

Э. БЕРНХАРДТ

переработка термопластичных материалов

PROCESSING of THERMOPLASTIC MATERIALS

Edited by
ERNEST C. BERNHARDT, DR. LNG.

Polychemicals Department
E. I. du Pont de Nemours & Co., Inc.

PLASTICS ENGINEERING SERIES

REINHOLD PUBLISHING CORPORATION
NEW YORK
CHAPMAN & HALL, LTD., LONDON

Э. БЕРНХАРДТ
(СОСТАВИТЕЛЬ)

ПЕРЕРАБОТКА ТЕРМОПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Перевод с английского
Р. В. ТОРНЕРА, Е. В. ЗАКС,
Ф. Б. ГУБЕРА, В. И. ГАРЦМАНА

Под редакцией
Г. В. ВИНОГРАДОВА

ИЗДАТЕЛЬСТВО «ХИМИЯ»
МОСКВА · 1965

УДК 678·073:678·027/029-20-82
Б 51

Книга посвящена переработке термопластичных материалов. Она состоит из трех частей. Первая часть — теоретическая, во второй части рассматриваются основные процессы переработки этих материалов в изделия, в третьей части собраны обширные справочные сведения о свойствах термопластов, выпускаемых американскими фирмами. По сравнению с первым изданием (1962 г.) в текст перевода внесены исправления и уточнения некоторых расчетных формул.

Книга предназначается для инженерно-технических работников заводов по переработке пластических материалов, работников научно-исследовательских институтов и конструкторских бюро, создающих новые образцы машин для переработки полимеров, а также студентов соответствующих вузов.

К ЧИТАТЕЛЮ

Издательство просит присылать Ваши замечания и отзывы об этой книге по адресу: Москва, К-12 Новая площадь, 10, Издательство «Химия»

СОДЕРЖАНИЕ

От редактора 11
Введение 14

Часть первая

Теоретические основы процессов переработки термопластичных материалов 17

Глава I. **Особенности течения термопластичных материалов** 19

Основные свойства материалов 19
Идеализированные тела 19
Течение реальных материалов 27
Влияние давления 47
Влияние температуры 51
Течение в трубах простой геометрической формы сечения 56
Изотермическое течение в круглых трубах 56
Изотермическое течение между двумя плоскостями и в трубах прямоугольного сечения 70
Течение в кольцевых каналах 71
Неизотермическое течение в круглых трубах 76
Практические методы определения реологических характеристик жидкости 78
Характеристики стационарного развившегося течения 78
Процессы, протекающие во времени 82
Условные обозначения 82
Литература 85

Глава II. **Термодинамика и теплопередача** 89

Термодинамика и теплофизические расчеты 90
Термодинамические функции 90
Полный энергетический баланс процесса течения 96
Теплообмен 101
Теплопроводность 103
Конвекция 109
Лучистый теплообмен 115
Нагревание термопластичных материалов 120
Нагревание с применением электронагревателей сопротивления 120
Нагревание токами высокой частоты 121
Индукционный нагрев 125
Нагревание за счет внутреннего трения в материале 126
Условные обозначения 128
Литература 130

Глава III. **Теория смешения и диспергирования** 131

Смешение 131
Описание смесей 132
Идеальный процесс смешения 140
Периодический процесс смешения 146
Непрерывный процесс смешения 148
Мощность, расходуемая при смешении 150
Данные, необходимые для расчета процесса смешения 152
Диспергирование 153
Приложение А 154
Увеличение поверхности контакта при деформациях сдвига и растяжения 154
Приложение В 157
Одновременное действие деформации сдвига и диффузии 157
Приложение С. 160
Толщина полос при случайном распределении элементов смеси 160
Приложение D 161
Расчет смешения при ламинарном течении в смесителе непрерывного действия 161
Приложение Е 165
Расчет эффективности смесителя непрерывного действия 165
Условные обозначения 166
Литература 167

Часть вторая

Процессы переработки термопластичных материалов 169

Глава IV. **Шприцевание (экструзия)** 171

Введение в теорию шприцевания 171
Конструкция шприц-машины 172
Упрощенный качественный анализ работы шприц-машины 176
Шприц-машины специального назначения 181
Вывод основных уравнений течения для червячной шприц-машины 184
Схематическое описание работы одночервячной шприц-машины 185
Распределение скоростей в канале червяка 187
Утечки 215
Окончательная форма уравнений течения в червяке шприц-машины 218
Мощность, расходуемая в червячных шприц-машинах 220
Расчет производительности пластицирующих шприц-машин 226
Общий случай 227
Изотермический режим 229
Адиабатический режим 247
Уравнения, описывающие транспортировку сыпучих материалов 253
Теория транспортировки сыпучих материалов 253
Проектирование пластицирующих шприц-машин 255
Теория и проектирование 256
Мощность, потребляемая пластицирующей шприц-машиной . . 266
Моделирование пластицирующих машин 269
Приборы для контроля и управления процессом шприцевания . . . 272
Конструирование головок 278
Упрощенный аналитический подход к конструированию головок 278

Более точный подход к конструированию головок 283
Связь между головкой и шприц-машиной 291
Данные, необходимые для проектирования головки 291
Головки для шприцевания круглых стержней 293
Щелевые головки 299
Кабельные головки 305
Коллекторные листовальные головки 307
Листовальные головки типа «рыбий хвост» (клинового типа) . . 311
Головки для шприцевания изделий с клиновидным сечением . . 313
Головки для шприцевания изделий сложного профиля с участками неравной толщины 316
Головки для шприцевания «массивных профилей» 318
Особенности технологии изготовления головок 320
Очередные задачи 320
Охлаждающее, отборочное и приемное оборудование 321
Охлаждающие приспособления 322
Отборочные устройства 325
Приемные механизмы 326
Расчет процессов теплопередачи 327
Приложение А 334
Текучесть и метод расчета поправок на величину средней текучести для круглых отверстий и плоских щелей 334
Приложение В 336
Вывод точного уравнения течения ньютоновской жидкости через кольцевой канал 336
Приложение С 339
Вынужденный поток в кабельных головках 339
Условные обозначения 342
Литература 345

Глава V. **Литье под давлением** 349

Литьевые машины 349
Цикл формования 354
Питание гранулами 357
Нагревательный цилиндр 361
Теоретическое рассмотрение 361
Конструкция нагревательной камеры 373
Регулирование температуры 381
Форсунки 384
Прессформы для литья под давлением 387
Детали прессформы 388
Конструкция прессформы 397
Влияние давления, температуры и времени на процесс литья под давлением 402
Уравнение состояния 402
Диаграмма давление—температура 403
Формуемость 407
Методы определения формуемости 416
Приложение А 422
Литература 426

Глава VI. **Каландрование** 428

Обработка материала на каландре 428
Проблемы конструирования каландров 430
Измерение давления и распорного усилия 432

Методы экспериментального определения давлений и распорных усилий . . . 432
Аналитическое определение давления и распорного усилия . . . 434
Примеры расчета по уравнению Ардичвили . . . 438
Методы регулирования профиля листа . . . 444
Прогиб валков каландра . . . 445
Бомбировка валков . . . 446
Перекрещивание и контризгиб валков . . . 446
Некоторые дополнительные соображения . . . 449
Последовательные этапы конструирования агрегата для каландрования . . . 451
Приложение А . . . 453
Вывод уравнения Гаскелла . . . 453
Литература . . . 455

Глава VII. **Смешение и диспергирование** . . . 456

Процесс смешения . . . 456
Процесс диспергирования . . . 457
Смешение и диспергирование термопластичных материалов . . . 457
Современная теория смешения и диспергирования . . . 457
Теоретическое положение . . . 458
Смешение при ламинарном течении . . . 458
Ограничения, определяющие область применения теории смешения . . . 459
Определение степени смешения . . . 460
Оборудование, применяемое для смешения и диспергирования . . . 461
Двухвалковые смесительные вальцы . . . 465
Закрытые смесители . . . 477
Одночервячные шприц-машины . . . 486
Червячные смесители . . . 488
Выводы . . . 490
Приложение А . . . 491
Течение в зазоре между кромкой лопасти и стенкой камеры закрытого смесителя . . . 491
Канал с постоянной глубиной . . . 494
Канал с линейно меняющейся глубиной . . . 494
Литература . . . 499

Глава VIII. **Формование изделий из листовых материалов** . . . 501

Основные методы формования изделий из листов . . . 502
Штампование . . . 502
Формование с проскальзыванием листа в прижимной раме . . . 503
Формование сжатым воздухом (пневмоформование) . . . 503
Вакуумформование . . . 503
Разновидности методов формования из листов . . . 504
Различные способы штампования . . . 504
Различные способы формования сжатым воздухом . . . 505
Различные способы вакуумформования . . . 508
Комбинированное пневмо- и вакуумформование . . . 517
Вакуумформовочные машины . . . 518
Машины с ручным управлением . . . 518
Полуавтоматические машины . . . 519
Автоматические машины . . . 521
Комбинированные шприц и вакуумформовочные машины . . . 525

Элементы вакуумформовочных машин . . . 526
Нагревательное оборудование . . . 526
Закрепление листа . . . 529
Вспомогательные обвязки прижимной рамы . . . 529
Вакуумные системы . . . 531
Воздушный компрессор . . . 532
Формы . . . 532
Регулирование температуры и охлаждение . . . 538
Техника безопасности . . . 539
Анализ технологии вакуумформования . . . 539
Обогрев . . . 539
Вытяжка разогретых листов . . . 544
Охлаждение . . . 555
Листовые материалы . . . 558
Листовой материал на основе полистирола . . . 559
Листовой материал на основе полиакрилата . . . 560
Листовой материал на основе виниловых полимеров . . . 561
Листовой материал на основе полиолефинов . . . 561
Листовой материал на основе целлюлозы . . . 562
Полиамидные и полиэфирные пленки . . . 563
Обработка готовых изделий . . . 563
Обрезка . . . 563
Нанесение рисунка на лист и обработка поверхности . . . 566
Перспективы развития процесса формования термопластичных материалов . . . 567
Литература . . . 567

Глава IX. **Формование полых изделий** . . . 569

Основные методы формования полых изделий . . . 570
Раздувание листа . . . 570
Изготовление полых изделий литьем под давлением и их сборка . . . 570
Формование в черновой и чистовой формах . . . 571
Центробежное литье . . . 572
Раздувание рукава . . . 573
Развитие методов выдувания полых изделий . . . 573
Современные процессы . . . 575
Анализ параметров процесса . . . 579
Рабочие параметры . . . 579
Свойства полимеров . . . 579
Перспективы развития процесса . . . 581
Литература . . . 581

Глава X. **Сварка термопластичных материалов** . . . 583

Виды сварки . . . 583
Сварка в сварочных прессах . . . 584
Типы нагревателей . . . 584
Регулируемые параметры процесса . . . 585
Способы, предотвращающие прилипание материала к плитам . . . 589
Непрерывная сварка . . . 590
Высокочастотная сварка . . . 592
Свойства полимеров . . . 593
Принцип действия . . . 594
Рабочий цикл . . . 597
Газовая сварка . . . 597

Сварка при помощи нагретых инструментов 599
Индукционная сварка и другие аналогичные ей способы 599
Индукционная сварка 599
Сварка при помощи нагревателей сопротивления 601
Сварка при помощи шприц-машины 601
Фрикционная сварка 602
Параметры процесса 604
Перспективы развития процесса сварки 605
Литература 605

Часть третья

Технологические свойства перерабатываемых материалов 607

Полиакрилаты 614
Целлюлозные пластики 628
Полиамиды 642
Полиэтилен 650
Полистирол 688
Виниловые полимеры 714
Указатель 738

ОТ РЕДАКТОРА

Предлагаемая вниманию советских читателей монография по переработке термопластичных материалов, изданная Американским обществом инженеров по пластмассам, представляет собой сборник статей, содержащих в большинстве случаев систематическое изложение материала, но иногда недостаточно согласованных между собой.

Первая часть книги включает три главы. Глава I посвящена элементарному рассмотрению физико-механических (прежде всего реологических) свойств расплавов и растворов полимеров. Поскольку реология является базой теоретического анализа многих процессов переработки полимеров, основные положения главы I широко используются в остальных частях книги. Глава II в простой и сжатой форме дает представление о теплофизических характеристиках полимерных материалов и о процессах теплопередачи. Такие характеристики полимеров, как, например, энтальпия и ее зависимость от температуры, имеют большое значение при проведении многих процессов переработки термопластов, особенно при их литье под давлением. Вопросы теплопередачи часто являются решающими при переработке термопластичных материалов. В главе III, в которой излагаются основы теории перемешивания и диспергирования полимерных материалов, широко используются методы математической статистики, что может представить трудности для лиц, незнакомых с этими методами. Однако большинство последующих глав книги (кроме главы VII) не требует предварительного знакомства с главой III.

Вторая, основная часть книги состоит из семи глав, неравноценных по глубине изложения. Частично это объясняется тем, что не все процессы переработки термопластичных материалов поддаются теоретическому анализу и расчету, но в то же время некоторые практически хорошо разработанные процессы осве-

щены слишком конспективно (примером может служить глава X). Во второй части монографии обобщен значительный опыт, накопленный в США по конструированию оборудования для переработки термопластичных материалов, в частности по контролю и автоматизации этих процессов, но в ней слабо отражены качественные особенности переработки отдельных видов пластических масс. Поэтому хорошим дополнением к настоящей монографии может служить выпускаемая в США издательством Reinhold серия книг небольшого объема, посвященных разным видам полимеров. Некоторые из этих книг вышли в переводе на русский язык (Флойд, Полиамиды, Госхимиздат, 1960 г.; Домброу, Полиуретаны, Госхимиздат, 1961 г.; Крессер, Полипропилен, Издатинлит, 1963 г.).

В третьей части книги приведено много опытных данных, характеризующих важнейшие, с точки зрения переработки, свойства термопластичных полимеров, наиболее широко используемых в США. Выпускаемые у нас полимерные материалы могут существенно отличаться от них по составу и свойствам, что необходимо учитывать при использовании данных третьей части книги для проведения различных расчетов.

Для облегчения пользования приведенным в книге большим фактическим материалом все числовые данные пересчитаны в метрическую систему мер. При пользовании этими данными нельзя забывать, что применяемые у нас стандартные методы и условия испытаний полимерных материалов часто не соответствуют тем, которые рекомендованы Американским обществом испытания материалов. Поэтому всегда следует обращать внимание, каким методом и при каких условиях производилось определение того или иного параметра.

Ввиду очень быстрого развития промышленности пластмасс приводимая в монографии информация о масштабах производства и переработки полимерных материалов является в значительной мере устаревшей.

При подготовке русского издания книги встретились значительные трудности, вызванные главным образом отсутствием установившейся терминологии. Кроме того, авторы некоторых глав иногда пользуются специфическим техническим жаргоном, распространение которого в советской технической литературе

нежелательно. Замеченные в американском оригинале неточности и опечатки были устранены.

В целом книга, бесспорно, явится полезным пособием для инженерно-технических работников заводов, выпускающих изделия из пластических масс, а также для конструкторов новых высокопроизводительных машин, перерабатывающих пластические массы и резину.

В первой части книги глава I переведена Р. В. Торнером совместно с И. В. Конюх, глава II переведена Ф. Б. Губером, глава III переведена В. И. Гарцманом. Во второй части главы IV и V переведены Р. В. Торнером, главы VI и VII переведены Ф. Б. Губером, глава VIII переведена Е. В. Закс совместно с Б. М. Лакомским, главы IX и X переведены Е. В. Закс. Третью часть книги перевел Р. В. Торнер.

Г. В. Виноградов

ВВЕДЕНИЕ*

Термин «plastics engineering» еще не является общепринятым и не получил всеобщего признания. Однако обычно считают, что к переработке пластмасс относятся следующие основные области:

1) Подготовка пластических материалов к переработке—модификация их путем различных химических превращений или посредством добавления веществ, изменяющих соответствующим образом их свойства.

2) Переработка полимеров—разработка и применение различных процессов расплавления, формирования и других методов, изменяющих свойства пластических материалов с целью лучшего их использования.

3) Изготовление деталей из пластмасс с учетом свойств материала и условий эксплуатации.

4) Общие технологические операции, такие, как контроль качества продукции, разработка методов испытаний, некоторые экономические вопросы, связанные с производством и сбытом готовых изделий, изучение областей возможного применения готовых изделий и другие.

За последние двадцать лет наблюдается громадный рост потребления полимерных материалов. Синтетические полимеры по своему значению приближаются к таким природным полимерам, как каучук, хлопок и шелк, которые служили человечеству в течение многих столетий и продолжают играть существенную роль и сейчас. Кроме того, перспективы применения синтетических материалов все время расширяются. В последние годы синтетические каучуки, волокна, пластические массы и поверхностные покрытия составили значительную долю продукции химической промышленности США.

Производство большинства синтетических материалов является сложным технологическим процессом, который экономически целесообразен только при осуществлении его в большом масштабе. Высокая техническая сложность и значительные капиталовложения, требующиеся для производства пластических масс в промышленном масштабе, послужили стимулом для интен-

* Э. К. Бернхардт (E. C. Bernhardt, Dr. Ing., Polychemicals Department, E. I. du Pont de Nemours and Co., Inc.).

сивного развития исследовательских и проектных работ в области производства полимерных материалов.

Вместе с тем до недавнего времени основные операции переработки полимеров были сравнительно простыми в техническом отношении и требовали для своего осуществления незначительных капиталовложений. Поэтому такие производства оказывались рентабельными даже при небольших масштабах. Так, в конце 1930 г. капиталовложения на типовую 50-миллиметровую шприц-машину производительностью 12 *кг/ч* составили (включая комплектующее оборудование) примерно 4000 долларов. Поэтому в таких условиях в создании и усовершенствовании оборудования можно было идти эмпирическим путем без большого риска.

В последнее десятилетие технологические процессы и перерабатывающее оборудование были существенно усовершенствованы. Размеры и производительность перерабатывающих машин увеличились до таких пределов, что строительство предприятий для переработки пластических материалов потребовало значительно бóльших затрат. Производительность шприц-машин, применяющихся в современных установках для покрытия бумаги, составляет 400 *кг/ч* полимера, а стоимость их вместе с комплектующим оборудованием достигает 250 000 долларов. Некоторые литьевые машины и каландры требуют еще больших капиталовложений, а основное количество применяющихся в настоящее время полимеров перерабатывается именно на таких машинах.

Поскольку стоимость проведения экспериментальных работ на подобных установках очень высока, необходим научный подход к проектированию и изготовлению нового оборудования. Вот почему возрос интерес к применению научно обоснованных методов расчета при конструировании перерабатывающего оборудования для отраслей промышленности, связанных с синтезом и переработкой полимерных материалов, и у машиностроителей, занятых изготовлением перерабатывающего оборудования.

«Polymer processing*—технология переработки полимеров—это область техники, охватывающая все виды оборудования и процессов, предназначенных для улучшения свойств полимеров и переработки их в различные изделия. В процессе переработки в материале могут происходить химические реакции, пластическая деформация, и, наконец, необратимое изменение физических свойств. Сюда не относятся химические реакции, которые протекают при синтезе полимеров».

* Определение термина «polymer processing» см. Bernhardt E. C., McKelvey J. M., Polymer Processing—a New Engineering Speciality, Mod. Plast., **35**, 154 (July, 1958).

Эта область подразделяется на две главные отрасли:
1) переработка термопластичных материалов и
2) переработка термореактивных материалов.

При переработке термопластичных материалов обычно не происходит значительных химических изменений. Если известны вязкостные и теплофизические свойства перерабатываемой смолы, а также протекающие при этом процессы, то можно проанализировать большинство процессов переработки термопластов и предсказать рабочие характеристики оборудования.

Для того чтобы проанализировать процессы переработки термореактивных смол, необходимо, кроме этого, знать кинетику реакций полимеризации и учитывать их влияние на вязкостные и теплофизические свойства смолы, изменяющиеся по мере протекания процесса. Поэтому эта область технически значительно сложнее.

Ввиду этих особенностей в настоящей монографии рассматриваются только вопросы переработки термопластов. Химические изменения, которые могут протекать при этих процессах, не являются предметом данной работы.

Монография состоит из трех основных частей.

В первой части—«Теоретические основы процессов переработки термопластичных материалов» рассматриваются теории течения, основы процессов теплопередачи и теория смешения. На основании этих представлений разрабатываются методы конструирования и расчета оборудования для переработки термопластов.

Во второй части—«Процессы переработки термопластичных материалов» изложены принципы конструирования и расчета основных видов оборудования для переработки полимеров. В этом же разделе приведен вывод уравнений, описывающих поведение материала в рабочих органах машин.

В третьей части—«Технологические свойства» описаны реологические и теплофизические свойства термопластов, знание которых необходимо для конструирования перерабатывающих машин. Эти данные приводятся в таком виде, который, по мнению авторов, делает их наиболее удобными для использования в расчетных уравнениях предыдущих разделов.

Цель, которая стоит перед инженером по переработке термопластов, заключается в определении производительности той или иной машины, если известны ее конструкция, рабочий режим, а также физические и химические свойства перерабатываемого материала. Авторы настоящей монографии надеются, что она поможет читателю приблизиться к этой цели.

Часть первая

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПРОЦЕССОВ ПЕРЕРАБОТКИ ТЕРМОПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Глава 1

ОСОБЕННОСТИ ТЕЧЕНИЯ ТЕРМОПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ*

Основные свойства материалов

Идеализированные тела

Введение понятия идеализированных тел является отправным пунктом при рассмотрении течения полимерных материалов, так как их действительное поведение лучше определяется и воспринимается как ряд отклонений от идеального. Более того, многие концепции, выведенные для идеализированных тел, оказываются очень ценными при истолковании поведения реальных полимеров.

Ввиду того что расплавы и растворы полимеров обладают рядом свойств, присущих как твердым, так и жидким телам, необходимо хотя бы кратко рассмотреть оба эти состояния.

Идеальное (упругое) твердое тело. Идеальное твердое тело подчиняется закону Гука:

$$d\sigma = E\frac{dL}{L_0} \tag{1}$$

или

$$\sigma_T = E\frac{L - L_0}{L_0} = E\varepsilon_T \tag{2}$$

Таким образом, относительное удлинение ε_T (т. е. деформация) прямо пропорционально приложенному растягивающему напряжению σ_T. Коэффициент пропорциональности E часто называют модулем Юнга, или модулем упругости твердого тела.

Закон Гука позволяет определить удлинение идеального твердого тела под влиянием растягивающего напряжения σ_T при использовании модуля упругости E, который может рассматриваться как физико-механическая характеристика материала. Аналогично можно определить поведение твердого тела, если к нему

---

* А. Б. Метцнер (A. B. Metzner, Sc. D., Department of Chemical Engineering, University of Delaware).

приложено касательное напряжение, применяя в этом случае модуль упругости сдвига, обычно называемый «модулем сдвига»:

$$F/A = G\,\frac{\Delta L}{L_0} \tag{3}$$

или

$$\tau = F/A = G\gamma_s \tag{4}$$

где τ—приложенное напряжение сдвига (рис. 1,1);
γ_s—деформация материала.

Модуль сдвига G однозначно связан с модулем растяжения E, хотя численно они не совпадают[1].

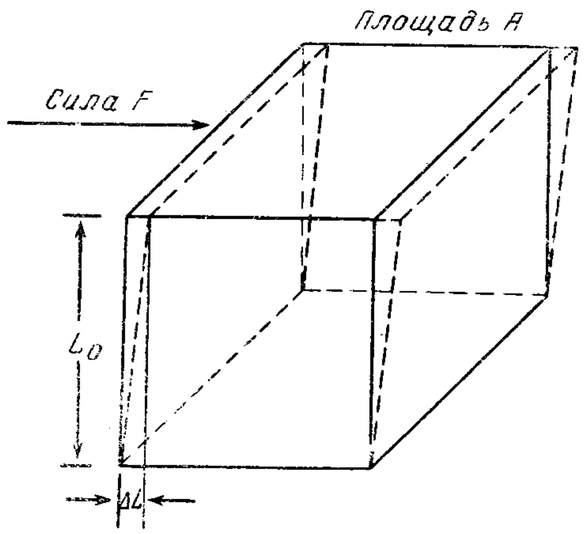


Рис. 1,1. Деформация упругого твердого тела под действием напряжения сдвига.

Если в данном диапазоне напряжений реальное твердое тело проявляет свойства идеального, то после снятия напряжения тело мгновенно возвращается к своей первоначальной форме.

Таким образом, характеристики идеального твердого тела в напряженном состоянии идентичны характеристикам идеально упругой спиральной пружины. Поскольку поведение твердого тела при сдвиге однозначно связано с его поведением при растяжении, реологи иногда рассматривают спиральную пружину как механическую модель, описывающую упругую реакцию при сдвиге. Это не означает, что молекулы твердого тела имеют спиральную конфигурацию, но свойства их таковы, что материал в целом ведет себя подобно упругой пружине.

Основные характеристики упругого твердого тела могут быть определены следующим образом: 1) прямая пропорциональность между напряжением и деформацией и 2) мгновенное изменение формы тела при изменении напряжения.

Идеальная спиральная пружина может рассматриваться как механическая модель упругого твердого тела.

Идеальная или ньютоновская жидкость. Рис. 1,2 иллюстрирует поведение идеальной жидкости под действием напряжения сдвига $\tau = F/A$. Предположим, что пространство между двумя параллельными плоскостями (площадь каждой плоскости равна A)

заполнено жидкостью. Тогда, если приложить к верхней плоскости любую сколь угодно малую силу F, то эта плоскость передвинется в какое-то новое положение, но не мгновенно, как, например, верхняя грань твердого куба, изображенного на рис. 1,1. Вместо этого сила, приложенная к ограничивающей жидкость плоскости, будет сдвигать эту плоскость относительно другой параллельной ей плоскости с постоянной скоростью u до тех пор, пока сила останется постоянной (на практике этот опыт видоизменяют так, чтобы избежать вытекания жидкости и иметь две неограниченные плоскости, расположенные друг против друга). Кроме того, жидкость никогда не стремится вернуться к начальному состоянию после прекращения действия напряжения сдвига.

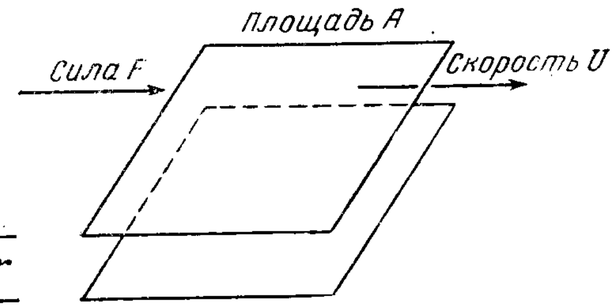


Рис. 1,2. Жидкость подвергается деформации сдвига между двумя параллельными плоскостями (в идеализированном виде)[50].

Поскольку даже несмачивающая жидкость прилипает к ограничивающей ее стенке так, что предотвращается относительное движение между ними (за исключением некоторых особых случаев, см. стр. 55), жидкость у нижней пластины имеет нулевую скорость, тогда как скорость ее у верхней пластины равна u и совпадает по направлению с действием силы. Так как сдвигающая сила передается равномерно через жидкость к нижней плоскости, каждый слой жидкости в пределах пространства с высотой r будет перемещаться относительно следующего слоя так, что изменение скорости в зависимости от расстояния (градиент скорости) будет постоянным. Математически отношение между напряжением сдвига и вызываемым им изменением градиента скорости (поскольку u/r постоянно и равно du/dr) может быть выражено одним из двух уравнений

$$\tau = F/A = \mu_F\,\frac{u}{r} \tag{5}$$

$$\tau = \mu_F\,du/dr \tag{6}$$

где μ_F—вязкость жидкости;
du/dr—градиент скорости или скорость сдвига жидкости.

Так же как модуль упругости, связывающий напряжение с деформацией в упругом твердом теле, вязкость идеальной ньютоновской жидкости может рассматриваться как физическая характеристика материала.

Чтобы подчеркнуть связь уравнений (5) и (6) с уравнениями (3) и (4), их можно записать в другом виде[1]. В случае идеальной ньютоновской жидкости деформация (представляющая по существу перекашивание элементарных объемов, первоначально имевших форму прямоугольных параллелепипедов) происходит во времени. За время dt это изменение равно расстоянию, на которое передвигается верхняя плоскость:

$$dL = u\,dt \tag{7}$$

Дифференциал деформации $d\gamma_s$, выраженный как dL/L (или dL/r в данном случае) будет равен:

$$d\gamma_s = \frac{dL}{r} = \frac{u}{r}\,dt \tag{8}$$

или

$$\frac{d\gamma_s}{dt} = \frac{u}{r} = \frac{du}{dr} \tag{9}$$

Отсюда видно, что градиент скорости du/dr равен скорости деформации $d\gamma_s/dt$. Поэтому для идеальной ньютоновской жидкости

$$\frac{d\gamma_s}{dt} = \frac{\tau}{\mu_F} \tag{10}$$

а для идеально упругого твердого тела

$$\gamma_s = \frac{\tau}{G} \tag{11}$$

Величины μ_F и G являются константами при данной температуре, поэтому интересно сравнить поведение жидкости и твердого тела под действием постоянного напряжения сдвига. В твердом теле деформация постоянна, в то время как в ньютоновской жидкости постоянна скорость деформации, а деформация сдвига может увеличиваться под действием напряжения сдвига неограниченно.

Все газы и жидкости с относительно низким молекулярным весом ведут себя как ньютоновские жидкости[59], по крайней мере в пределах достижимой точности эксперимента*.

* Рейнер[91, 92] качественно рассматривает примеры необычного поведения газов в специальных условиях. Наблюдаемая аномалия хорошо согласуется с допущением о существовании «поперечной вязкости», которая приводит к возникновению нормальных к направлению течения напряжений (в дополнение к обычным касательным напряжениям, действующим в направлении течения в потоке ньютоновской жидкости). В то время как в большинстве случаев течения ньютоновских жидкостей этими напряжениями можно пренебречь, при изучении поведения жидкостей в специальных условиях их следует учитывать. Наличие этой аномалии позволяет предположить, что, по-видимому, все жидкости обладают неньютоновскими свойствами, хотя многие вязкие среды (например, газы) в обычных условиях эксперимента по своим свойствам очень близки к идеальным ньютоновским жидкостям.

Простые вязкоупругие жидкости. Наиболее простой математический подход к объяснению аномального поведения неньютоновских жидкостей состоит в предположении, что они обладают свойствами, характерными как для ньютоновской жидкости [уравнения (5) и (10)], так и для идеально упругого твердого тела [уравнения (3) и (11)]. Существует много различных вариантов сочетания этих свойств, но интересны только некоторые из них.

Для того чтобы лучше понять физическую природу таких жидкостей, можно условно представить себе их состоящими из отдельных механических элементов, которые в совокупности моделируют действительное поведение жидкости при течении (хотя между поведением механических моделей и истинными физическими свойствами жидкостей наблюдается только отдаленное сходство). Чтобы еще более упростить понимание физической природы поведения материала при его деформации, вначале рекомендуется рассмотреть не сдвиг, а простое растяжение.

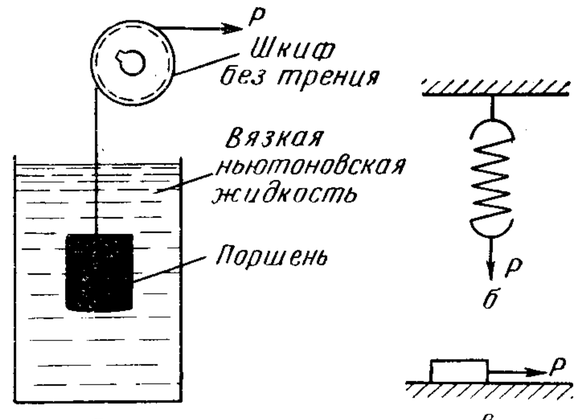


Рис. 1,3. Механические элементы, моделирующие реологическое поведение реальных материалов:
а—ньютоновский вязкий элемент; *б*—упругая пружина; *в*—тело Сен-Венана.

Для моделирования следует иметь три механических элемента:

1) Модель ньютоновской жидкости—вязкий элемент, представляющий собой сосуд, заполненный ньютоновской жидкостью, в которой перемещается поршень. Поршень перемещается под действием силы P (рис. 1,3,*а*). Если предположить, что система обладает идеальными свойствами, т. е. что влиянием турбулентности, силами тяжести и инерцией, а также концевыми эффектами можно пренебречь, то сила P приведет к возникновению в жидкости напряжения τ, которое заставит жидкость деформироваться

с постоянной скоростью сдвига. Если P (а значит и τ) увеличить в два раза, то скорость сдвига жидкости и скорость подъема поршня также увеличатся вдвое. Если мгновенно снять силу P, то поршень немедленно остановится и не будет стремиться вернуться в первоначальное положение. Таким образом, эта модель обладает основными чертами чисто ньютоновского поведения: линейной зависимостью между напряжением сдвига и скоростью сдвига согласно уравнениям (5) и (10) и отсутствием «памяти» или какого-либо предпочтительного состояния системы.

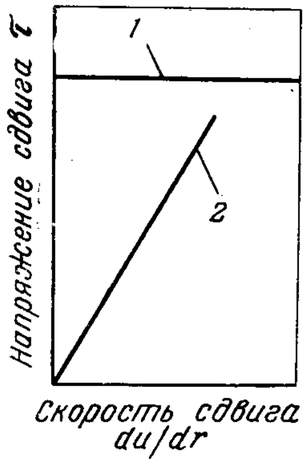


Рис. 1,4. Зависимость напряжения сдвига от скорости сдвига тела:
1—тело Сен-Венана; *2*—ньютоновская жидкость.

2) Идеальная упругая пружина моделирует упругое твердое тело (рис. 1,3, *б*). В этом случае инерционными силами также можно пренебречь. Под действием силы P пружина мгновенно удлиняется, причем величина растяжения согласно уравнениям (3) и (11) прямо пропорциональна P. Как только напряжение снимается, пружина мгновенно возвращается в свое первоначальное положение, демонстрируя тем самым прекрасную «память» о своей предпочтительной конфигурации.

3) Тело Сен-Венана (рис. 1,3, *в*), которое может быть представлено элементом, лежащим на плоскости, моделирует некоторые особые свойства жидкости. При этом (рис. 1,3, *в*) полагают, что элемент не обладает инерцией, а статический и кинетический коэффициенты трения равны. Характерно, что тело не начнет двигаться до тех пор, пока величина напряжения не превысит некоторого «предельного» значения. Вместе с тем рассматриваемое тело может двигаться с любой скоростью, когда приложенное усилие достигнет или превысит величину, соответствующую предельному напряжению. Это наглядно показано на рис. 1,4, на котором сопоставлены графики зависимости касательных напряжений от скоростей сдвига для тела Сен-Венана и ньютоновской жидкости.

Основываясь на этих трех механических элементах, можно рассмотреть поведение нескольких типов более сложных жидкостей.

Тело Максвелла. Модель тела Максвелла состоит из идеальной пружины и вязкого элемента, соединенных последовательно (рис. 1,5, *а*). Как только к такой модели прикладывается напряжение τ, пружина мгновенно растягивается; под действием того же напряжения τ поршень начинает двигаться в жидкости с по-

стоянной скоростью и движется до тех пор, пока величина τ поддерживается постоянной. Общая деформация, следовательно, будет равна сумме деформации пружины и деформации, обусловленной перемещением поршня. Отсюда общая скорость деформации равна:

$$\frac{d\gamma_{\text{общ.}}}{dt} = \frac{d\gamma_1}{dt} + \frac{d\gamma_2}{dt} \qquad (12)$$

где γ_1—деформация пружины согласно уравнению (11), а $d\gamma_2/dt$ определяется по уравнению (10). Поскольку модуль сдвига пружины G и ньютоновская вязкость μ_F являются константами, при подстановке их значений в уравнение (12) получаем выражение:

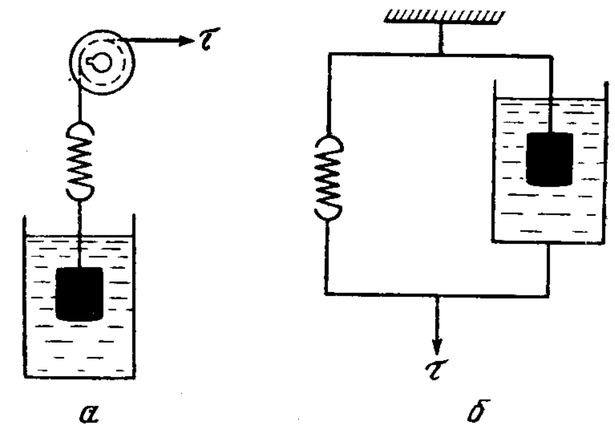


Рис. 1,5. Реологические модели тел Максвелла и Фойгта (Кельвина):
а—тело Максвелла; *б*—тело Фойгта (Кельвина).

$$\frac{d\gamma_{\text{общ.}}}{dt} = \frac{1}{G} \cdot \frac{d\tau}{dt} + \frac{\tau}{\mu_F} \qquad (13)$$

При постоянной деформации величина $d\gamma_{\text{общ.}}/dt$ становится равной нулю. Преобразуя уравнение (13), получим:

$$\frac{d\tau}{\tau} = -\frac{G}{\mu_F}\,dt \qquad (14)$$

или после интегрирования:

$$\tau = \tau_0 e^{-Gt/\mu_F} \qquad (15)$$

где τ_0—напряжение, которое существовало в момент прекращения деформации.

Таким образом, напряжение τ уменьшается до $1/e$ ($\sim$37%) своего первоначального значения за время, при котором

$$\frac{Gt}{\mu_F} = 1 \tag{16}$$

или

$$t_{\text{релакс.}} = \frac{\mu_F}{G} \tag{17}$$

Величина μ_F/G имеет размерность времени и называется «временем релаксации» материала. Эта величина, на которую мы неоднократно ссылаемся в последующем изложении, представляет один из важнейших результатов количественного рассмотрения поведения тела Максвелла.

Если вместо режима постоянной деформации рассмотреть режим постоянного, приложенного к телу Максвелла напряжения τ, то величина $d\tau/dt$ в уравнении (13) обратится в нуль. Тогда получим выражение

$$\frac{d\gamma_s}{dt} = \frac{1}{\mu_F}\,\tau$$

которое идентично уравнению (10) для ньютоновской жидкости. Это объясняется тем, что пружина в момент приложения напряжения немедленно удлиняется до своей конечной длины. После этого движение всей системы зависит только от поведения вязкого элемента. Если к телу Максвелла приложена знакопеременная нагрузка, то при достаточно высокой частоте изменения напряжений поршень практически не будет перемещаться и тело в целом проявит только упругие свойства, т. е. превратится в идеально упругое тело.

Интересно поведение максвелловского тела при полном снятии напряжения: пружина мгновенно сокращается до своей первоначальной длины, а поршень останавливается. В результате тело в целом остается деформированным на величину, равную перемещению поршня вязкого элемента.

Тело Фойгта или Кельвина. Это тело можно представить состоящим из пружины и вязкого элемента, соединенных не последовательно, как в теле Максвелла, а параллельно (рис. 1,5, *б*). Под действием приложенного постоянного напряжения тело начинает быстро деформироваться, так как вначале пружина растянута незначительно, ее реакция относительно мала и бóльшая часть напряжения приходится на вязкий элемент. С течением времени скорость деформации уменьшается и достигает нулевого значения, когда приложенное напряжение уравновесится напряжением, действующим в пружине. Если тело Максвелла по своим

свойствам приближается к жидкости, так как под действием постоянного напряжения его деформация неограниченно увеличивается, то тело Фойгта или Кельвина ведет себя подобно твердому телу, так как его деформации остаются конечными. Единственное отличие модели Фойгта от модели идеально упругого твердого тела состоит в том, что для осуществления его деформации требуется конечное время. При снятии напряжения тело Фойгта полностью (хотя и замедленно) возвращается к своей первоначальной конфигурации.

Смешанные модели. Из большого числа моделей, предложенных для описания поведения различных реальных материалов, следует упомянуть еще две модели: это тело Бингама, модель которого состоит из последовательно соединенных вязкого элемента и тела Сен-Венана*, и тело Пойнтинга и Томсона, модель которого представляет собой пружину, присоединенную параллельно телу Максвелла. Подробно обе эти модели рассмотрены Рейнером[90] и Алфреем[1]. Алфрей рассматривает поведение многих из этих систем с учетом сил инерции, но его математический анализ не такой исчерпывающий, как у Рейнера. Более полное математическое описание тела Максвелла читатель найдет в ранних работах Рейнера[90], которые свободны от типографских опечаток, нередко встречающихся в его последних работах[92]. Нолл[73] развил теорию трехмерного элемента Максвелла, но полученные им уравнения не позволяют рассчитать кривые течения, соответствующие экспериментальным данным, хотя правильно отражают общие закономерности.

Течение реальных материалов

Классификация жидкостей на основе характеристики их развившегося течения. Поскольку течение через трубы, насадки с постоянным поперечным сечением и в вискозиметрах обычно представляет развившийся стационарный процесс, за исключением областей, в которых нельзя пренебречь концевыми эффектами, то в данном разделе рассматривается только стационарный режим течения. При этом условия течения (температура, давление и скорость течения) поддерживаются постоянными или близкими к постоянным. Установившееся течение является удобным состоянием, позволяющим сравнительно просто проанализировать основные его закономерности. Располагая данными, полученными

* По Рейнеру[92], тело Бингама представляет собой последовательное соединение вязкого элемента, тела Сен-Венана и пружины. Однако обычно жидкости, свойства которых соответствуют телу Бингама, не обладают упругостью. Следовательно, включение в модель пружины еще больше сужает возможность применения этой модели.

при изучении установившегося течения жидкости, можно учесть поправки, связанные с эффектами, зависящими от времени.

На рис. 1,6 и 1,7 графически сопоставлено поведение различных видов жидкостей при их установившемся течении. Эти графики характеризуют зависимости между напряжением сдвига и скоростью сдвига, полученные в идеальном вискозиметре, который позволяет провести эксперимент по схеме*, изображенной на рис. 1,2.

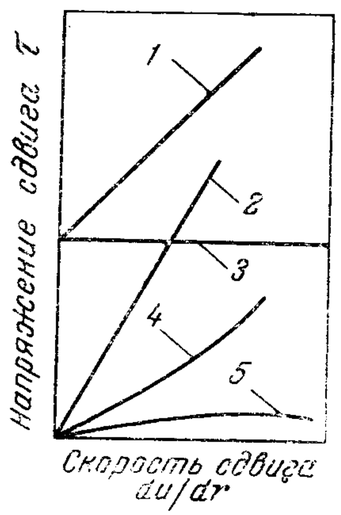


Рис. 1,6. Кривые течения в арифметических координатах:

1—тело Бингама; *2*—ньютоновская жидкость; *3*—тело Сен-Венана; *4*—дилатантная система; *5*—псевдопластичное тело.

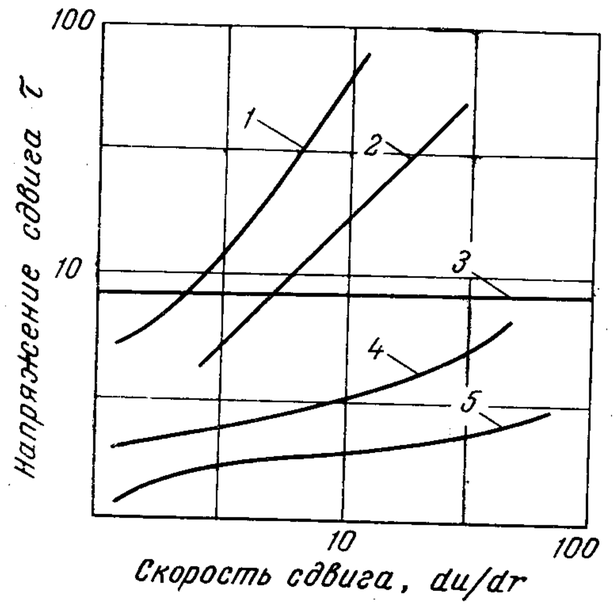


Рис. 1,7. Кривые течения в логарифмических координатах:

1—дилатантная система; *2*—ньютоновская жидкость (тангенс угла наклона=1,00); *3*—тело Сен-Венана (тангенс угла наклона=0); *4*—тело Бингама; *5*—псевдопластичное тело.

На рис. 1,6 и 1,7 зависимости, существующие между касательными напряжениями и скоростями сдвига, приводятся соответственно в арифметических и логарифмических координатах. Первый из этих графиков приведен только потому, что многие знакомы только с такой формой изображения этой зависимости. Однако для инженерных целей такой способ изображения не имеет практической ценности по следующим причинам:

1) Он может повести к ложным выводам, так как относительная точность графика при различных скоростях сдвига не одинакова: в области малых скоростей сдвига даже большие ошибки могут остаться незамеченными (так как расстояние экспериментальных точек от кривой всегда мало), в то время как в области высоких скоростей сдвига отчетливо видны даже очень малые отклонения. Это особенно неудобно применительно к описанию свойств таких неньютоновских материалов, как полимеры, поскольку в этом случае следует рассмотреть чрезвычайно широкий диапазон скоростей сдвига.

2) Затруднено сравнение между ньютоновским и неньютоновским поведением жидкостей. Например, очень трудно ответить на вопрос, насколько сильно данная жидкость отличается от ньютоновской.

3) Кривая для класса псевдопластичных неньютоновских жидкостей, которые наиболее важны в промышленности, изображается неудачно. Если ту же кривую для псевдопластичных тел построить в логарифмических координатах (см. рис. 1,7), то в этом случае она обычно имеет вид прямой линии в сравнительно широком диапазоне скоростей сдвига.

Степень отклонения от ньютоновского поведения может быть оценена количественно по кривой зависимости напряжения сдвига от скорости сдвига в логарифмических координатах (см. рис. 1,7). Логарифмируя уравнение, описывающее ньютоновское поведение жидкости [уравнение (6)], получим:

$$\lg \tau = \lg \left(\mu_F \frac{du}{dr} \right) \tag{18}$$

Так как логарифм произведения равен сумме логарифмов, то можно написать:

$$\lg \tau = \lg \frac{du}{dr} + \lg \mu_F \tag{19}$$

Уравнение прямой линии вида

$$y = nx + b \tag{20}$$

идентично уравнению (19), в котором:

$$y = \lg \tau \qquad x = \lg \frac{du}{dr}$$

$$n = 1 \qquad b = \lg \mu_F$$

* Методы получения действительных соотношений между касательными напряжениями и скоростями сдвига на менее идеальных, но применяемых на практике вискозиметрах будут рассмотрены в разделе о практических методах изучения свойств жидкостей, стр. 78.

Таким образом, зависимость между напряжением сдвига и скоростью сдвига* ньютоновской жидкости в логарифмических координатах представляет собой прямую линию, тангенс угла наклона которой равен единице (тангенс угла наклона=n). Степень отклонения от ньютоновского поведения можно оценить величиной, на которую отличается от единицы тангенс угла наклона кривой течения данной неньютоновской жидкости в логарифмических координатах. Для неньютоновских псевдопластичных и бингамовых тел значение тангенса угла наклона у кривых течения должно находиться в пределах от нуля (для жидкости, обладающей свойствами сен-венановского тела) до единицы; тангенс угла наклона кривых течения дилатантных тел может изменяться от единицы до бесконечности. Поскольку по тангенсу угла наклона кривых течения в логарифмических координатах можно количественно оценить характер жидкости и степень неньютоновского поведения, тангенс угла наклона получил название «индекса течения» жидкости[59,63] и может рассматриваться как ее физическая характеристика. Часто индекс течения сохраняется постоянным в довольно широком диапазоне скоростей сдвига; поэтому при использовании экспериментальных данных для расчета новых конструкций необходимо, чтобы индекс течения жидкости был определен в том же диапазоне скоростей сдвига, при которых эта жидкость будет перерабатываться. Подобный подход приложим и к другим физическим свойствам: поскольку все они изменяются под влиянием ряда факторов, при их определении следует учитывать эти изменения. Например, удельная теплоемкость и теплопроводность изменяются с температурой, поэтому всегда должен быть указан температурный интервал, которому соответствует данное значение константы.

Член b в уравнении прямой линии [уравнение (20)] представляет собой отрезок, отсекаемый на оси y при $x=0$. Поскольку $\lg du/dr$ равен нулю при $du/dr=1$, вязкость жидкости μ_F можно определить по отрезку, отсекаемому на оси y при $du/dr=1$. Отсюда следует, что чем больше значение вязкости ньютоновской жидкости, тем выше расположена ее кривая течения на графике.

Подобное рассуждение можно применить и к неньютоновским жидкостям: кривые «наиболее вязких» жидкостей располагаются в верхней части логарифмического графика «напряжение сдвига—скорость сдвига». Кривые течения неньютоновских жидкостей в логарифмических координатах могут быть не прямыми линиями,

* Зависимость между напряжением сдвига и скоростью сдвига жидкости обычно называется ее кривой течения (см., например[59]).

поэтому возможно, что данная жидкость окажется более вязкой в одном диапазоне скоростей сдвига и менее вязкой в другом. Эти особенности можно учесть, воспользовавшись понятием «эффективной» вязкости неньютоновских жидкостей.

Вязкость материала определяется* следующим уравнением:

$$\mu_F = \frac{\tau}{du/dr} \qquad (6)$$

Для ньютоновских жидкостей это действительно константа, характеризующая их свойства (при данной температуре). Для неньютоновских жидкостей отношение касательного напряжения к скорости сдвига уже непостоянно при данной температуре; оно меняется с изменением касательного напряжения (или скорости сдвига). Тем не менее понятием эффективной вязкости можно пользоваться во многих случаях. На рис. 1,8 приведены кривые зависимости эффективной вязкости от скорости сдвига, построенные на основе кривых рис. 1,7. При вычислении эффективной вязкости напряжения сдвига разделили на соответствующие им значения скорости сдвига.

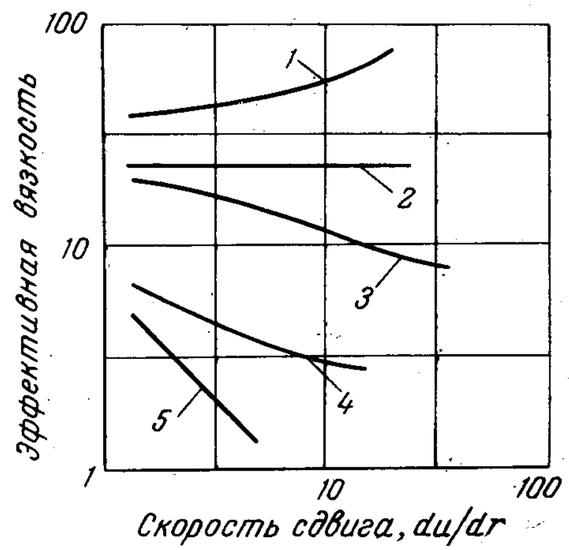


Рис. 1,8. Эффективная вязкость как функция скорости сдвига для систем, кривые течения которых изображены на рис. 7:
1—дилатантная система; *2*—ньютоновская жидкость (тангенс угла наклона=0); *3*—псевдопластичное тело; *4*—тело Бингама; *5*—тело Сен-Венана (тангенс угла наклона= —1).

Как видно из графика, скорость изменения эффективной вязкости в зависимости от скорости сдвига у разных видов тел различна. Вследствие этого один материал может быть более вязким в одном диапазоне скоростей сдвига и менее вязким в другом. Это возможно даже, если сравниваемые между собой жидкости относятся к одному типу, например к псевдопластичным телам.

* То обстоятельство, что вязкость материала может определяться именно по уравнению (6), часто не признается (см., например[123]). Это одна из главных причин запутанности, существующей в этой сравнительно простой области.

Тангенсы углов наклона кривых на рис. 1,7 и 1,8 связаны между собой следующим образом:

$$\text{Тангенс угла наклона на рис. 1,8} = \frac{d(\lg \mu_{эф.})}{d(\lg du/dr)} = \frac{d(\lg \tau/du/dr)}{d(\lg du/dr)} = \frac{d(\lg \tau - \lg du/dr)}{d(\lg du/dr)}$$

Но $d\lg\tau/d\lg\frac{du}{dr}=n$—индекс течения, который равен тангенсу угла наклона кривых на рис. 1,7.

Тангенс угла наклона кривой на рис. 1,8 равен тангенсу угла наклона кривой на рис. 1,7 минус 1.

Приведенные до сих пор рассуждения носят общий характер и относятся ко всем видам жидкостей. Прежде чем перейти к следующему вопросу, полезно оценить относительное значение различных видов систем. Выше отмечалось[59, 62], что истинно бингамово пластическое поведение свойственно только очень малому числу тел. Возможно, что ни одно из них не является строго бингамовым телом[1]. Отто[74] показал, что если рассматривать широкий диапазон скоростей сдвига, то даже кривая течения истинно бингамова тела может быть близко аппроксимирована или ньютоновской жидкостью (при высокой скорости сдвига), или сен-венановым телом (при низких скоростях сдвига). И только в относительно узкой промежуточной области их значений бингамово тело обладает лишь ему присущими свойствами. Поэтому бингамовы тела упоминаются в настоящей монографии только для полноты обзора, а также благодаря их историческому значению*. Хотя математическая простота оценки поведения бингамовых пластичных тел продолжает привлекать внимание многих ученых, исследования в этой области имеют очень ограниченное практическое применение[44,87]. Так называемые «обобщенные неньютоновские жидкости»[90] также не рассматриваются в данной книге, так как присущие им особенности в реальных случаях встречаются очень редко.

Дилатантное поведение довольно подробно рассмотрено в специальной монографии[59]. Более поздние исследования[64,125] согласуются с теоретическими выводами, изложенными в этой работе. Известно, что дилатантное течение характерно в основном для суспензий с большим содержанием твердых частиц. Такие

* Рейнер указывает на несколько случаев[90, 92], когда современная реология начала развиваться с анализа систем, приближающихся по своему поведению к таким системам, которые сейчас называются «пластичными телами Бингама».

суспензии редко встречаются при переработке термопластов*. Поскольку анализ процесса течения и метода вискозиметрии псевдопластичных тел можно применить и к дилатантным материалам, в дальнейшем явление дилатантности специально не рассматривается.

Таким образом, для анализа процессов переработки наибольшее значение имеет изучение псевдопластичных и ньютоновских жидкостей в условиях развившегося стационарного течения. Кривые течения таких жидкостей представлены на рис. 1,6—1,8.

Эффекты, зависящие от времени. Установлено, что воспроизводимые кривые течения для некоторых жидкостей (особенно паст и растворов полимеров) можно получить только после их энергичного перемешивания или, другими словами, после того, как они были подвергнуты значительной деформации сдвига. Без такого предварительного перемешивания напряжение сдвига при постоянной скорости сдвига с течением времени увеличивается или уменьшается, асимптотически приближаясь к равновесному значению. Жидкости, у которых напряжение сдвига (а следовательно, и эффективная вязкость) увеличивается со временем, называются реопектическими. Жидкости, в которых напряжение сдвига при постоянной скорости сдвига уменьшается, называются тиксотропными[59].

Тиксотропия имеет гораздо большее значение, чем реопексия (которая встречается очень редко). Подробно явление тиксотропии описано в книге Грина[32]. Более поздние исследования[59] показывают, что огромное количество экспериментальных ошибок в большинстве исследований по тиксотропии делает недействительными почти любые количественные выводы из этих работ. Поэтому в дельнейшем эффекты, зависящие от времени, не рассматриваются по следующим причинам:

1) Критический анализ методов, применяемых для изучения тиксотропии, показывает, что многие «примеры» тиксотропного поведения в действительности обусловливаются скорее экспериментальными ошибками, чем наличием какой-либо временной зависимости.

2) Во многих процессах, встречающихся на практике, материал предварительно подвергается интенсивной деформации сдвига в насосе, питателе или другом вспомогательном оборудовании. Поэтому можно считать, что материал находится в таком состоянии, когда его свойства не зависят от времени.

3) При установившемся течении материала в перерабатывающем оборудовании временные эффекты большей частью (но не

* Исключением является шприцевание слегка смазанных гранул, например при переработке поливинилхлоридных пластизолей.

обязательно всегда) связаны с концевыми эффектами, которые возникают при течении полимеров, по-видимому, вследствие энергии, затрачиваемой дополнительно на преодоление эластичности материала. Поэтому дополнительно накладывающийся на них эффект тиксотропии почти не влияет на конечный результат.

Как уже указывалось, в дополнение к тиксотропии и реопексии, в результате высокой эластичности полимеров возникают особые эффекты на входе в капилляр или на выходе из него. Эти эффекты обсуждаются ниже (стр. 64).

Поведение полимеров в расплавах и растворах (установившееся течение). Факторы, определяющие форму кривой течения. Неньютоновское поведение расплавов и растворов полимеров при их течении зависит от следующих двух особенностей строения этих материалов:

1) Несимметричность формы (большая длина по сравнению с поперечными размерами) молекул при наличии градиента скорости в потоке вызывает их ориентацию[47,59]. Поэтому конец молекулы, расположенный ближе к оси трубы, движется несколько быстрее по сравнению с другим ее концом, находящимся ближе к стенке. В результате происходит ориентация молекул в направлении течения. Эта ориентация тем больше, чем выше скорость, а следовательно, и градиент скорости (или скорость сдвига) в потоке. Высокая степень ориентации достигается в том случае, если ее скорость становится достаточной для подавления дезориентирующего влияния теплового (броуновского) движения.

Поэтому при очень низких скоростях сдвига, когда превалирует действие дезориентирующих сил, ориентации молекул в потоке не наблюдается и материал ведет себя как ньютоновская жидкость. Наоборот, при чрезвычайно высоких градиентах скорости влиянием броуновского движения можно пренебречь, так как скорость ориентации, возникающая благодаря сдвигу, очень высока. Поэтому дальнейшее увеличение скорости сдвига заметно не влияет на ориентацию, и поведение материала опять приближается к ньютоновскому (особенно его вязкостные свойства). Хотя приведенные рассуждения и объясняют причину ориентации асимметричных частиц в потоке, они не отвечают на вопрос, отличается ли вязкость материала с ориентированными частицами при высоких скоростях сдвига от его вязкости при очень низких скоростях сдвига. Не ясно также, является ли ориентация молекул единственной и достаточной причиной неньютоновского поведения при средних скоростях сдвига, как это следует из рассмотрения кривых течения псевдопластичных материалов (см. рис. 1,7 и 1,8). Чтобы ответить на этот вопрос, надо остановиться на природе вязкости жидкости, т. е. рассмотреть механизм передачи момента количества движения от молекул в быстро движущихся слоях к молекулам в медленно движущихся слоях. В газах в результате беспорядочного (броуновского) движения малые молекулы переходят из быстро движущегося слоя в слой с меньшей скоростью, где они теряют избыток своей (направленной) скорости в результате столкновений с более медленно движущимися молекулами.

В жидкости свободный объем* слишком мал, чтобы даже сравнительно небольшие молекулы могли проникнуть из более быстро перемещающегося слоя в более медленно движущийся слой**. В результате обмен количеством движения между этими слоями происходит не вследствие соударения молекул, а скорее потому, что быстро движущаяся молекула увлекает молекулу, обладающую меньшей скоростью[45]. Молекулы могут отделяться друг от друга до окончания процесса обмена количеством движения.

В полимерных молекулах, полностью ориентированных и выпрямленных при высоких скоростях сдвига, передача момента количества движения от быстро движущегося к медленно движущемуся слою должна происходить так же, как и в жидкостях, поскольку размеры «дырки» слишком малы для размещения длинной молекулы. Поэтому вязкость при высоких скоростях сдвига будет очень низкой, приближаясь к величине, которой обладала бы жидкость, состоящая из мономерных, а не полимерных молекул. В то же время при низких скоростях сдвига, когда заметной ориентации молекул не наблюдается, один конец полимерной молекулы может находиться в области более высокой, а другой в области более низкой скорости. Тогда момент количества движения из области высокой скорости может передаваться даже более эффективным путем по сравнению с передачей момента количества движения в газах: избыточная энергия, которой обладает конец молекулы, находящийся в области высоких скоростей, передается другому концу той же молекулы, где она рассеивается в результате прямых столкновений с молекулами, движущимися с малой скоростью. Поэтому при низких скоростях сдвига вязкость полимера чрезвычайно высока.

Чем выше гибкость полимерной молекулы, тем в меньшей степени будет выражен упомянутый выше эффект[36], поскольку даже при низких скоростях сдвига отдельные части молекулы будут легко ориентироваться. Повышение температуры препятствует ориентации молекул, так как при этом возрастает интенсивность броуновского движения молекул. Следовательно, с повышением температуры разность между значениями ньютонов-

* Объем или пространство, не занятое молекулами.

** Статистически возможно проникновение некоторых молекул в соседние слои. Однако вероятность таких случаев очень невелика.

ской вязкости при низких и высоких скоростях сдвига будет уменьшаться, а область неньютоновского течения будет сдвигаться в сторону более высоких скоростей сдвига. Оба эти эффекта способствуют уменьшению изменения вязкости со скоростью сдвига; индекс течения повышается; следовательно, степень неньютоновского поведения (псевдопластичности) с увеличением температуры* уменьшается.

Бонди[9] использовал уравнение течения Эйринга для количественного описания эффекта ориентации. Однако полученные уравнения и результаты их применения были подвергнуты критике.

2) Размер кинетически самостоятельных структурных элементов в жидкостях, особенно когда это группы молекул, а не единичные молекулы, должен уменьшаться с увеличением касательного напряжения или скорости сдвига. Процесс объединения разрушенных структурных элементов связан в этом случае с межмолекулярными силами. Характер воздействия скорости сдвига и температуры на размеры указанных элементов аналогичен их влиянию на ориентацию молекулы, так как при переходе из области низких скоростей сдвига к высоким скоростям сдвига также наблюдается изменение реологических свойств от ньютоновского к псевдопластичному и затем вновь к ньютоновскому поведению. В литературе по реологии принято считать, что в тех случаях, когда может происходить распрямление и ориентация молекул, эти процессы определяют поведение жидкости при течении. Влияние размера структурных элементов принимается доминирующим в тех случаях, когда молекулы полимера имеют почти одинаковые размеры во всех направлениях, а также при деформации паст, являющихся суспензиями твердых частиц в жидкостях.

Поскольку допущение о существовании у твердых полимеров вязкоупругих свойств (т. е. допущение, что материал ведет себя как тело Максвелла или Фойгта—Кельвина или как разные сочетания этих тел) явилось полезным при изучении небольших изменений формы, были предприняты попытки приложить те же механические модели для интерпретации особенностей установившегося течения полимеров. Эти обобщения можно найти у Пао[76] и Эйриха[24].

В этом случае единственное допущение, касающееся особенностей молекулярной структуры жидкости, проявляющихся при

* Поскольку практически все технологические процессы, сопровождающиеся изменением температуры, проводятся при постоянном давлении, возникает дополнительный эффект, связанный с уменьшением плотности жидкости при повышении температуры. При этом увеличивается расстояние между молекулами в жидкости, т. е. уменьшается величина сил межмолекулярного взаимодействия, а следовательно, и вязкость при любых скоростях сдвига.

сдвиге, состоит в предположении, что молекулы текущей жидкости могут скользить одна относительно другой. Этим собственно и определяется понятие вязкости при течении. Кроме того, полагают, что действующие в жидкости касательные напряжения вызывают упругую деформацию молекул. Уже при рассмотрении особенностей течения максвелловой жидкости было показано, что невозможно описать наблюдающееся при установившемся течении реальных жидкостей изменение эффективной вязкости со скоростью сдвига, используя только одно время релаксации (т. е. при помощи модели жидкости, состоящей только из одного элемента Максвелла). Однако многие авторы утверждают, что такое описание возможно*.

Ввиду сложности методов математической обработки, которыми приходится пользоваться при расчете полной статистической модели, состоящей из неограниченного числа параллельных элементов, при изучении течения этот метод приближения имеет ограниченное применение. С помощью этого наиболее сложного в настоящее время метода Пао получил результаты, позволяющие сравнить рассчитанные кривые течения с экспериментальными, а также подсчитать скорость течения материала через трубу круглого сечения при любом касательном напряжении. Разброс экспериментальных данных затрудняет сравнение расчетных и опытных кривых течения, тем не менее между этими кривыми можно наблюдать заметное различие: несмотря на сведение до минимума ошибок, расчетная величина объемного расхода превышает замеренную более чем на 25%. Этот наилучший на сегодняшний день результат был получен для жидкости, которая обладает очень небольшой аномалией вязкости (индекс течения около 0,6). Очевидно, прежде чем можно будет воспользоваться этим методом для инженерных расчетов, потребуется его дальнейшее уточнение.**

Кроме статистического подхода к описанию реологических свойств полимеров, примененного Пао, некоторые реологи-математики пытались получить уравнения течения, не учитывая основные молекулярные свойства материала[97]. Такой подход почти не объясняет особенностей поведения полимеров и, поскольку полученные этим путем результаты имеют ограниченное значение, он не может быть рекомендован.

Этот раздел был посвящен вопросу о влиянии размеров, ориентации частиц и эластичности жидкости на форму ее кривой

* Противоположной точки зрения придерживается также Олдройд[24].

** Эта точка зрения в настоящее время уже устарела. Современный подход позволяет рассчитать все параметры стационарного течения на основании релаксационного спектра. —*Прим. ред.*

течения. Хотя знание этих факторов имеет большое прикладное значение для предсказания предполагаемых изменений вязкости в ходе процесса переработки, до сих пор не удалось установить количественных соотношений, правильно отражающих структурно-молекулярные свойства жидкости при течении.

Примеры кривых течения. В работах Филиппова и его сотрудников приведены наиболее исчерпывающие вискозиметрические данные, полученные в широком диапазоне скоростей сдвига[14, 78, 81]. На рис. 1,9 приведены кривые зависимости напряжений сдвига

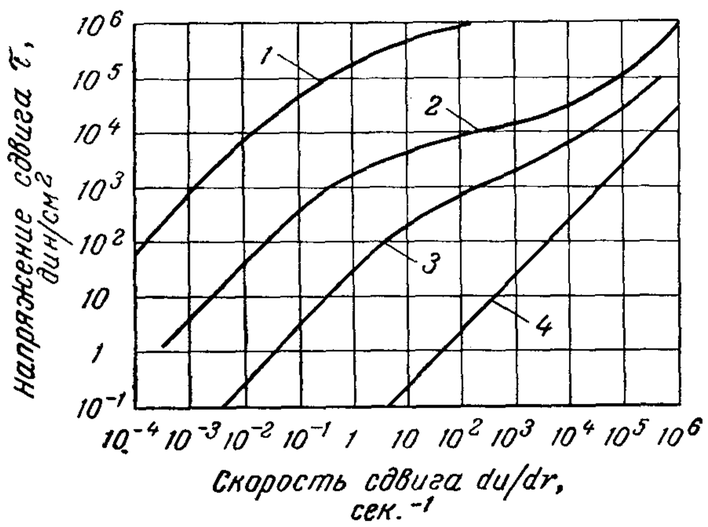


Рис. 1,9. Сравнение кривых течения расплава полимера и растворов полимеров[14, 81]:

1—расплав полиэтилена при 125 °С (индекс расплава 2,1); *2*—9%-ный раствор полиизобутилена при 25 °С; *3*—3%-ный раствор полиизобутилена при 25 °С; *4*—«ньютоновский растворитель» при 25 °С (декалин).

от скоростей сдвига по работам Бродняна, Гаскинса и Филиппова[14] и Филиппова и Гаскинса[81]. Из сравнения кривых *2* и *3* с кривой течения растворителя *4* можно видеть, что с увеличением концентрации полимера вязкость раствора повышается и образуется ветвь неньютоновского (псевдопластичного) течения (индекс течения меньше единицы). Растворы ведут себя как ньютоновские жидкости в области очень низких и очень высоких скоростей сдвига.

С увеличением концентрации полимера поведение раствора при средних скоростях сдвига все сильнее отличается от ньютоновского, а диапазон скоростей сдвига, соответствующих области неньютоновского течения, расширяется. Скорость сдвига, при которой течение раствора снова приближается к ньютоновскому уже в области высоких касательных напряжений, почти

не изменяется. Эти результаты хорошо согласуются с теоретическими предпосылками предыдущего раздела.

Поскольку в растворе происходит ассоциация полимерных молекул с молекулами растворителя, с увеличением концентрации полимера содержание «свободного» или неассоциированного растворителя в растворе уменьшается. В результате эффективная вязкость при любой заданной скорости сдвига повышается с концентрацией, поскольку масса и силовые поля* вокруг кинетически самостоятельных в потоке полимерных образований больше, чем у чистого растворителя. Распрямление и ориентация частиц и уменьшение их размеров (благодаря наличию напряжений сдвига) зависят в первую очередь от величины напряжения. Поэтому в растворах данного типа неньютоновское поведение начинает проявляться приблизительно при одном и том же напряжении сдвига, независимо от концентрации полимера в растворе. Показанная на рис. 1,9 зависимость неньютоновского поведения раствора от концентрации обусловлена, по-видимому, изменениями размера кинетически самостоятельного полимерного образования в потоке с ростом концентрации. В концентрированном растворе полимера не только отсутствует свободный растворитель, но и, кроме того, каждая полимерная молекула не полностью сольватирована. В результате все молекулы растворителя, ассоциированные с данной полимерной молекулой, удерживаются более прочно (отсутствуют слабо связанные молекулы), и под влиянием малых касательных напряжений размер кинетически самостоятельного полимерного образования не изменяется. В противоположность этому при высоких скоростях сдвига ньютоновское поведение наступает тогда, когда скорость ориентации под влиянием большого градиента скорости становится достаточной для того, чтобы поддерживать относительно полную ориентацию полимерных частиц, несмотря на дезориентирующее воздействие броуновского движения. Достижение ньютоновского поведения раствора должно зависеть только от значения градиента скорости (скорости сдвига), как это и подтверждается данными, приведенными на рис. 1,9.

Можно ожидать, что кривые течения расплавов больше, чем кривые течения растворов, будут согласовываться с развитыми выше представлениями. Приведенные на рис. 1,9 кривые подтверждают это предположение. Однако экспериментальные трудности препятствуют получению данных по реологическим свойствам расплавов полимеров в таком же широком диапазоне изменения скорости сдвига, как для растворов. Высокие касательные

* Факторы, влияющие на передачу моментов количества движения, а значит, и на вязкость раствора.

напряжения могут вызвать механическую деструкцию полимера и разрывы струи, что затрудняет исследование полимеров в этих условиях.

Очень важной особенностью данных, представленных на рис. 1,9, является большая широта охваченного ими диапазона скоростей сдвига. Большинство авторов до сих пор получали данные при изменении скорости сдвига в пределах 1—2 десятичных порядков. Приведенные на рис. 1,9 кривые, полученные при изменении скорости сдвига в диапазоне 6—9 десятичных порядков, представляют исключительный интерес.

S-образные кривые течения (см.рис. 1,9), которые указывают на существование областей ньютоновского течения только при очень низких и очень высоких скоростях сдвига, можно считать типичными для растворов и расплавов полимеров. Однако полимерные пасты при высоких скоростях сдвига часто проявляют дилатантность. В этом случае получаемые кривые аналогичны кривым, изображенным на рис. 1,9, за исключением области высоких скоростей сдвига, где тангенс угла наклона кривой (индекс течения) может возрастать неограниченно. При высокой концентрации пасты[74] точка, в которой тангенс угла наклона становится больше единицы, может соответствовать сравнительно низким скоростям сдвига порядка 10—100 $сек^{-1}$, а иногда и еще более низким значениям.

Количественное описание кривой течения с помощью теоретических и эмпирических уравнений. Качественное описание кривой течения важно для предварительной оценки и предсказания общего характера изменений свойств расплава, вызванных изменениями условий переработки. Были сделаны попытки описать эти свойства количественно[32, 47, 69, 70, 80, 90, 102, 105]. Большинство предложенных решений этой задачи являются неудачными, так как они или недостаточно полно представляют характеристики течения реальных расплавов, или слишком сложны для практического применения. Только два количественных соотношения заслуживают рассмотрения.

1. Уравнение Эйринга—Пауэлла, устанавливающее связь между напряжением сдвига и скоростью сдвига

$$\tau = \mu \frac{du}{dr} + \frac{1}{B} \operatorname{Arsh} \left(\frac{du/dr}{A_{EP}} \right) \qquad (21)$$

где μ, B и A_{EP}—три экспериментально определяемые константы. При низких скоростях сдвига Arsh (x) приближается к (x), следовательно, уравнение примет вид:

$$\tau = \left[\mu + \frac{1}{A_{EP}B} \right] \frac{du}{dr} \qquad (22)$$

Отсюда вытекает предположение о существовании ньютоновского течения при низких скоростях сдвига. Ньютоновская вязкость равна $\mu + 1/A_{EP}B$. При промежуточных скоростях сдвига уравнение (21) описывает псевдопластичное неньютоновское поведение в соответствии с качественными результатами, представленными на рис. 1,9. При высоких скоростях сдвига вторым членом уравнения(21) можно пренебречь, и следовательно, зависимость между напряжением сдвига и скоростью сдвига становится опять линейной, т. е. вновь наблюдается ньютоновское течение. Уравнение основано на теоретических предпосылках[86, 89] и качественно согласуется с экспериментальными данными в очень широком диапазоне изменения скоростей сдвига. Таким образом, это уравнение может быть весьма полезным.

Однако практическое применение уравнения (21) ограничено по следующим причинам:

а) Количественно уравнение (21) совпадает с экспериментальными данными не так точно, как это можно было предположить при их качественном сравнении. Действительно, более простой «степенной закон», который рассматривается ниже, гораздо удобнее для описания реологических свойств полимеров при изменении скорости сдвига в пределах почти трех десятичных порядков[62], чем уравнение (21). Таким образом, хотя уравнение Эйринга—Пауэлла является одним из лучших отображений качественной картины поведения жидкости в неограниченно широком диапазоне изменения градиента скорости, его трудно использовать для точного описания кривой течения той же жидкости в пределах небольшого интервала изменений градиента скорости, что представляет интерес при инженерных расчетах. Кроме того, даже в случаях полного соответствия этого уравнения экспериментальным данным существует много других более простых уравнений, которые можно использовать на практике.

б) Теоретические предпосылки, на которых основан вывод этого уравнения, недостаточно достоверны[1, 68]. Поэтому оно описывает процесс течения только частично. Кроме того, трудность получения даже одного ряда констант, соответствующих опытным данным[15], уменьшает его значение.

в) Во многих случаях удобнее пользоваться уравнением, которое разрешается в явной форме относительно скорости сдвига (а не напряжения сдвига). Между тем при интегрировании уравнения (21) даже для сравнительно простой задачи (течение в круглой трубе) возникают значительные математические трудности. Результаты численного интегрирования в виде номограмм можно найти в работе[15].

Поэтому, хотя уравнение (21) является простейшей теоретической попыткой вывести общее соотношение между

напряжением сдвига и скоростью сдвига для неньютоновских систем, практическое применение его ограничено сложностью уравнения. Дальнейшие усложнения уравнения (21), подобные пяти- и шестипараметрическим моделям Ри и Эйринга[89], вряд ли могут быть оправданы.

Уравнение (21) целесообразно применять в следующих случаях:

а) При далекой экстраполяции опытных данных, поскольку это уравнение правильно отражает общую форму кривой течения. Следует отметить, однако, что для точного определения констант A_{EP}, B и μ требуются экспериментальные данные, полученные в широком интервале изменения скорости сдвига.

б) Если приходится пользоваться теми участками кривых течения, которые в двойных логарифмических координатах имеют большую кривизну. Большинство эмпирических уравнений [например, уравнение (23)] не точно соответствуют экспериментальным данным на том участке кривой течения, где она имеет сильно выраженную кривизну, например для 9%-ного раствора полиизобутилена при скорости сдвига примерно 2×10^4 *сек*$^{-1}$ (см. рис. 1,9). Однако следует иметь в виду, что логарифмические кривые большинства расплавов полимеров и их растворов не имеют участков большой кривизны.

2. Так называемое степенное уравнение, которое связывает напряжение сдвига и градиент скорости при помощи двух экспериментальных констант—индекса течения n и коэффициента K[59, 62]:

$$\tau = K\left(\frac{du}{dr}\right)^n \qquad (23)$$

Поскольку две константы—это минимальное число параметров, которые могут определить кривую течения неньютоновских материалов[59], и поскольку точное решение уравнения (23) может быть получено как относительно напряжения сдвига (приведенная форма записи), так и относительно скорости сдвига, то очевидно, что уравнение (23) описывает неньютоновское поведение жидкости в предельно простой математической форме. Несмотря на простоту уравнения (23), оно довольно точно соответствует экспериментальным данным. Это легко проконтролировать, поскольку в координатах логарифм напряжения сдвига—логарифм скорости сдвига уравнение (23) изображается прямой линией с тангенсом угла наклона, равным показателю степени n. Поэтому легко обнаружить отклонение экспериментальных данных от этого уравнения. Уравнение может быть разрешено и относительно эффективной вязкости:

$$\mu_{эф.} = \frac{\tau}{du/dr} = \frac{K}{(du/dr)^{1-n}} = K\,(du/dr)^{n-1} \qquad (24)$$

Следовательно, в логарифмических координатах кривая эффективной вязкости, как функции скорости сдвига, на участке, на котором применимо уравнение (23), изобразится прямой линией с тангенсом угла наклона, равным n—1. Приведенные выше теоретические выкладки и экспериментальные данные[14, 62 и 89] показывают, что уравнения (23) и (24) неудовлетворительны, если скорости сдвига изменяются в очень широком диапазоне, но они почти всегда согласуются с опытными данными при их изменении на один, а нередко даже на три—четыре десятичных порядка*. Недостатки уравнения (23), как чисто эмпирического, не снижают его значения[50].

Применение уравнений (23) и (24) ограничивается главным образом тем, что с их помощью невозможно правильно описать поведение жидкости при таких скоростях сдвига, когда ее течение приближается к ньютоновскому. Поэтому экстраполяция данных, полученных при изменении скоростей сдвига в небольшом интервале, соответствующем переходу от аномального к ньютоновскому течению, может повести к значительным ошибкам. Однако избежать этих ошибок, по-видимому, невозможно, так как экстраполяция ненадежна даже при использовании более сложных теоретических уравнений, если их параметры определены при условии ограниченного изменения скоростей сдвига. Поэтому очень важно получать реологические данные в том же диапазоне скоростей сдвига, для которого приводятся инженерные расчеты. При необходимости экстраполяции данных к скоростям сдвига, при которых поведение материала неизвестно, рекомендуется выбрать в части III данной книги кривую, аналогичную имеющейся, и проводить экстраполяцию, соблюдая между ними симбатность.

Нормальные напряжения. Гарнер с сотрудниками[28, 29] и Вайссенберг[119,120] наряду с тангенциальными напряжениями наблюдали возникновение нормальных напряжений при течении и деформации полимеров и их растворов. Результаты этих наблюдений особенно наглядно изложены в работах Вайссенберга[120,121], вследствие чего многими авторами видимые проявления этих напряжений называются «эффектом Вайссенберга». Ниже приводятся некоторые примеры, в которых проявляется действие нормальных напряжений:

1) При вращении вертикального вала, погруженного одним концом в жидкость, последняя стремится подняться по поверх-

* Интересно, например, отметить, что приведенные Ри и Эйрингом[89] экспериментальные данные, согласующиеся с их шестипараметрическим уравнением, в пределах ошибки опыта соответствуют также уравнению (23), исключая одну или две точки, полученные на границах экспериментальной области (и поэтому, возможно, ошибочных).

ности вала, тогда как чисто ньютоновская жидкость отбрасывалась бы (под действием центробежной силы) от вала тем дальше, чем больше скорость вращения вала. Во многих расплавах и растворах полимеров наблюдается такое явление: с увеличением скорости вращения жидкость поднимается все выше по поверхности вала. При соответствующем объеме жидкости и определенной скорости вращения вала вся жидкость может оказаться на поверхности вала. Если вместо вала вращать в жидкости короткую, открытую с обоих концов вертикальную трубку, то жидкость будет «прокачиваться» вверх по трубке и переливаться через ее верхний край.

2) Деформация жидкости между двумя параллельными вращающимися плоскостями приводит, помимо тангенциальных напряжений, к развитию нормальных к этим плоскостям напряжений (то же происходит между конусом и плоскостью в ротационных вискозиметрах). Если положение плоскостей не строго фиксировано, то под воздействием нормальных напряжений расстояние между ними увеличивается, одновременно происходит сжатие жидкости в радиальном направлении. Распределение нормальных напряжений и их абсолютные значения определены для ряда систем[14, 33, 52, 54, 75, 79, 82, 83, 98].

Качественно[120, 121] эффект Вайссенберга можно объяснить высокоэластической природой многих полимеров и их растворов. При вращении вала в жидкости (если отсутствует скольжение между валом и прилегающим к нему слоем жидкости или оно мало) высокая эластичность проявляется в растяжении (при одновременном сжатии в перпендикулярном направлении) слоев жидкости, находящихся под действием напряжений сдвига. Слои жидкости как бы «наматываются» на вал. В результате сжатия жидкость, стремясь перейти в ненапряженное состояние, поднимается вверх по валу. Таким образом, жидкость на валу должна находиться в напряженном состоянии. Вайссенберг показал[121], что это справедливо для таких вязких материалов, как расплавы полимеров. Если поднявшуюся по валу жидкость разрезать по вертикали, то разрез как бы раскрывается. Однако хотя это явление и объясняется высокой эластичностью, Ривлиным[92] и Рейнером[92] было показано, что неупругие жидкости также обладают подобными свойствами, благодаря, по мнению авторов, наличию «поперечной вязкости»*.

Муни[66, 67] считает, что эффект поперечной вязкости не единственная причина возникновения нормальных напряжений:

* Коэффициент поперечной вязкости жидкости определяется Рейнером[9] как мера напряжений, зависящих от градиентов скорости не в одном, а во всех направлениях.

эффект Вайссенберга обусловливается также высокоэластической природой рассматриваемых жидкостей, что допускал и Ривлин в другой своей работе[96]. Тем не менее Рейнер[91] экспериментально показал, что, какова бы ни была истинная причина эффекта Вайссенберга, даже в случае воздуха в известных условиях проявляется влияние поперечной вязкости. Все это подчеркивает большое значение так называемого эффекта Вайссенберга и связь его с упругими свойствами жидкости, а также то обстоятельство, что, вероятно, найдется немного материалов, являющихся действительно ньютоновскими жидкостями. Многие жидкости считаются ньютоновскими только потому, что отклонения их свойств от свойств ньютоновских жидкостей представляют собой величины такого порядка, которые не поддаются измерению при обычных экспериментах. По мере того как требования к условиям проведения производственных процессов становятся более жесткими, многие материалы, которые в настоящее время считаются ньютоновскими жидкостями, могут оказаться более сложными по своим реологическим характеристикам.

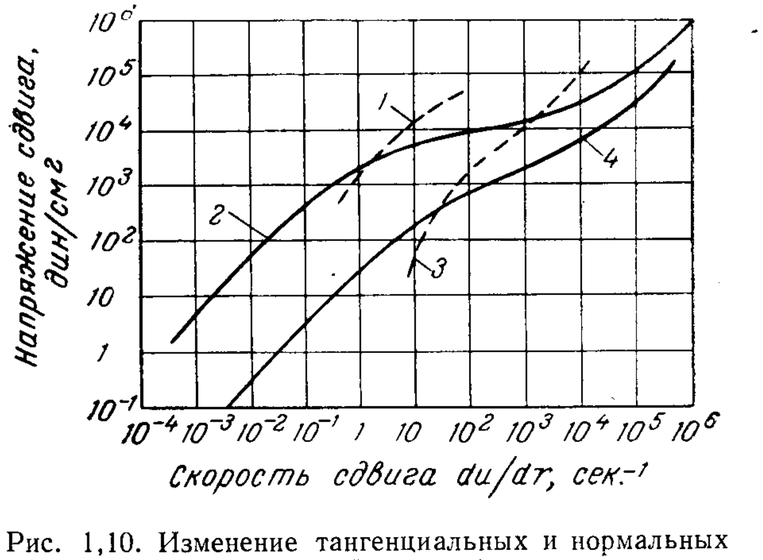


Рис. 1,10. Изменение тангенциальных и нормальных напряжений (напряжений сдвига) в зависимости от скорости сдвига для растворов полиизобутилена различной концентрации:

1, *2*—9%-ный раствор полиизобутилена; *3*, *4*—3%-ный раствор полиизобутилена.
— — — Нормальные напряжения.
——— Тангенциальные напряжения.

Почти все работы по количественному изучению нормальных напряжений опубликованы в течение последних трех или четырех лет. На рис. 1,10 сравниваются тангенциальные и нормальные напряжения для растворов полимеров различной концентрации

Эти данные доказывают ошибочность теории Паддена и Де-Витта[75], а также их метода построения приведенных переменных.* Так как теория Паддена и Де-Витта является распространением на кривые течения результатов более ранней работы Де-Витта, которую подверг резкой критике Пао[76], то доказательство ошибочности этой теории служит лишним подтверждением правоты Пао. Броднян, Гаскинс и Филиппов[14] подтверждают соответствие экспериментальных данных теориям Гринсмитса—Ривлина[33] и Муни[66] только на небольшом участке кривой, лежащем в области низких скоростей сдвига. Таким образом, полного, подтвержденного экспериментом анализа этих эффектов, в настоящее время еще не проведено.

Из графика, изображенного на рис. 1,10, следует:

1) Величина нормальных напряжений в жидкости, по-видимому, незначительна в области низких градиентов скорости, при которых наблюдается ньютоновское течение.

2) При увеличении скорости сдвига до значения, соответствующего заметному неньютоновскому поведению жидкости (при сдвиге), т. е. значению индекса течения, равному $0{,}7 \pm 0{,}2$, нормальные напряжения возрастают до значений, соизмеримых с величинами касательных напряжений.

3) По достижении точки перегиба кривой течения (соответствует скоростям сдвига, равным 500—5000 $сек^{-1}$ для кривых, изображенных на рис. 1,10) нормальные напряжения увеличиваются до значений, почти в 10 раз превосходящих значения касательных напряжений.

Изложенные выводы нельзя, конечно, полностью распространить на другие системы, например на расплавы полимеров, однако есть все основания полагать, что упругость, а следовательно, и нормальные напряжения для расплавов значительно больше, чем для растворов. Поскольку расплавы полимеров обычно перерабатываются в диапазоне скоростей сдвига, соответствующих заметному отклонению от ньютоновского течения, очевидно, что в производственных условиях нельзя пренебречь нормальными напряжениями, так как по своей величине они могут превысить касательные напряжения. Нормальные напряжения, безусловно, играют значительную роль в происхождении таких явлений, как изменение формы волокна по выходе его из фильеры. Предварительные расчеты для расплавов полимеров показывают, что при соизмеримости величин касательных и нормальных напряжений расчет толщины стенки трубы должен производиться с учетом значительного нормального к стенке давления внутри

* В настоящее время экспериментально установлена применимость предложенных Паденном и Де-Витта[76] обобщенных переменных к результатам вискозиметрических исследований.—*Прим. ред.*

трубы. О нормальных напряжениях в расплавах полимеров опубликовано мало данных; работа Поллетта[85] подтверждает сделанные выводы относительно значения и возможной величины нормальных напряжений.

Неустановившееся течение. За исключением работ, посвященных неустановившемуся течению полимеров при малых напряжениях и деформациях (в этом случае полимер обычно рассматривается как идеальное тело Максвелла), этот вопрос в литературе почти не освещен. Однако в задачу данной книги не входит изучение малых напряжений, и теория данного вопроса не рассматривается.

Влияние давления

Влияние давления на реологические свойства. Поскольку вязкость жидкости определяется величиной сил межмолекулярного взаимодействия (стр. 34—38), которые передают момент количества движения, и поскольку эти силы существенно зависят от межмолекулярных расстояний[31, 45], можно предполагать, что сжатие жидкости должно сопровождаться существенным увеличением вязкости. Иногда это предположение подтверждается экспериментальными данными. Однако для большинства случаев изменение вязкости не слишком значительно, так как для того чтобы изменить плотность на небольшую величину, следует приложить очень высокое давление. Так, вязкость этилового эфира или ацетона увеличивается при повышении давления до 4000 *атм* соответственно в 6,3 и 3,9 раза[11, 17]. Однако у некоторых жидкостей наблюдается необычно сильное изменение вязкости. Например, вязкость изобутанола при давлении 12 000 *атм* увеличивается в 790 раз по сравнению с его вязкостью при той же температуре, но при атмосферном давлении[17]. У некоторых разновидностей силиконовых жидкостей[12] вязкость увеличивается в 10 раз даже при давлениях менее 10 000 *атм*. Большой экспериментальный материал о зависимости вязкости обычных жидкостей от давления можно найти в работе Герси и Хопкинса[37].

Сжимаемость большинства полимеров при температуре переработки намного превышает сжимаемость обычных жидкостей* при комнатной температуре, поэтому изменения вязкости также сильно возрастают, достигая в отдельных случаях очень больших значений. Вследствие этого возможны случаи, когда материал, который пригоден для переработки при атмосферном давлении, может превратиться почти в твердое тело при высоких давлениях шприцевания. Иногда это может послужить причиной неожидан-

* Сжимаемость полиэтилена при 100 °С и давлении 10 000 *атм* превышает сжимаемость сероуглерода более чем в два раза[45, 118].

ного уменьшения производительности при повышении давления шприцевания.

В настоящее время отсутствуют данные, позволяющие оценить зависимость реологических характеристик полимеров от давлений*. Поэтому из приведенных примеров следует, что не рекомендуется экстраполировать кривые течения, полученные при сравнительно невысоких давлениях, на область высоких давлений.

Объемная вязкость. Кроме сопротивления, возникающего в жидкостях при воздействии на них напряжений сдвига, которое связано с существованием обычной вязкости, при объемном сжатии жидкостей в них также возникают силы сопротивления. Колебания изменений объема затухают совершенно так же[92], как и свободные колебания, вызывающие деформацию сдвига (например, волны). Эта «объемная вязкость» иногда называется «вторым коэффициентом вязкости».

Рейнер[92] приводит примеры расчета этой объемной вязкости для бетона и асфальта. Дэвис и Джонс сообщают, что у глицерина и глюкозы объемная вязкость превышает обычную соответственно в 10 и 200 раз. До настоящего времени величина объемной вязкости полимеров еще никем не определялась. Однако Спенсер и Бойнер[104] измеряли время, в течение которого наблюдается изменение объема образца полистирола, при внезапном изменении температуры. Этими авторами было установлено, что продолжительность этого изменения объема в отдельных случаях достигает 15 *ч*. Поскольку для выравнивания температуры обычно достаточно несколько минут, то такое длительное протекание процесса изменения объема является неоспоримым доказательством существования очень высокой объемной вязкости. На рис. 1,11 приведены кривые, построенные по данным Спенсера и Бойера. Условия, при которых получены эти данные, неизвестны. Поэтому эти кривые приводятся только для того, чтобы дать представление о масштабах времени, в течение которого протекает процесс. На основе зависимости этого эффекта от температуры Спенсер и Бойер определили величину энергии активации. Эта величина равна ~12 *ккал/моль*, т. е. температурная зависимость этого эффекта аналогична температурной зависимости вязкости при сдвиговых деформациях.

Наличие этой объемной вязкости имеет очень большое значение, и ее следует учитывать при определении величины изменений размеров изделия в процессах переработки пластмасс. Величина объемной вязкости определяет продолжительность времени рассасывания остаточных напряжений сжатия в готовых изделиях, которое необходимо для достижения стабильных размеров изделия. По-видимому, величина этой объемной вязкости также непостоянна и имеет такой же неньютоновский характер, как и обычная сдвиговая вязкость.

* В одной из последних статей[56] рассматривается влияние давления на эффективную вязкость. Однако авторы не разделили эффектов, обусловленных увеличением давления, и эффектов, связанных с изменением градиента скорости, хотя можно предположить, что в действительности влияние одного изменения давления значительно меньше, чем экспериментально наблюдавшиеся эффекты.

Уравнение состояния. Изменение объема (вызванное изменениями температуры и давления) и такие термодинамические характеристики, как работа сжатия*, изменение внутренней энергии и т. д., могут быть связаны уравнением состояния для жидкостей, аналогичным уравнению состояния, используемому для идеального газа. Простейшее уравнение состояния для неидеальных газов (уравнение Ван-дер-Ваальса) может быть записано следующим образом (для 1 *моль* газа):

$$(p + d/V^2)(V - b) = RT \qquad (25)$$

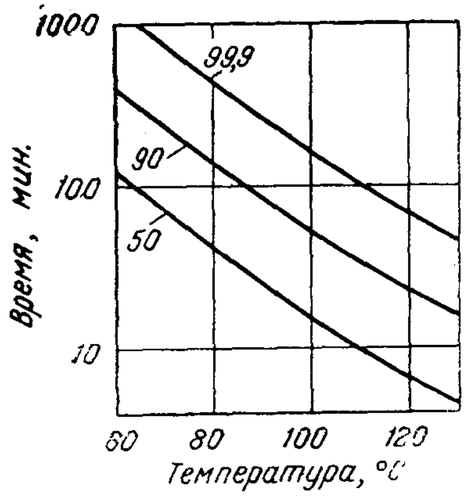


Рис. 1,11. Влияние температуры на время, необходимое для достижения равновесия при изотермическом расширении или сжатии:
Цифры на кривых — степень достигаемого равновесия, %.

Так как уравнение (25) описывает также и поведение жидкостей, то Спенсер и Джилмор[106], несколько видоизменив это уравнение, применили его для описания свойств полимеров:

$$(p + \pi_i)(V - \omega) = R'T \qquad (26)$$

где p—внешнее давление, *кГ/см²*;
π_i—внутреннее давление (предполагается, что π_i не зависит от объема);
V—удельный объем, *см³/г*;
ω—константа, *см³/г*;
T—температура, °К.
R'—универсальная газовая постоянная.

* Рассчитанное из уравнений термодинамики значение работы сжатия обычно оказывается меньше фактической работы сжатия на величину, зависящую от скорости сжатия и объемной вязкости материала. Хотя для большинства обычных жидкостей и газов разность эта очень мала, в полимерных материалах она должна была бы быть во многих случаях весьма существенна. Однако до сих пор величина этой разности не рассчитана вследствие отсутствия данных по объемной вязкости расплавов полимеров.

Ниже приведены константы уравнения (26) для некоторых полимеров по Спенсеру и Джилмору (значения ω, заключенные в скобки, даны ориентировочно):

	$\frac{R'}{\frac{кГ \cdot мл}{см^2 \cdot г \cdot °К}}$	ω $см^3/г$	π_i $кГ/см^2$
Полистирол	0,81	0,822	1890
Полиметилметакрилат	0,841	(0,734)	2190
Этилцеллюлоза	1,4	(0,720)	2440
Ацетобутират целлюлозы	1,55	(0,688)	2880
Полиэтилен	3,01	(0,875)	3340

Приведенные константы вычислены на основании результатов экспериментов, проводившихся в интервале температур 175—196 °С. Поэтому следует соблюдать особую осторожность при экстраполяции на другие температуры. Спенсер и Джилмор считают, что при переходе к комнатной температуре величина π_i для полистирола составляет примерно 3540 $кГ/см^2$. Такое увеличение можно объяснить тем, что влиянием V в члене, учитывающем внутреннее давление, пренебрегают, а также трудностью получения равновесных данных при комнатной температуре. Тур и Иглетон[112], исследуя поведение полистирола в интервале температур 140—260 °С, получили π_i, равное 1540 $кГ/см^2$. Следует, однако, отметить, что достоверность вычисленного таким образом значения π_i в большой степени зависит от правильности определения значения удельной теплоемкости. В работах Бойера и Спенсера[10] обобщен весь опубликованный к 1944 г. экспериментальный материал по зависимости удельного объема от температуры.

По величине молекулярного веса полимера и универсальной газовой постоянной можно рассчитать теоретическое значение R'. Причем если для расчета воспользоваться молекулярным весом мономера, то можно получить значения R', которые в ряде случаев очень близки к значениям, определенным экспериментально.

Уайр[118] в своей работе по сжимаемости полимеров вместо приближенного уравнения (26) пользуется степенным рядом:

$$\frac{V}{V_0} = 1 + a_1 p + a_2 p^2 + a_3 p^3 + t\,(b_0 + b_1 p + b_2 p^2 + b_3 p^3) + t^2\,(c_0 + c_1 p + c_2 p^2 + c_3 p^3) \qquad (27)$$

где V—удельный объем полимера при температуре t и давлении p;

V_0—удельный объем при атмосферном давлении и температуре 0 °С;

t—температура, °С;

p—давление, *атм*.

Ниже приводятся значения констант уравнения (27) для полиэтилена и поливинилового спирта при 80 °С и изменении давления до 10 000 *атм*:

	Полиэтилен	Поливиниловый спирт		Полиэтилен	Поливиниловый спирт
V_0	1,0881	0,7674	b_2	$-5{,}92 \cdot 10^{-11}$	$-1{,}09 \cdot 10^{-14}$
a_1	$-3{,}354 \cdot 10^{-5}$	$-1{,}584 \cdot 10^{-5}$	b_3	$3{,}44 \cdot 10^{-15}$	$1{,}68 \cdot 10^{-16}$
a_2	$3{,}511 \cdot 10^{-9}$	$1{,}178 \cdot 10^{-9}$	c_0	$7{,}73 \cdot 10^{-6}$	$3{,}18 \cdot 10^{-8}$
a_3	$-1{,}575 \cdot 10^{-13}$	$-4{,}863 \cdot 10^{-14}$	c_1	$-3{,}85 \cdot 10^{-9}$	$1{,}67 \cdot 10^{-1}$
b_0	$-2{,}86 \cdot 10^{-5}$	$3{,}01 \cdot 10^{-4}$	c_2	$6{,}70 \cdot 10^{-13}$	$-1{,}41 \cdot 10^{-5}$
b_1	$-2{,}66 \cdot 10^{-7}$	$-3{,}92 \cdot 10^{-8}$	c_3	$-3{,}58 \cdot 10^{-17}$	$-5{,}38 \cdot 10^{-20}$

Кроме того, Уайр исследовал также поведение при сжатии полихлортрифторэтилена (кель-F), политетрафторэтилена (тефлон), полистирола (селектрон 5003), поливинилфторида, поливинилиденфторида и сополимера этилена с тетрафторэтиленом. В работе Уайра рассчитаны также изменения внутренней энергии.

Максвелл и Матсуока[57] также изучали зависимость P—V—T, однако им не удалось произвести замеры равновесных значений этих величин. Поэтому их довольно многочисленные экспериментальные данные нельзя использовать для количественной оценки явления. Детальное исследование этого вопроса приводится также в работе Ковача[42].

Влияние температуры

Влияние температуры на реологические характеристики. Исследование влияния температуры на реологические свойства материала[6, 81] проводилось в двух различных направлениях: рассматривалось влияние температуры на градиент скорости при постоянном напряжении сдвига и влияние температуры на напряжение сдвига при постоянном градиенте скорости.

Второе направление по существу эквивалентно определению влияния температуры на величину коэффициента K или эффективную вязкость μ_a при постоянном градиенте скорости. При этом предполагается, что степенной закон течения применим во всем исследуемом диапазоне изменения температур и градиентов скорости [ср. уравнения (23) и (24)].

Поскольку главная задача данного раздела заключается в выявлении тех изменений, которые необходимо ввести в расчетные уравнения для того, чтобы учесть влияние температуры, перечисленные выше направления здесь не рассматриваются.

Ниже анализируется возможность применения уравнения (23) при различных температурах.

Влияние температуры на индекс течения n. Рассматривая влияние температуры на индекс течения n с позиций ранних теорий, в которых особенности реологического поведения связывались с размерами и взаимным расположением частиц в потоке, можно было бы ожидать, что с повышением температуры аномалия в реологических свойствах расплавов будет уменьшаться, так как увеличение интенсивности молекулярного движения вызовет нарушение ориентации и распрямления макромолекул. Можно также предположить, что при повышенных температурах размер кинетически самостоятельных полимерных образований в потоке уменьшится вследствие более интенсивного броуновского движения. Поэтому роль напряжений сдвига в уменьшении размеров этих кинетически самостоятельных образований оказывается практически незначительной. Однако абсолютная величина всех этих эффектов должна быть сравнительно невелика, так как средняя величина скорости теплового движения молекул пропорциональна квадратному корню из абсолютной температуры[31].

Экспериментальные кривые течения расплавов, полученные при различных температурах, можно найти во многих работах[124, 81, 19, 6]. Наиболее полный обзор всех экспериментальных работ приведен у Филиппова и Гаскинса.

Анализируя весь собранный экспериментальный материал, можно сделать следующие выводы:

1) Величина критического градиента скорости, при котором начинают проявляться неньютоновские свойства расплава (т. е. при меньших градиентах скорости расплав ведет себя как ньютоновская жидкость), с повышением температуры заметно возрастает. Так, у полиэтилена с индексом расплава 2,0 (удельный вес 0,923) этот градиент скорости увеличивается от 0,002 $сек^{-1}$ при 112 °С до 0,08 $сек^{-1}$ при 250 °С. У полиэтилена с индексом расплава 2,1 (удельный вес 0,914) указанный градиент скорости увеличивается от 0,005 $сек^{-1}$ при 108 °С до 0,04 $сек^{-1}$ при 230 °С.

Эти данные носят слишком разрозненный характер, поэтому сделать какое-либо обобщение затруднительно. Можно лишь заметить, что при изменении температуры расплава примерно на 100 °С величина критического градиента скорости увеличивается примерно на один десятичный порядок. По-видимому, наиболее полными данными, охватывающими широкий диапазон изменений градиента скорости (так что внутри этого диапазона при различных температурах наблюдается как область ньютоновского, так и неньютоновского течения), являются данные Филиппова и Гаскинса.

2) В области неньютоновского течения индекс течения с увеличением температуры несколько увеличивается (табл. 1).

Таблица 1

Значения индексов течения n при различных температурах

Материал	Градиент скорости, $сек^{-1}$	Индекс течения n	Увеличение n при изменении температуры на 100 °С
Полиэтилен (индекс расплава 2,1)	0,01	0,84 (при 108 °С) 1,00 (при 230 °С)	0,13
	100	0,32 (при 108 °С) 0,49 (при 230 °С)	0,14
Полиэтилен (индекс расплава 2,0)	0,1	0,59 (при 112 °С) 0,88 (при 250 °С)	0,21
	10	0,33 (при 125 °С) 0,55 (при 250 °С)	0,21
Пластифицированный поливинилбутираль	10	0,24 (при 125 °С) 0,365 (при 155 °С)	0,42
Полиизобутилен «вистанекс»	1000	0,30 (при 38 °С) 0,49 (при 149 °С)	0,17
Каучук GR-S X672	100	0,17 (при 38 °С) 0,25 (при 93 °С)	0,14

Из таблицы видно, что индекс течения у всех материалов, за исключением пластифицированного поливинибутираля, с увеличением температуры изменяется очень мало. Поэтому при инженерных расчетах в качестве первого приближения можно принять, что индекс течения не зависит от температуры, если интервал изменения температуры не превышает 30 °С. Отклонения значений индекса течения на границах температурного интервала от его величины, соответствующей середине этого интервала (за исключением поливинилбутираля) не превышают 15—20%.

В том случае, если температурный интервал превышает 100 °С, то, как это видно из табл. 1, использование постоянного значения индекса течения приводит к неудовлетворительным результатам. Поэтому при расчетах пользуются несколькими значениями индекса течения. Филиппов и Гаскинс[81] указывают, что эти изменения характера кривой течения не позволяют использовать метод «обобщенных» координат, часто рекомендуемый другими авторами. Применение этого метода совмещения кривых, полученных при различных температурах, возможно только в очень ограниченном диапазоне изменения температур.*

Влияние температуры на коэффициент К. В работе Филиппова и Гаскинса[81] приводятся результаты многочисленных иссле-

* См. прим. ред. на стр. 46.

дований, которые проводились при небольших значениях градиентов скорости (область ньютоновского течения). Эти данные показывают, что влияние температуры на ньютоновскую вязкость расплава описывается экспоненциальным уравнением:

$$\mu_F = (K) = Ae^{E/RT} \tag{28}$$

$$d(\ln \mu_F)/d(1/T) = \frac{E}{R} \tag{29}$$

Графики зависимости $\ln\mu_E$ от $1/T$ имеют вид прямых линий. Ниже приводятся величины энергии активации вязкого течения E (в *ккал/моль*) для исследованных полимеров* (материалы расположены в порядке увеличения температурной зависимости):

Полиэтилен	11—12,8
Полиизобутилен	15,7—16,4
Каучук GR—S	20,8
Полистирол	22,0—23,0
Поливинилбутираль	25,9
Поливинилхлорид	35,0
Поливинилацетат	60,0
Ацетат целлюлозы	70,0

Большой практический интерес представляет зависимость коэффициента K от температуры в области высоких градиентов скорости (область неньютоновского течения). В этом случае можно рассматривать зависимость K от температуры либо при постоянном напряжении сдвига, либо при постоянном градиенте скорости. Интересно, что величина энергии активации, рассчитанная по кривым зависимости K от температуры при постоянном градиенте скорости, меньше, чем при постоянном напряжении сдвига[6]. На практике наибольший интерес представляют значения, определенные при постоянном градиенте скорости. В табл. 2 приведены значения энергии активации вязкого течения для некоторых материалов. Эти результаты рассчитаны по данным работ Филиппова и Гаскинса[81], а также Бестула и Белчера[61]. Для расчета выбирались значения градиентов скорости, которые встречаются на практике. Температурный интервал соответствовал условиям опытов в указанных работах.

Таким образом, энергия активации, помимо температуры, зависит также и от градиента скорости. Однако это не ограничивает применения уравнения (28), так как обычно оно используется в границах температурного интервала, внутри которого индекс течения остается практически постоянным. Так, если температура

* Возможно, что эти значения до некоторой степени (очень незначительно) зависят от молекулярного веса. Фокс и Флори[26] показали, что для полистирола с молекулярным весом выше 30 000 вязкость расплава в области малых градиентов скорости почти совсем не зависит от молекулярного веса.

Таблица 2

Значения энергий активации вязкого течения для некоторых термопластичных материалов

Материал	Средняя температура, °С	Градиент скорости $сек^{-1}$	Энергия активации *ккал/моль*
Полиэтилен (индекс расплава 2,1)	150	1000	6,9
То же	200	1000	5,7
»	150	100	8,2
»	200	100	7,0
Пластифицированный поливинилбутираль	147	100	13,6
Полиизобутилен «вистанекс» LM-S	55	1000	4,9
То же	120	1000	5,5
»	55	100	5,7
»	120	100	6,7

может изменяться в пределах ±15 °С, то колебания значений энергии активации для полиэтилена и полиизобутилена составят значительно меньше ±10%. В пределах этого же интервала изменения температур экспериментальные данные очень хорошо описываются зависимостью вида (см. гл. 3):

$$K = A'e^{-BT} \tag{30}$$

Выбор того или иного уравнения для описания зависимости реологических параметров от температуры определяется, таким образом, простотой и удобством математических преобразований и может изменяться при переходе от одной задачи к другой.

Поскольку с изменением температуры объем полимеров изменяется значительно сильнее, чем это наблюдается у обычных жидкостей, для учета этих изменений следует пользоваться специальным уравнением. Для этой цели рекомендуется обобщенное уравнение де Андраде[17]:

$$Kv^{1/3} = C_1 e^{C_2/vt} \tag{31}$$

где v—удельный объем жидкости при температуре t;
C_1 и C_2—эмпирические константы.

Однако до настоящего времени этим уравнением не пользовались.

Хопкинс[38] показал, каким образом можно оценить характер температурной зависимости ньютоновской вязкости (область малых градиентов скорости) по результатам других испытаний, например по кривым температурной зависимости ползучести, динамического модуля и т. д.

Течение в трубах простой геометрической формы сечения

Изотермическое течение в круглых трубах

Зависимость расхода от перепада давлений. Рабинович[88] и Муни[65] показали, что в условиях равномерного (установившегося, развившегося) ламинарного течения зависимость между напряжением сдвига на стенке круглой трубы $D\Delta p/4L$ и выражением $8U/D$ (где $8U/D=32q/\pi D^3$) должна быть инвариантна относительно диаметра трубы. Это положение справедливо при соблюдении следующих условий:

а) Кривая течения жидкости не зависит от времени. В это определение не входят жидкости, обладающие заметной тиксотропией или реопексией[50], а также такие жидкости, которые в процессе течения подвергаются деструкции. Это ограничение, однако, не является существенным, ибо, как правило, тиксотропия или реопексия встречаются очень редко. В тех случаях, когда эти эффекты наблюдаются, их проявления обычно ограничиваются коротким участком входа в трубу, в особенности если материал перед попаданием в трубу проходит через целую систему фитингов.

Поскольку деструкция полимера, которая может происходить в технологическом оборудовании, отрицательно влияет на качество готового изделия, оборудование должно быть спроектировано так, чтобы предотвратить возможность деструкции.

б) Скольжение на стенке трубы полностью отсутствует. Это условие соблюдается для всех обычных жидкостей. То обстоятельство, что скорость слоя жидкости, непосредственно соприкасающегося со стенкой, равна нулю, неоднократно отмечалось экспериментаторами, работающими в области гидродинамики вязких жидкостей[25]. Хотя существуют некоторые качественные соображения о возможности существования скольжения при течении полимеров*, экспериментально показано, что величина этого эффекта невелика. Так, величина суммарного расхода жидкости через трубу, стенки которой покрыты специальным составом, предотвращающим смачиваемость поверхности жидкостью[99], увеличилась только на 5%, хотя в этом случае условия для проявления эффекта пристенного скольжения были наиболее благоприятны. Муни и Блэк[69], занимавшиеся капиллярной вискозиметрией каучуков, не смогли экспериментально заметить никаких следов скольжения.

* Муни и Блэк[69] доказывают существование скольжения тем, что при шприцевании не происходит вулканизации материала, соприкасающегося с нагретой металлической поверхностью стенки корпуса шприц-машины. Следует, однако, иметь в виду, что незначительную вулканизацию очень тонкой пленки, непосредственно прилегающей к поверхности металла, трудно заметить. Уменьшение вязкости, наблюдающееся у большинства жидкостей при нагревании, увеличивая градиент скорости течения вблизи стенок, способствовало бы дальнейшему утоньшению уже и без того очень тонкого медленно движущегося слоя. Поэтому хотя и можно считать, что отсутствие вулканизации является качественным доказательством наличия пристенного скольжения, существование самого эффекта доказать очень трудно.

Следует, однако, заметить, что если эффект скольжения не превышает 5%, то он может остаться незамеченным вследствие очень сложных условий проведения эксперимента. Кроме того, в работах Муни и сотрудников[65, 69] приведены уравнения, учитывающие скольжение. Эти уравнения очень важны при расчете течения суспензий[3, 63], в которых может происходить разделение диспергируемого вещества и диспергируемой среды, в результате чего появляется пристенный слой с очень малой вязкостью. В таком маловязком пристенном слое наблюдается основное изменение скорости. Поэтому общая картина внешне очень похожа на истинное скольжение. Поскольку существование скольжения в однофазных жидкостях (не являющихся суспензиями) экспериментально не доказано, эти уравнения здесь не рассматриваются*.

Метод Рабиновича, основанный на тех же самых предположениях, позволяет установить истинный вид зависимости между τ_w (или $D\Delta p/4L$) и $8V/D$ (или $32q/\pi D^3$). Этот метод может быть представлен следующими уравнениями:

$$(-du/dr)_w = \frac{3n'+1}{4n'} \cdot \frac{32q}{\pi D^3} \tag{32}$$

где

$$n' = d(\lg \tau_w)/d\left(\lg \frac{32q}{\pi D^3}\right) \tag{33}$$

Два следствия, вытекающие из этих уравнений, представляют особый интерес:

1) Результаты капиллярной вискозиметрии (зависимость расхода от перепада давлений) позволяют установить истинный вид кривой течения для неньютоновских жидкостей. Так как n' представляет собой тангенс угла наклона касательной к кривой $\lg\tau=f[\lg(32q/\pi D^3)]$, определенный при каком-нибудь заданном значении $32q/\pi D^3$ или τ_w, то для того чтобы определить по результатам капиллярной вискозиметрии истинную кривую течения, достаточно произвести графическую обработку полученных данных.

2) Если экспериментальные данные предназначены только для расчета оборудования, в котором жидкость протекает по круглым

* На существование пристенного скольжения неоднократно ссылались и раньше, однако в большинстве случаев несовершенство использованной техники эксперимента не позволяет вынести окончательного суждения.

трубам, то при моделировании явлений можно воспользоваться зависимостью τ_w от $32q/\pi D^3$.

Алвес, Бухер и Пигфорд[2], сопоставляя результаты экспериментальных исследований реологических свойств самых различных суспензий и растворов, обладающих неньютоновскими свойствами, также использовали зависимость между

$$D\Delta p/4L \quad \text{и} \quad 32q/\pi D^3 \quad \text{или} \quad 8U/D$$

Такое решение по существу является моделированием рабочих условий. Оно очень просто и обеспечивает высокую точность расчета. Метцнер[58] указал, что такое моделирование возможно при условии постоянства отношения U/D, а не при условии постоянства величины U, как это часто рекомендовалось. Более того, для всех рассматриваемых жидкостей достаточно один раз определить на модели соответствующих размеров зависимость между величиной U/D и перепадом давлений для того, чтобы рассчитать потом уменьшение давления в трубе любых размеров при том же самом значении отношения U/D. При проведении опытов на капиллярах различного диаметра можно лишний раз удостовериться в отсутствии таких усложняющих эффектов, как тиксотропия и пристенное скольжение.

Поскольку уравнение (33) определяет тангенс угла наклона прямой, можно записать:

$$\frac{D\Delta p}{4L} = \tau_w = K'\left(\frac{8U}{D}\right)^{n'} \qquad (34)$$

Если величина n' в уравнении (33) постоянна, то уравнение (34) описывает зависимость между $D\Delta p/4L$ в $8U/D$. Если n' не постоянна, но изменяется с изменением τ_w, то уравнение (34) является уравнением касательной к кривой при любом выбранном значении $D\Delta p/4L$ или $8U/D$. Аналогия между уравнениями (23) и (34) совершенно очевидна. Единственное существенное различие состоит в том, что для того чтобы определить связь между перепадом давлений и величиной расхода, необходимо проинтегрировать уравнение (23), а для этого требуется, чтобы показатель степени n во всем диапазоне изменения градиентов скоростей, которые существуют внутри трубы [от нуля до $(-du/dr)_w$], был постоянен. В противном случае приходится пользоваться очень трудоемкой операцией усреднения.

Поэтому методы расчета, основанные на использовании уравнения (23), являются по существу приближенными методами, хотя очень часто при их применении получаются очень точные результаты. Уравнения (33) и (34) непосредственно связывают Δp с U. Поэтому теоретически использование их для определения зависимости между расходом и перепадом давлений более обоснованно. Если n' изменяется при переходе от одного значения τ_w к другому, то это указывает на необходимость определения его при таком значении τ_w, при котором производится расчет. В появившейся сравнительно недавно работе Метцнера[60] детально рассматриваются преимущества уравнения (34) по сравнению с уравнением (23). В этой же работе приведены примеры использования уравнений (33) и (34) для расчета течения различных неньютоновских жидкостей и полученные результаты сопоставлены с другими методами расчета.

Если экспериментально установлено, что величина n' остается неизменной в некотором диапазоне изменения величины $32q/\pi D^3$, то, согласно уравнению (32), значение градиента скорости определяется очень просто. Иначе говоря, кривая зависимости напряжение сдвига—истинный градиент скорости и кривая зависимости напряжение сдвига—средний градиент скорости ($32q/\pi D^3$) будут иметь совершенно одинаковую форму, отличаясь друг от друга лишь тем, что кривая истинного градиента скорости сдвинута относительно кривой среднего градиента скорости вдоль оси градиентов скорости пропорционально величине $(3n'+1/4n')$. Поскольку в логарифмических координатах тангенс угла наклона обеих кривых совершенно одинаков, то из сопоставления уравнений (23) и (34) следует, что величина n' должна быть равна n. Приравнивая уравнение (23) к уравнению (34), получаем[59]:

$$K' = K\left(\frac{3n'+1}{4n'}\right)^{n'} \qquad (35)$$

Если n' изменяется с изменением среднего градиента скорости ($32q/\pi D^3$), то можно показать, что:

$$K' = K\left(\frac{3n'+1}{4n'}\right)^{n}\left(\frac{32q}{\pi D^3}\right)^{n-n'} \qquad (36)$$

Анализ показывает, что уравнение (35) представляет собой частный случай уравнения (36).

Параметры K' и n' аналогичны параметрам K и n.

Однако если n и n' у жидкостей, подчиняющихся степенному закону течения, взаимозаменяемые величины, то, как следует из уравнения (35), коэффициенты K и K' не одинаковы даже у таких жидкостей, за исключением специального случая ньютоновских жидкостей ($n=n'=1$).

Метцнер и Рид[63] воспользовались параметрами K' и n' при выводе обобщенного числа Рейнольдса, которое характеризует

поведение как ньютоновских, так и неньютоновских жидкостей. Число Рейнольдса можно записать в следующей форме:

$$\mathrm{Re}' = \frac{D^{n'} U^{2-n'} \rho}{\gamma} \qquad (37)$$

где*

$$\gamma = g_c K' 8^{n'-1} \qquad (38)$$

Для частного случая ньютоновской жидкости ($n'=1{,}0$; $K'=\mu/g_c$) уравнение (37) принимает вид $\mathrm{Re}'=DU\rho/\mu_F$, т. е. обычное число Рейнольдса представляет собой частный случай уравнения (37).

Было показано[23, 63], что для большинства неньютоновских жидкостей переход от ламинарного режима течения к турбулентному происходит так же, как и для ньютоновских жидкостей, только при значениях обобщенного числа Рейнольдса выше 2100. Однако у ряда высокоэластичных неньютоновских жидкостей ламинарное течение наблюдается при значениях обобщенного числа Рейнольдса, превышающих в несколько раз критическое значение 2100. По-видимому, это связано с тем, что возникающие в потоке упругие силы подавляют развитие турбулентности. В настоящее время величина критического числа Рейнольдса для вязкоэластических жидкостей еще не установлена. В этих же работах[23, 61] доказано, что встречавшиеся раньше указания о существовании «преждевременной» или «структурной» турбулентности неверны.

Поскольку совершенно очевидно, что устойчивое турбулентное течение неньютоновских жидкостей не может возникнуть при числах Рейнольдса, меньших 2100, а также в результате того, что в большинстве случаев расплавы полимеров обладают очень высокой вязкостью, турбулентное течение не представляет особого интереса при расчетах оборудования для переработки термопластов. Величина обобщенного числа Рейнольдса нужна обычно для доказательства отсутствия турбулентности. Поэтому в дальнейшем проблема турбулентного течения не рассматривается.

По одной только кривой течения (например, зависимость напряжения сдвига от градиента скорости, полученная методом ротационной вискозиметрии) рассчитать трубопровод более сложно, чем при прямом определении зависимости расхода от давления с помощью уравнения (34). Усложнение это, однако, несущественно, если реологические свойства жидкости описываются степенным законом [уравнение (23)] в рабочем интервале изменений градиента скорости. В этом случае n и n' совпадают, величина K' рассчитывается по величине K [уравнение (35)], а перепад давлений—по уравнению (34). Этот расчет проводят методом последовательного приближения, так как, несмотря на его простоту, найти заранее величину градиента скорости, при которой нужно определять n и K (а следовательно, и K'), невозможно.

* Не следует смешивать введенное здесь γ с упоминавшимся ранее обозначением деформации: γ_s, γ_t, γ_1, γ_2 и $\gamma_{\text{общ}}$.

Методика расчета состоит в следующем:

1) Задавшись значением градиента скорости, определяют по кривой течения величины K и n. Если кривая течения не спрямляется в логарифмических координатах, то ее апроксимируют прямой линией. Нужно иметь в виду, что, пользуясь прямолинейной апроксимацией для определения значений n и K, необходимо следить за выбором апроксимируемого участка кривой с тем, чтобы им охватывались все значения напряжений сдвига (или градиента скорости) до выбранной величины, но не свыше выбранной. Апроксимирующая кривая должна совпадать с кривой течения в интервале по крайней мере двукратного изменения напряжения сдвига.

2) Определив n и K, рассчитывают K'.

3) Затем по величине объемного расхода q, используя уравнение (34), рассчитывают величину напряжений сдвига и перепад давлений в трубах проектируемого оборудования.

4) Определенное таким образом значение напряжений сдвига должно совпадать с первоначально выбранным значением, по которому рассчитывалась величина n и K. Если такое совпадение отсутствует, то выбирается новое значение напряжений сдвига и весь расчет повторяется сначала.

Если бы жидкость подчинялась степенному закону течения, то тогда отпала бы необходимость в применении метода последовательных приближений. В этом случае n и K имели бы постоянные значения, не зависящие от величины напряжений сдвига. Хотя реальные материалы и не подчиняются полностью степенному закону течения, однако отклонения от него, вызывающие необходимость больше чем одного перерасчета, встречаются редко.

Только для очень небольшого числа жидкостей, у которых n быстро изменяется с изменением напряжений сдвига (например, дилатантная суспензия полимеров в пластификаторе), вышеизложенный метод апроксимации истинной кривой течения степенным уравнением оказывается неприемлемым. В этом случае, для того чтобы воспользоваться результатами реологических исследований для целей инженерного расчета, можно попытаться подобрать для кривой течения какое-нибудь другое уравнение, например уравнение Эйринга—Пауэлла (стр. 40), или применить метод численного или графического интегрирования, описанный в следующем параграфе.

Составив уравнение равновесия сил для элементарного цилиндра радиусом r, вырезанного из потока текущей в цилиндрической трубе жидкости (рис. 1,12), можно показать, что:

Силы, заставляющие элемент жидкости передвигаться слева направо, равны:

$$\Delta p\,(\pi r^2)$$

Силы, препятствующие свободному движению (силы сдвига, действующие на поверхности элемента), равны:

$$\tau 2\pi r L$$

В этих уравнениях Δp—перепад давлений, расходуемый на преодоление трения в трубе длиной L.

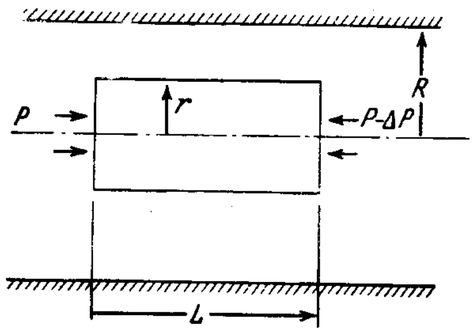


Рис. 1,12. Силы, действующие на элемент радиусом r жидкости, протекающей по круглой трубе.

Для установившегося течения (ускорение отсутствует) жидкости в горизонтальной трубе* эти две силы должны быть равны друг другу. Приравнивая их, получаем:

$$\tau = \frac{r\Delta p}{2L} \qquad (39)$$

Уравнение (39) показывает, что напряжение сдвига внутри потока жидкости изменяется от нуля в центре трубы до максимального значения, равного $D\Delta p/4L$, у стенки трубы.

Так как между величиной напряжения сдвига и градиентом скорости существует какая-то функциональная зависимость, то можно записать:

$$\frac{r\Delta p}{2L} = \varphi(-du/dr) \qquad (40)$$

или

$$-du/dr = \varphi'\left(\frac{r\Delta p}{2L}\right) \qquad (41)$$

где φ и φ'—неизвестные функции.

Изменение скорости по сечению трубы можно определить, проинтегрировав уравнение (41) от стенки до любой точки с радиусом r. Если скольжение отсутствует, скорость жидкости при $r=R$ равна нулю и

$$-\int_0^u du = \int_{r=R}^{r} \varphi'\left(\frac{r\Delta p}{2L}\right) dr \qquad (42)$$

* Это предположение не является необходимым, оно делается только для упрощения. Влияние сил тяжести можно учесть дополнительно, хотя они несущественны при анализе течения расплавов полимеров.

Интегрируя, получим:

$$u = -\int_R^r \varphi'\left(\frac{r\Delta p}{2L}\right) dr \qquad (43)$$

Интеграл уравнения (43) численно равен площади, ограниченной кривой зависимости $\varphi'(r\Delta p/2L)$, от r (или, что то же самое, кривой зависимости—du/dr от r) на участке $r=R$ и $r=r$. Графическое интегрирование можно производить следующим образом:

1) Если задан градиент давления $\Delta p/L$ и нужно определить соответствующую ему величину расхода, то сначала рассчитывают значения $r\Delta p/2L$ при различных r в интервале $r=R$ и $r=0$; по кривой течения жидкости определяют соответствующие значения градиента скорости—$du/dr=\varphi'(r\Delta p/2L)$ при каждом значении r. Затем строят график зависимости $-du/dr$ от r. Величина скорости каждого слоя радиуса r определяется по площади, ограниченной кривой на участке $r=R$ до $r=r$. Повторяя это интегрирование для ряда значений r, можно составить таблицу значений u в зависимости от r и построить эпюру скоростей.

Общий объемный расход q равен сумме всех произведений (локальная скорость × локальная площадь сечения), взятых по радиусу трубы. Так как локальная площадь сечения равна $2\pi r dr$, то расход равен:

$$q = \int_{r=R}^{r=0} u\,2\pi r dr \qquad (44)$$

или

$$q/2\pi = \int_{r=R}^{r=0} u r dr$$

Из уравнения (44) следует, что величину $q/2\pi$ можно также определить графически, вычисляя площадь, ограниченную кривой $ur=f(r)$ на участке $r=R$ и $r=0$. Таким образом, величину расхода q можно определить двойным последовательным графическим интегрированием.

2) Если задана величина расхода q и требуется определить соответствующее значение перепада давлений Δp (или градиента давления $\Delta p/L$), то приведенные выше вычисления производят несколько раз. Сначала на основе результатов, полученных экспериментально, задаются каким-либо значением $\Delta p/L$. После этого рассчитывают расход, соответствующий этому градиенту давлений. Получив таким образом несколько точек, можно построить

кривую зависимости расхода от величины $\Delta p/L$. Интерполируя полученную кривую, находят значение $\Delta p/L$, которое обеспечивает заданную величину расхода.

Входовые эффекты. Профиль скоростей на входе в трубу, в которую жидкость поступает из резервуара или из другой трубы значительно большего диаметра, имеет почти прямоугольную форму, т. е. скорость течения по всему сечению трубы постоянна. Только в очень тонком слое, расположенном у самой стенки трубы, скорость резко уменьшается от конечной величины до нулевого значения на стенке трубы. По мере продвижения жидкости по трубе профиль скоростей потока трансформируется, приобретая в случае ньютоновской жидкости параболическую форму. Для дилатантных систем ($n'>1$) профиль скоростей выглядит более острым, чем параболический (т. е. приобретает форму клина); для псевдопластичных систем ($n'<1$) профиль скоростей имеет более плоскую форму. Экспериментально установлено, что при течении ньютоновских жидкостей длина участка трубы, на котором полностью заканчивается формирование параболического профиля, составляет приблизительно 0,05 Re диаметра. Подробное описание этих опытов можно найти в работе Доджа[22]. Полученные результаты несколько расходятся с теоретическими данными, согласно которым при ламинарном течении длина участка входа должна составлять только 0,029 Re диаметра. Входовые эффекты, возникающие при ламинарном течении псевдопластичных ньютоновских жидкостей, изучены в гораздо меньшей степени. Однако по имеющимся экспериментальным данным относительная длина участка входа, на котором формируется профиль скоростей потока, должна составлять от 0,03 до 0,05 Re′ диаметра (т. е. того же порядка, как и при течении ньютоновских жидкостей).

На участке входа величина градиента давлений ($\Delta p/L$ или $-dp/dL$) всегда больше, чем это следует из уравнений, описывающих течение на участке с установившимся профилем скоростей. Увеличение градиента давлений обусловливается несколькими причинами.

Во-первых, происходит трансформация профиля скоростей, который на входе в трубу имеет форму прямоугольника. Для того чтобы прямоугольный профиль скоростей преобразовался в обычный, соответствующий установившемуся режиму течения, на участке входа у стенки трубы должны возникнуть очень высокие градиенты скорости. При таких градиентах скорости появляются повышенные напряжения сдвига, которым соответствует увеличенный градиент давлений.

Во-вторых, при всяком изменении профиля скоростей потока, которое вызывает увеличение скоростей центральных слоев, кинетическая энергия жидкости возрастает. В результате изменения кинетической энергии потока градиент давлений также увеличивается. Однако увеличение градиента давлений, связанное с изменением кинетической энергии потока, настолько мало по сравнению с увеличением градиента давлений в результате появления на участке входа необычно высоких градиентов скорости, что им обычно пренебрегают. Исключение составляют только расчеты, связанные с обработкой результатов капиллярной вискозиметрии.

Следует также иметь в виду, что большая часть кинетической энергии сообщается жидкости на участке, расположенном непосредственно перед входом в трубу. На этом участке происходит увеличение скорости движения жидкости до скорости потока на входе.

В-третьих, на входе в трубу сами молекулы, попадая в область с каким-то градиентом скорости, деформируются и ориентируются в направлении потока. Этот процесс деформации молекул также требует дополнительной затраты энергии. Его следует учитывать, сообразуясь с модулем упругости жидкости.

Теоретические методы расчета каждого из этих эффектов еще не разработаны*. Поэтому приходится ограничиваться экспериментальным определением суммарной величины входового эффекта**. Обычно пользуются распространенным в классической гидродинамике методом, по которому строится график зависимости перепада давлений от параметра L/D. Данные для построения этого графика получают путем экспериментального определения потерь давления, возникающих при постоянной величине расхода в опытах с прямой трубой, длину которой можно произвольно изменять. Экстраполируя полученную кривую до нулевого давления, определяют величину входового эффекта, который выражается числом диаметров, на которое надо удлинять трубу при расчете.

Анализ экспериментальных результатов и вытекающие из теории следствия позволяют сделать следующие выводы:

1) С увеличением эластичности жидкости входовой эффект должен увеличиваться. Так, например, величина входового эффекта при градиенте скорости 10^4 *сек*$^{-1}$ у 2%-ного раствора напалма в толуоле[117] (очень эластичная жидкость) составляет 110 L/D, в то время как у расплава полиэтилена (слабо эластичная жидкость) эта величина равна 4,8 L/D.

2) В области малых градиентов скорости, при которых мате-

* В качестве отправного пункта можно воспользоваться работой Смита[101].

** Все эти эффекты, за исключением эластичности, были рассмотрены Д. С. Боугом в докладе, представленном на съезде американского химического общества в 1958 г.

риал ведет себя как ньютоновская жидкость, величина входового эффекта почти не зависит от градиента скорости. Это объясняется тем, что при малых градиентах скорости не происходит ориентации молекул.

В области неньютоновского течения, соответствующей несколько более высоким градиентам скорости, входовой эффект может быстро увеличиваться с ростом градиента скорости, так как одновременно резко увеличивается и степень ориентации молекул. Все эти эффекты очень наглядно продемонстрированы на рис. 1,13. При очень высоких градиентах скорости величина входового эффекта должна стремиться к некоторому постоянному значению, соответствующему достижению предельной степени деформации и ориентации молекул полимера. К такому же выводу можно прийти, анализируя график, представленный на рис. 1,13. Однако входовой эффект перестает зависеть от градиента скорости значительно раньше, чем достигается полная ориентация молекул полимера. Причина наблюдающейся стабилизации входового эффекта при градиенте скорости порядка 10^3 $сек^{-1}$ в настоящее время еще не установлена.

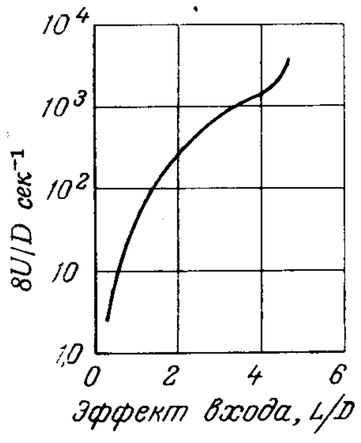


Рис. 1,13. Зависимость эффекта входа или потерь давления на входе (выраженных через эквивалентное удлинение трубы) от градиента скорости для полиэтилена с индексом расплава 70 при 190 °С.

3) Входовой эффект, оцениваемый величиной L/D или L/R, по-видимому, не зависит от абсолютного размера трубы, особенно при его изменении в два-три раза[4, 117].

4) Существенная часть (но не все) потерь давления, связанная с формованием профиля скоростей (эффект входа), относится к входу в трубу. Поэтому экспериментальные исследования течения через тонкие диафрагмы, аналогичные проводимым Вестовером и Максвеллом[124], позволяют оценить величину потерь входа только приближенно.

5) При течении дилатантных систем величина потерь входа сильно зависит от геометрии входа, что не наблюдается при течении псевдопластичных материалов. Величина входовых потерь достигает большого значения у концентрированных суспензий. Так, экспериментально установлено[94], что входовый эффект составляет в отдельных случаях 325 диаметров. При течении дилатантных систем величина входовых эффектов не зависит от градиента скорости.

Профиль скоростей в развившемся потоке. При изотермическом течении жидкости по круглой трубе профиль скоростей потока не изменяется по всей длине трубы (за исключением участка входа). Зависимость между локальным значением скорости и радиальной координатой для любой точки, расположенной внутри трубы, определяется уравнениями (42) и (43).

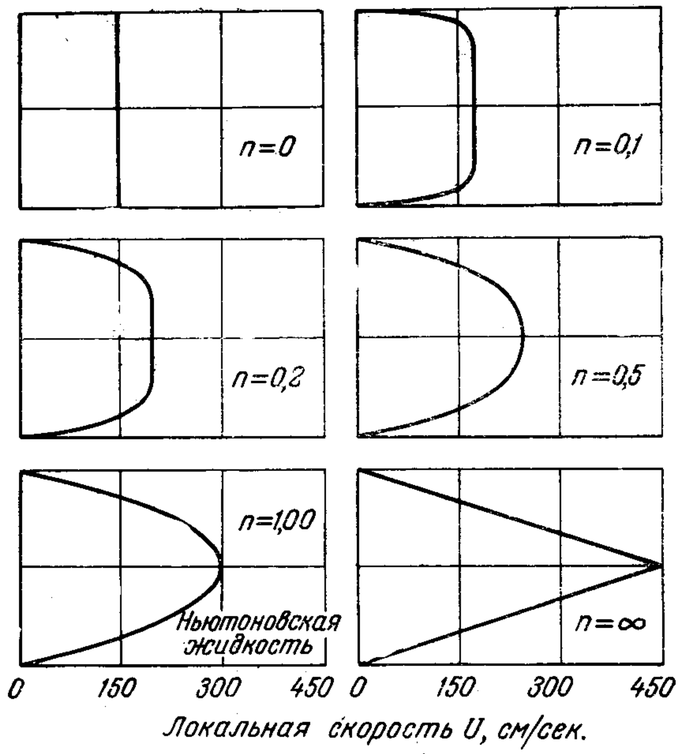


Рис. 1,14. Профили скоростей, устанавливающиеся в круглой трубе, по которой течет жидкость, подчиняющаяся степенному закону течения.

Правую часть уравнений можно интегрировать графически.

Если же кривая течения жидкости удовлетворительно описывается степенным законом [уравнение (23)], то для определения скорости можно воспользоваться следующим аналитическим выражением[59]:

$$\frac{u}{U} = \frac{1+3n}{1+n}\left[1 - \left(\frac{r}{R}\right)^{(n+1)/n}\right] \qquad (45)$$

На рис. 1,14 изображены профили скоростей, рассчитанные по уравнению (45).

Кинетическая энергия жидкости. Кинетическая энергия любой жидкости, движущейся по круглой трубе, определяется выражением[45, 49]:

$$\text{Кинетическая энергия} = \frac{1}{UR^2}\int_0^R \frac{u^3 r dr}{g_c} \qquad (46)$$

Локальные значения u для любой жидкости можно определить как функцию r, графически интегрируя уравнение (43). Кинетическая энергия, умноженная на коэффициент LR^2, также определяется графическим интегрированием уравнения (46). При этом измеряется величина площади, ограниченной кривой $u^3r/g_c=f(r)$ в интервале от $r=0$ до $r=R$.

Для частного случая течения жидкостей, подчиняющихся степенному закону, после интегрирования уравнения (46) получаем[59]:

$$\text{Кинетическая энергия} = \frac{U^2}{\alpha g_c} \qquad (47)$$

где

$$\alpha = \frac{(4n+2)(5n+3)}{3(3n+1)^2} \qquad (48)$$

n—индекс течения (показатель степени) в уравнении (23).

На рис. 1,15 приведен график зависимости $\alpha=f(n)$, описываемой уравнением (48).

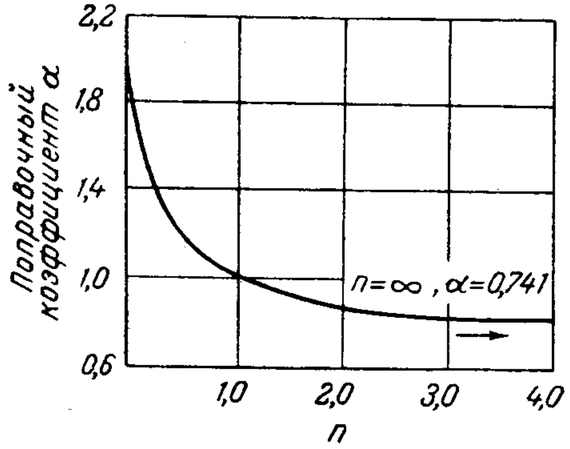


Рис. 1,15. Зависимость поправочного коэффициента α, входящего в уравнение кинетической энергии (47), от величины индекса течения[59].

Вид и характеристика поверхности выдавливаемого материала. При истечении маловязких жидкостей из вертикально расположенного капилляра диаметр струи вытекающей жидкости по мере удаления от конца капилляра обычно уменьшается. Это обусловливается перераспределением скоростей в струе и действием гравитационного ускорения. Однако при истечении высоковязких масел и расплавов полимеров наблюдаются другие эффекты. Диаметр вытекающей струи очень быстро увеличивается и становится значительно больше диаметра канала трубки, из которой выдавливается материал. Затем, если вязкость жидкости не слишком велика, под действием силы тяжести диаметр струи вновь уменьшается. Указанное выше увеличение диаметра струи полимера может быть очень значительным. Северс[100] отмечает, что при выдавливании полистирола в интервале температур 175—200 °С при высоких градиентах скорости диаметр струи увеличивался по сравнению с диаметром капилляра в 2,8 раза*. Рассматриваемое увеличение диаметра струи обычно связывалось с процессом релаксации молекул, которые, проходя по капилляру, по-видимому, деформировались до некоторой степени[100, 105].

Однако до настоящего времени не ясно, почему наблюдается подобная деформация молекул при градиентах скорости, при которых исследовавшиеся жидкости еще подчиняются закону Ньютона[40].

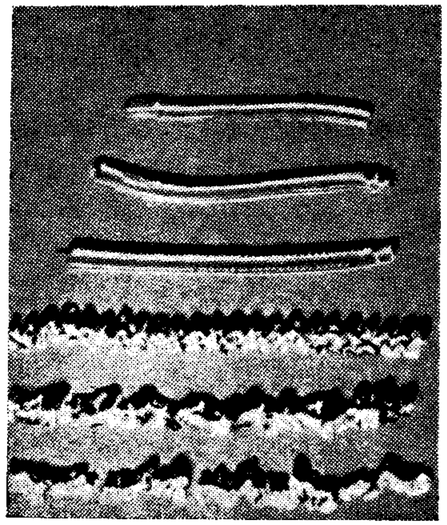


Рис. 1,16. Нерегулярность струи при различных напряжениях сдвига[113].

Большое значение, помимо увеличения диаметра струи, имеет также нерегулярность ее формы, которая обычно наблюдается при увеличении расхода. Для некоторых полимеров скорость истечения, при которой появляется нерегулярность струи, невелика. Поэтому максимальная скорость шприцевания, при которой еще возможна переработка таких полимеров на технологическом оборудовании, очень невысока.

Впервые на существование нерегулярности струи полимеров указал Насон[72]. Результаты количественных исследований, проводившихся разными учеными[100, 105, 113–115, 124], обобщены в работе Метцнера[61]. В этой работе автор проводит аналогию между явлением нерегулярности и «разрывами» дилатантных систем, возникающими при высоких напряжениях сдвига. Однако это сходство носит чисто внешний характер, так как причины, вызывающие это явление в суспензиях и в расплавах полимеров, по-видимому, различны.

Рис. 1,16 дает очень наглядное представление о нерегулярности струй. Причины, вызывающие этот эффект, до сих пор не установлены. Поэтому пока нельзя рекомендовать какие-нибудь

* Было показано[124], что в области малых градиентов скорости это отношение очень быстро увеличивается с повышением градиента скорости и достигает некоторого постоянного значения.

методы, с помощью которых можно было бы регулировать или уменьшить величину нерегулярности.

Существуют различные предположения относительно места зарождения нерегулярностей: на входе в капилляр, в капилляре и за пределами капилляра. Однако единственное, что в настоящее время можно утверждать совершенно определенно[61],—это ошибочность теории, объясняющей возникновение нерегулярностей существованием турбулентности.

Изотермическое течение между двумя плоскостями и в трубах прямоугольного сечения

Течение между двумя параллельными плоскостями. Уравнение равновесия сил в ламинарном установившемся потоке для элемента жидкости, изображенного на рис. 1,17, может быть записано следующим образом:

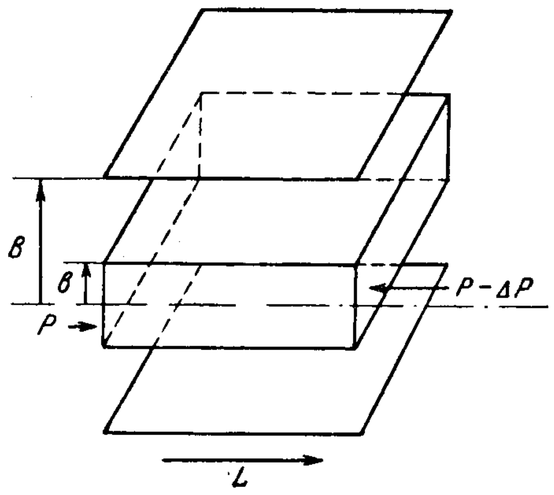


Рис. 1,17. Силы, действующие на элемент жидкости (с единичной шириной, толщиной 2 $в$ и длиной L), который вырезан в потоке жидкости, протекающей между двумя бесконечными параллельными плоскими пластинами, отстоящими друг от друга на расстоянии $2B$.

$$p(2в \cdot 1) = \tau(1 \cdot L \cdot 2) + (p - \Delta p)(2в \cdot 1) \qquad (49)$$

или

$$\tau = \Delta p в / L \qquad (50)$$

Для жидкостей, подчиняющихся степенному закону течения:

$$\tau = K\left(\frac{-du}{dв}\right)^n$$

Отсюда

$$\int_0^u -du = \left(\frac{1}{K} \cdot \frac{\Delta p}{L}\right)^{1/n} \int в^{1/n}\, dв$$

или

$$u = \left(\frac{\Delta p}{KL}\right)^{1/n} \frac{n}{n+1}\left(B^{\frac{n+1}{n}} - в^{\frac{n+1}{n}}\right) \qquad (51)$$

Уравнение (51), описывающее профиль скоростей потока, можно в свою очередь проинтегрировать по площади поперечного сечения плоской щели. Полученное выражение позволяет* установить связь между величиной расхода и перепадом давлений:

$$\frac{B\Delta p}{L} = K\left(\frac{2n+1}{2n} \cdot \frac{q'}{B^2}\right)^n \qquad (52)$$

где $\frac{B\Delta p}{L}$ —член, определяющий величину напряжений сдвига на стенке;

$\frac{2n+1}{2n} \cdot \frac{q'}{B^2}$ —градиент скорости на стенке;

q'—величина объемного расхода, отнесенная к единице ширины щели.

На уравнениях (51) и (52) основаны методы расчета листовальных головок. Эти же уравнения описывают такие частные случаи течения, как течение в кольцевых каналах и течение в трубах прямоугольного сечения.

Течение в трубах прямоугольного сечения. Течение в трубах прямоугольного сечения рассматривали Бейер и Товсли[7], а также Спенсер[103]. Для описания кривой течения эти авторы воспользовались степенным рядом, состоящим из четырех-пяти членов. Однако полученные уравнения, по-видимому, невозможно разрешить относительно перепада давлений. Более того, область их применения для расчета ограничена одним—двумя десятичными порядками изменения градиента скорости за пределом области ньютоновского течения (малые градиенты скорости).

До настоящего времени не получено удовлетворительных результатов при применении степенного закона к течению в прямоугольных трубах с конечным отношением глубины к ширине.

Течение в кольцевых каналах

Из условия равновесия сил, действующих на элементарный цилиндр, вырезанный в жидкости (рис. 1,18), следует, что силы, стремящиеся переместить элементарный цилиндр налево, равны:

$$(p - \Delta p)\, 2\pi r dr + \tau 2\pi r L$$

силы, стремящиеся переместить элементарный цилиндр направо:

$$p 2\pi r dr + 2\pi r L\tau + \frac{d}{dr}(2\pi r L\tau)\, dr$$

Направление осей координат при составлении этих выражений выбрано таким образом, чтобы перепад давлений Δp был величи-

* Следует иметь в виду, что величина B в уравнении (52) обозначает половину расстояния между плоскостями, т. е. все расстояние между плоскостями равно $2B$.

ной положительной. Напряжения сдвига будут отрицательными на поверхностях, радиус которых лишь немного больше R_i, так как внутренняя поверхность цилиндрического элемента жидкости тормозится действующим в этой области напряжением сдвига. Совершенно аналогично, напряжения сдвига в области, прилегающей к R_o, считаются положительными.

В установившемся ламинарном потоке при отсутствии внешних (например, гравитационных) сил обе эти силы должны быть уравновешены:

$$d(\tau r) = \frac{\Delta p}{L} r dr \tag{53}$$

После интегрирования этого выражения получим:

$$\tau = \frac{\Delta p r}{2L} + \frac{C}{r} \tag{54}$$

где C—постоянная интегрирования.

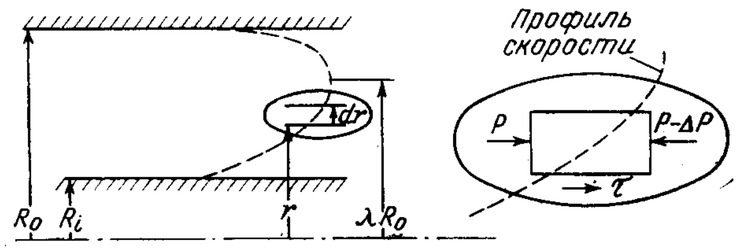


Рис. 1,18. Силы, действующие на кольцевой элемент жидкости с внутренним радиусом r и толщиной кольца dr, вырезанный из потока, протекающего по кольцевой щели, образованной двумя цилиндрами с радиусами R_0 и R_i.

Выше уже отмечалось, что напряжения сдвига отрицательны только на кольцевых поверхностях, радиус которых лишь немного больше R_i, а на поверхностях, радиус которых приближается к R_o, напряжения сдвига становятся положительными. Постоянная интегрирования определяется из условия, что при промежуточном значении радиуса λR_o градиент скорости и напряжение сдвига равны нулю. Подставляя постоянную интегрирования в уравнение (54), получим:

$$\tau = \frac{\Delta p}{2L}\left(r - \frac{\lambda^2 R_0^2}{r}\right) \tag{55}$$

Задавшись определенным видом зависимости между напряжением сдвига и градиентом скорости, можно проинтегрировать уравнение (55) и найти выражения, описывающие поле скоростей.

а также зависимость расхода от перепада давлений. Поскольку до настоящего времени не удалось получить аналитического решения для уравнения течения жидкости, подчиняющейся степенному закону течения, Фредриксон и Бирд проинтегрировали уравнение (55) численным методом[27]. Полученные результаты записаны в следующей форме:

$$\frac{R_o \Delta p}{2L} = K\left[\frac{2n+1}{n} \cdot \frac{a}{\pi R_o^3} \cdot \frac{1}{Y\left(1 - \frac{R_i}{R_o}\right)^{\frac{2n+1}{n}}}\right]^n \tag{56}$$

Значения функции Y в зависимости от величины R_i/R_o при различных величинах параметра n приведены на рис. 1,19 и в табл. 3.

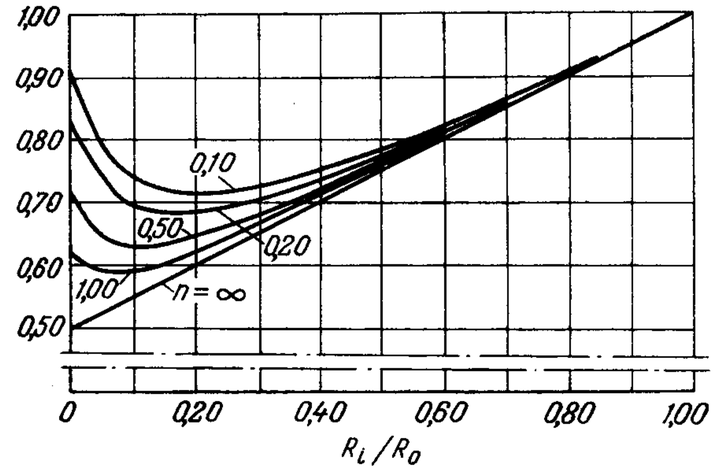


Рис. 1,19. Зависимость параметра Y, входящего в уравнение (56), от R_i/R_0.
Цифры на кривых—величина показателя n.

Для того чтобы воспользоваться уравнением (56), необходимо знать реологические характеристики K и n, определение которых требует прежде всего оценки диапазона изменений напряжений сдвига. Для этой цели можно рекомендовать следующий метод последовательного приближения:

1) Прежде всего примерно оценивают возможную величину напряжений сдвига и по кривой течения определяют соответствующие значения параметров K и n.

2) Пользуясь найденными значениями K и n, по уравнению (56) рассчитывают величину $\frac{R_o \Delta p}{2L}$, которая соответствует заданному значению q.

Таблица 3

Численные значения функции Y, рассчитанные при различных величинах отношения $R_i : R_o$ для разных n

n	$R_i : R_o$						
	0, 1	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9
1,00	0,6051	0,5908	0,6237	0,7094	0,8034	0,9008	0,9502
0,50	0,6929	0,6270	0,6445	0,7179	0,8064	0,9015	0,9504
0,33	0,7468	0,6547	0,6612	0,7246	0,8081	0,9022	0,9506
0,20	0,8064	0,6924	0,6838	0,7342	0,8128	0,9032	0,9510
0,10	0,8673	0,7367	0,7130	0,7462	0,8184	0,9054	0,9519

Для того чтобы произвести этот расчет, необходимо установить значение n, без которого невозможно не только вычислить уравнение (56), но и определить величину Y.

3) По вычисленному значению $R_o\Delta p/2L$ определяют величину напряжений сдвига на поверхности внутреннего и наружного цилиндров:

$$\tau_o = \frac{R_o\Delta p}{2L}(1-\lambda^2) \qquad (57)$$

$$\tau_i = \frac{R_o\Delta p}{2L}\left(\frac{R_i}{R_o}\right)\left(1-\frac{\lambda^2 R_o^2}{R_i^2}\right) \qquad (58)$$

Величину λ при различных значениях n определяют по табл. 4 или по графику, приведенному на рис. 1,20.

4) Если величины напряжений сдвига, рассчитанные по уравнениям (57) и (58), не совпадут с значением τ, при котором определялись параметр n и K, то выбирается новое значение τ, определяются новые K и n, и весь расчет повторяется сначала. Однако некоторого опыта при выборе τ_o вполне достаточно, чтобы определить напряжение сдвига путем одного расчета.

Следует отметить, что при определении величины расхода q, соответствующей заданному перепаду давлений Δp, не пользуются способом последовательных приближений. Можно добавить также, что при строгом расчете требуется, чтобы параметры K и n были постоянны во всем диапазоне изменений напряжений

Таблица 4

Численные значения λ, вычисленные при различных величинах отношения R_i/R_o для разных n

(радиус, соответствующий максимуму кривой профиля скоростей, равен $r=\lambda R_o$)

n	$R_i : R_o$						
	0,01	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9
1,00	0,3295	0,4637	0,5461	0,6770	0,7915	0,8981	0,9495
0,50	0,2318	0,4192	0,5189	0,6655	0,7872	0,8972	0,9493
0,33	0,1817	0,3932	0,5030	0,6587	0,7847	0,8967	0,9492
0,20	0,1503	0,3712	0,4856	0,6509	0,7818	0,8960	0,9491
0,10	0,1237	0,3442	0,4687	0,6429	0,7784	0,8953	0,9489

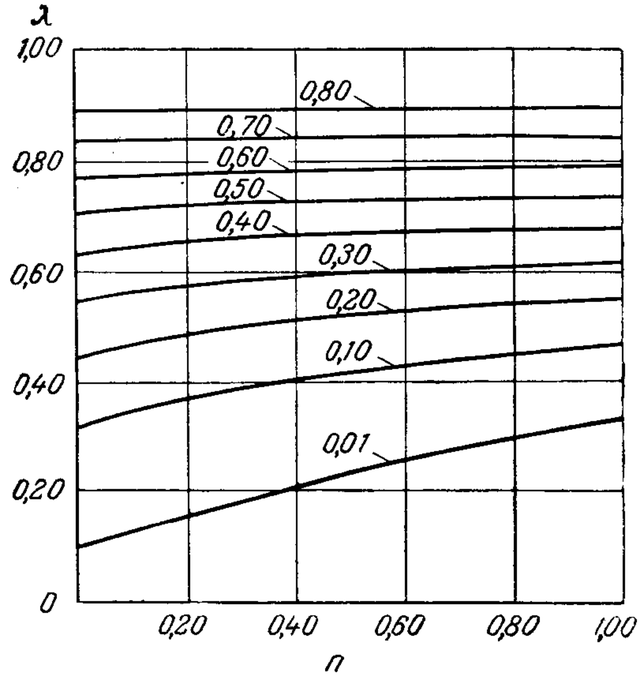


Рис. 1,20. График, по которому определяется радиус, соответствующий положению максимальной скорости[27]:

Цифры на кривых—величина отношения R_i/R_o.

сдвига от τ_o (которое положительно) до нуля и затем до τ_i (которое отрицательно). Вышеприведенный анализ реологических свойств неньютоновских жидкостей ясно показывает невыполни-

мость этого требования. Поэтому такой расчет в самом лучшем случае будет оставаться только приближением*.

С увеличением τ_o степень приближения увеличивается, так как при этом реологические параметры n и K остаются постоянными в более широком интервале изменений напряжений сдвига. Следует также иметь в виду, что если значения n и K, соответствующие τ_o, сильно отличаются от значений, соответствующих τ_i, то при расчете надо пользоваться значениями при τ_o, так как величина объемного расхода в значительно большей степени зависит от напряжений сдвига на наружной поверхности кольца, чем на внутренней поверхности.

Неизотермическое течение в круглых трубах

В этом разделе не обсуждаются вопросы теплопередачи, а отмечаются причины, вызывающие существенные изменения температуры полимера даже при его течении в хорошо термоизолированной трубе.

1) При течении в трубах расплавов большинства полимеров, обладающих высокой вязкостью, происходит интенсивное тепловыделение, обусловленное внутренним трением. Интенсивность тепловыделения в потоке вязкой жидкости, отнесенная к единице объема, определяется выражением:

$$\frac{1}{J}\,\tau\,(-du/dr)$$

Следовательно, эта величина меняется от нуля в центре трубы до максимального значения у стенки трубы.

2) В результате высокой вязкости расплавов возникают значительные градиенты давлений. Поэтому в достаточно длинных трубах может происходить существенное уменьшение плотности расплава, связанное с объемным расширением полимера. На это расширение затрачивается определенная энергия. При этом величина энергии, которая расходуется в единице объема жидкости, хотя и не зависит от радиального положения элемента жидкости в трубе, тем не менее она имеет наибольшее значение в центре трубы, так как в этой области скорость жидкости максимальна.

Дифференциальные уравнения, описывающие это неизотермическое течение в круглой трубе, можно записать довольно просто.

---

* В виду этого не рекомендуется пользоваться результатами, полученными при течении по кольцевому каналу[27], для определения реологических свойств жидкости.

Известен ряд работ[8, 13, 30, 34, 110, 111], в которых эта задача математически исследована достаточно полно. Однако полученные решения нельзя считать исчерпывающими. Так, Григул и Бринкман[13] рассматривали течение ньютоновской жидкости, пренебрегая ее расширением. Бирд[8] пытался приближенно учесть неньютоновские свойства жидкости, но также не учел объемного расширения жидкости*. Тур[110, 111] показал, что нельзя не принимать во внимание объемное расширение жидкости, но, так же как и Бирд, предположил, что реологические свойства не зависят от температуры**. Джи и Лайон[30] попытались решить более общую систему дифференциальных уравнений, и после широкого применения численных методов решения получили выражение, описывающее поведение одного определенного полимера. Однако полученные этими авторами результаты имеют частный характер. Авторы не приводят никаких обобщающих таблиц, пользуясь которыми можно было бы решать подобные задачи***.

В заключение можно сказать, что, по-видимому, решение, которое использовали Джи и Лайон[30], позволяет разработать общий метод определения безразмерных поправок, применимый к расчету течения большинства полимеров при самых различных условиях переработки. Следует заметить, что нахождение подобного рода универсальных поправок потребует выполнения очень большого числа расчетов, занимающих значительное время даже при использовании современных быстродействующих электронных счетных машин. До тех же пор, пока это не будет сделано, читателю для ознакомления с разработанными в настоящее время методами приближенной оценки рекомендуется обратиться к оригинальным статьям. Наиболее ценными с этой точки зрения являются взаимно дополняющие друг друга статьи Бирда[8] и Тура[110, 111]. В других опубликованных до настоящего времени работах совершенно не учитывается влияние давления на реоло-

---

* В качестве приближения Бирд предположил, что распределение температур в потоке жидкости, служащее основой для расчета профиля скоростей, соответствует жидкости, реологические свойства которой не зависят от температуры.

** С этой точки зрения метод приближения, использованный Туром для описания свойств неньютоновских жидкостей, уступает методу Бирда.

*** При выводе дифференциальных уравнений предполагалось, что плотность и коэффициент температуропроводности постоянны. Хотя эти предположения не являются существенными ограничениями, тем не менее нельзя утверждать, что эти уравнения полностью учитывают изменения в величине плотности и теплопроводности. По-видимому, изменение плотности с температурой входит в тот член уравнения, который учитывает расширение. Так как полученные результаты сопоставлялись только с результатами экспериментального определения расхода, нельзя полностью оценить ошибок, связанных с использованием этих допущений.

гические свойства жидкости, хотя это влияние при тех же самых условиях, при которых приходится учитывать объемное расширение, может быть весьма значительным.

Практические методы определения реологических характеристик жидкости

Характеристика стационарного развившегося течения

Ротационные вискозиметры. Ротационные вискозиметры являются наилучшими приборами для определения истинной зависимости между напряжением сдвига и градиентом скорости. Однако при расчете и моделировании течения в трубах эти данные не так важны, как данные, полученные при исследовании течения методом капиллярной вискозиметрии (стр. 54—56). Во всех приборах ротационного типа тепло, выделяющееся в результате внутреннего трения, значительно больше влияет на результаты измерений, чем в приборах капиллярного типа, так как в них исследуемая жидкость подвергается сдвигу в течение гораздо более продолжительного времени. Однако в хорошо спроектированных приборах наблюдающиеся изменения температуры незначительны. Детально эта проблема обсуждается в специальной литературе[16, 48, 50, 122].

Вискозиметр с коаксиальными цилиндрами. Независимо от того, какой из цилиндров вращается—внутренний или наружный,—напряжения сдвига рассчитываются на поверхности внутреннего цилиндра. Величина напряжений сдвига на этой поверхности может быть найдена из следующего выражения[59]:

$$\tau_i = \frac{2t}{\pi D_i^2 l} \tag{59}$$

где t—вращающий момент на внутреннем цилиндре;

l—рабочая длина цилиндра.

Соответствующее ей значение градиента скорости определяется по уравнению[43, 59, 77]:

$$\left(-\frac{du}{dr}\right)_i = \frac{4\pi N}{1-1/s^2}\left\{1 + k_1\left(\frac{1}{n''} - 1\right) + k_2\left[\left(\frac{1}{n''} - 1\right)^2 + \frac{d\left(\frac{1}{n''} - 1\right)}{d(\ln t)}\right]\right\} \tag{60}$$

В уравнении (60) k_1 и k_2—постоянные прибора, равные соответственно:

$$k_1 = \frac{s^2-1}{2s^2}\left(1 + \frac{2}{3}\ln s\right) \tag{61}$$

$$k_2 = \frac{s^2-1}{6s^2}\ln s \tag{62}$$

Уравнение (60) справедливо для приборов*, у которых величина $s \leqslant 1{,}2$ (s—отношение диаметров рабочих поверхностей внешнего и внутреннего цилиндров). Если величина s в уравнении (60) превышает 1,2, то необходимо ввести дополнительные члены. При приближении величины s к единице значения градиента скорости во всех точках жидкости стремятся к значению градиента скорости на стенке внутреннего цилиндра, и уравнение (60) приводится к выражению:

$$(-du/dr) = 2\pi RN/\Delta R \tag{63}$$

где ΔR—радиальный зазор между цилиндрами.

В большинстве случаев величина производной, которая входит в уравнение (60), близка к нулю и ею можно пренебречь; в частности, для жидкостей, подчиняющихся степенному закону течения, эта производная равна нулю.

Градиент скорости на поверхности внутреннего цилиндра вискозиметра, у которого диаметр наружного цилиндра намного больше диаметра внутреннего (например, ротационный вискозиметр «Брукфильд»), определяется следующим выражением:

$$(-du/dr)_i = \frac{4\pi N}{n''} \tag{64}$$

Напряжения сдвига также определяются по уравнению (59).

Во всех приведенных выше случаях величина напряжений сдвига рассчитывалась только по площади цилиндрической поверхности внутреннего цилиндра. Большей частью для учета напряжений сдвига, возникающих на торцевых поверхностях ротора, прибор калибруется на стандартных ньютоновских жидкостях и полученные результаты используются для вычисления поправок, которыми пользуются при определении «эквивалентной» длины ротора, несколько превышающей ее фактическую длину. Применение эквивалентной длины, рассчитанной по результатам опытов с ньютоновскими жидкостями, для обработки экспериментальных данных, полученных при исследовании неньютонов-

* В аналогичном уравнении, приведенном у Мак-Келви[48], допущена численная ошибка, в результате которой уравнение приводится к выражению $4\pi NR/\Delta R$.

ских жидкостей, строго говоря, нельзя считать вполне обоснованным. Однако этот метод дает очень хорошие результаты*, хотя величина эквивалентной длины у жидкостей с индексом течения 0,20 превышает фактическую длину ротора[74] почти на 20%. В ротационном вискозиметре[71] для исключения торцевого эффекта нижний конец ротора и дно корпуса имеют коническую форму. В приборах такого типа концевые эффекты полностью отсутствуют, и в том случае, если зазор достаточно мал, получаются хорошие результаты.

Ротационные вискозиметры типа конус—плоскость. Было показано[49, 84], что если поместить жидкость в зазор между конусом и плоским диском так, чтобы центр диска касался вершины конуса, то при их относительном вращении находящаяся в зазоре жидкость подвергается деформации чистого сдвига и градиент скорости в зазоре остается постоянным. Постоянство величины градиента скорости обеспечивается тем, что толщина слоя деформируемой жидкости увеличивается по мере удаления от центра диска. Это увеличение пропорционально относительной скорости диска и конуса. У большинства выпускаемых приборов такого типа** величина угла между конусом и диском очень мала. Благодаря этому достигается очень высокая однородность температурного поля, и вторичное течение, возникающее вследствие разности в величине центробежных сил у поверхностей конуса и диска, сводится до минимальной величины.

Напряжение сдвига определяется по уравнению:

$$\tau = \frac{3t}{2\pi R^3} \tag{65}$$

$$(du/dr) = \frac{2\pi N}{\alpha} \tag{66}$$

где α—величина угла между конусом и диском, выраженная в радианах.

Капиллярные вискозиметры. Если определить экспериментально зависимость объемного расхода от перепада давлений, то по уравнениям (39) и (32) можно вычислить величину напряжений сдвига и градиента скорости на стенке капилляра:

$$\tau_w = \frac{D\Delta p}{4L} \tag{39}$$

$$\left(-\frac{du}{dr}\right)_w = \frac{3n'+1}{4n'} \cdot \frac{32q}{\pi D^3} \tag{32}$$

* По сравнению с результатами испытаний на приборах другого типа.

** Описание ряда других конструкций вискозиметров типа конус—плоскость приведено в работах[41, 53].

Однако во многих случаях нет никакой необходимости в переходе от экспериментальных данных к истинному виду кривой течения. Напротив, пользуясь теорией подобия, можно рассчитывать течение в круглых каналах непосредственно по экспериментальной зависимости $D\Delta p/4L$ от $32q/\pi D^3$.

В приборах капиллярного типа всегда наблюдаются входовые эффекты. При исследовании расплавов полимеров обычный метод исключения входового эффекта состоит в определении зависимости расхода от давления для капилляров различной длины. По кривым зависимости перепада давлений от длины капилляра (при постоянных значениях расхода), экстраполируя эти кривые до нулевого перепада давлений, можно определить величину поправки и рассчитать эквивалентную длину.

В капиллярных вискозиметрах, так же как и в ротационных, могут возникать некоторые экспериментальные затруднения, связанные с разогревом материала за счет тепла, выделяющегося в результате внутреннего трения. Однако эти затруднения не существенны, так как бóльшая часть выделяющегося тепла отводится с вытекающим материалом. Этот вопрос уже рассматривался выше (стр. 76). Следует отметить, что величина экспериментальной ошибки, обусловливаемой этим эффектом, в хорошо сконструированном вискозиметре с капиллярами малого диаметра значительно меньше, чем влияние этого явления на течение материала при переработке его на шприц-машинах и в литьевых машинах.

Другие приборы, применяющиеся для исследований реологических свойств расплавов. Из других конструкций вискозиметров следует упомянуть ленточный вискозиметр, состоящий из плоской ленты, которая протягивается между двумя неподвижными пластинами и при этом увлекает полимер в зазор между лентой и пластинами[3, 39, 116].

Описана также конструкция вискозиметра, состоящего из двух параллельно расположенных дисков, один из которых приводится во вращение. Однако эта конструкция, по-видимому, не применяется.

Известен прибор, в котором исследуемый материал помещается между двумя параллельными движущимися навстречу друг другу пластинами. Пластомеры такого типа использовались главным образом для исследования полимеров в области ньютоновского течения (при малых градиентах скорости)[20, 21, 55].

Изучение реологических характеристик полимеров при малых[5] и средних[109] градиентах скорости производилось также на вискозиметре с коаксиально расположенными движущимися в осевом направлении цилиндрами. В таких вискозиметрах испытываемый материал помещается в кольцевой зазор между двумя цилиндрами. Эти приборы обладают различными особенностями,

ограничивающими область их применения. Все они уступают обычным вискозиметрам, конструкция которых в настоящее время разработана гораздо в большей степени.

Технологический контроль. Читатель может ознакомиться с положением в этой области по ранее опубликованным обзорам[59,108], так как до настоящего времени не создано новых приборов для определения реологических свойств, которые можно было бы использовать в повседневной производственной работе.

Процессы, протекающие во времени

Эластичность. Если методы определения модуля упругости при сравнительно малой деформации испытуемых образцов разработаны достаточно хорошо, то детальные исследования упругих напряжений в жидкостях при установившемся их течении, по-видимому, почти полностью отсутствуют. Сравнительно недавно опубликованные работы, в которых рассматривались нормальные напряжения, возникающие в потоке раствора полимера, можно считать началом изучения этой области[14, 80].

Тиксотропия и реопексия. С момента опубликования обзора Метцнера[59], в котором подробно рассмотрены различные методы исследования этих явлений, в этой области не появилось ничего нового.

УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

a—константа в уравнении Ван-дер-Ваальса (25);
A—площадь поверхности, *см*^{2};
A—константа в уравнении (28), имеющая размерность вязкости;
A_{EP}, B—константы в уравнении Эйринга—Пауэлла, связывающего величину напряжения сдвига со скоростью сдвига:

$$\tau = \mu \frac{du}{dr} + \frac{1}{B} \operatorname{Arsh} \left(\frac{du/dr}{A_{EP}} \right)$$

A_{EP}—имеет размерность *сек*$^{-1}$, B—*см*^{2}/*кГ*;
b—константа в уравнении Ван-дер-Ваальса (25);
B—половина расстояния между двумя параллельными плоскостями, *см*;
du/dr—скорость сдвига, *сек*$^{-1}$;
$(du/dr)_w$—скорость сдвига на стенке капилляра в капиллярном вискозиметре;
$\left(\frac{du}{dr}\right)$ и $\left(\frac{du}{dr}\right)_o$—соответственно скорости сдвига на поверхности внутреннего и наружного цилиндров ротационного вискозиметра;

D—диаметр, *см*; D_i и D_o—соответственно диаметры внутреннего и наружного цилиндров ротационного вискозиметра;
$\frac{\Delta pD}{4L}$—напряжение сдвига на стенке круглой трубы или капилляра, *кГ*/*см*^{2};
E—энергия активации вязкого течения [в уравнении (28)];
E—модуль упругости (модуль Юнга), *кГ*/*см*^{2};
F—сила или сила сдвига, *кГ*;
g_c—ускорение силы тяжести (g_c=981 *см*/*сек*^{2});
G—модуль сдвига или упругости, *кГ*/*см*^{2};
J—механический эквивалент тепла, 427 *кГм*/*ккал*;
k_1 и k_2—безразмерные константы в уравнениях Кригера и Марона, которые служат для расчета скорости сдвига по геометрическим размерам и скорости вращения ротора ротационного вискозиметра;

$$k_1 = \frac{s^2 - 1}{2s^2} \left(1 + \frac{2}{3} \ln s \right)$$

$$k_2 = \frac{s^2 - 1}{6s^2} \ln s$$

K—коэффициент в степенном законе $\tau = K(du/dr)^n$, *кГсек*^{n}/*см*^{2};
K'—коэффициент, входящий в уравнение ламинарного течения по трубам с круглым поперечным сечением

$$\tau_w = \frac{D\Delta p}{4L} = K' \left(\frac{8V}{D} \right)^{n'}, \ кГ\ сек^{n'}/см^2;$$

l—эквивалентная длина ротора ротационного вискозиметра, *см*;
L—длина, *см*;
n—индекс течения, т. е. безразмерный показатель степени в уравнении степенного закона

$$\tau = K\,(du/dr)^n$$

постоянный для определенного интервала изменения напряжений сдвига;
n'—интегральное значение безразмерного показателя степени n, определенное по данным капиллярной вискозиметрии:

$$n' = \frac{d\,(\ln D\Delta p/4L)}{d\,(\ln 8V/D)}$$

n''—тангенс угла наклона кривой зависимости момент—скорость вращения ротора, полученной на ротационном вискозиметре и изображенной в логарифмических координатах:

$$n'' = \frac{d(\ln t)}{d(\ln N)}$$

N—скорость вращения, *об/сек*;
Re′—эффективное число Рейнольдса $D^{n'}V^{2-n}\rho/\gamma$, величина безразмерная;
p—давление, *кГ/см²* [перепад давления (уменьшение давления) обозначается через Δp; уменьшение давления, вызванное сужением потока, обозначается через Δp_c; уменьшение давления, связанное с изменением кинетической энергии потока, обозначается через Δp_{KE}];
q—расход тепла в единицу времени, *ккал/ч*;
q—расход жидкости в единицу времени, *см³/ч*, *см³/мин*, *см³/сек*;
r—расстояние в осевом (радиальном) направлении, *см*;
R—внутренний радиус трубы, *см* или *м*;
R_i и R_o—наружный и внутренний радиусы кольцевого зазора;
R—универсальная газовая постоянная, входящая в уравнение состояния идеального газа или в уравнение Ван-дер-Ваальса (1,987 *ккал/моль*);
R'—величина R, отнесенная к единице массы;
$s=D_o/D_i$—величина безразмерная;
t—вращающий момент, *кГсм* или *кГм*;
t—время, *ч* или *сек*;
T—абсолютная температура, °К;
u—локальная скорость, или осевая компонента локальной скорости, *см/сек* или *м/сек*;
U—средняя скорость, *см/сек*;
$8U/D$—скорость сдвига на стенке трубы для ньютоновской жидкости (при ламинарном течении), *сек⁻¹*;
V—объем, *см³*;
γ—знаменатель в выражении для эффективного числа Рейнольдса $\gamma=g_c K'\rho^{n'-1}$, *кг/смсек^{2-n'}*;
γ_s—деформация сдвига, величина безразмерная;
ε—деформация растяжения, которой подвергается элементарный объем материала, величина безразмерная;
Δ—символ конечного приращения;

λ—радиальная координата (координата максимальной скорости в кольцевом канале равна λR_o):
μ—константа в уравнении Эйринга—Пауэлла (21), *кГ·сек/см²*;
μ_M—ньютоновская вязкость, *кГ/сек·см*, или *кГ/ч·см*;
μ_F—ньютоновская вязкость, *кГ·сек/см²*, или *кГ·сек/м²*;
μ_a—эффективная вязкость неньютоновской жидкости, рассчитанная при некотором определении напряжений сдвига

$$\mu_a = \frac{\tau}{du/dr}$$

μ_d—дифференциальная вязкость неньютоновской жидкости:

$$\mu_d = \frac{d\tau}{d\left(\frac{du}{dr}\right)}$$

т. е. тангенс угла наклона кривой $\tau=f(du/dr)$ при определенном значении напряжений сдвига;
π_i—внутреннее давление, *кГ/см²*;
ρ—плотность, *г/см³*;
τ—напряжение, или напряжение сдвига $\tau=F/A$, *кГ/см²*;
τ_o или τ_w—соответственно напряжение сдвига на стенке круглой трубы или капилляра;
σ—напряжение сдвига на поверхности внутреннего цилиндра ротационного вискозиметра;
τ_T—нормальное напряжение, *кГ/см²*;
ω—константа в уравнении Ван-дер-Ваальса, *см³/г*.

ЛИТЕРАТУРА

1. Alfrey T., Jr., Mechanical Behavior of High Polymers, New York, Interscience Publishers, Inc., 1948.
2. Alves G. E., Boucher D. F., Pigford R. L., Chem. Eng. Progr., **48**, 385 (1952).
3. Asbeck W. K., Van Loo M., Ind. Eng. Chem., **46**, 1291 (1954).
4. Bagley E. B., J. Appl. Phys., **28**, 624 (1957).
5. Bergen J. T., Patterson W., Jr., J. Appl. Phys., **24**, 712 (1953).
6. Bestul A. P., Belcher H. V., J. Appl. Phys., **24**, 696 (1953).
7. Beyer C. E., Towsley F. E., J. Colloid Sci., **7**, 236 (1952).
8. Bird R. B., SPE Journal, **11**, № 7, 35 (1955).
9. Bondi A., J. Appl. Phys., **16**, 539 (1945).
10. Boyer R. F., Spencer R. S., J. Appl. Phys., **15**, 398 (1944).
11. Bridgman P. W., The Physics of High Pressure, London, George Bella. Sons, Ltd., 1949.
12. Bridgman P. W., J. Colloid Sci., **7**, 202 (1952).
13. Brinkman H. C., Appl. Soc. Res., A2, 120 (1951).

14. Brodnyan J. G., Gaskins F. H., Philippoff W., Trans. Soc. Pheol., **1**, 109 (1957).
15. Christiansen E. B., Ryan N. W., Stevens W. E., A. I. Ch. E. Journal, **1**, 544 (1955).
16. Colwell R. E., SPE Journal, **11**, № 7, 24 (1955).
17. da C. Andrade E. N., Endeavour, **13**, 117 (1954).
18. Davies R. O., Jones G. O., Proc. Roy. Soc. (London), **A217**, 26 (1953).
19. Dexter F. D., J. Appl. Phys., **25**, 1124 (1954).
20. Dienes G. J., J. Colloid Sci., **4**, 257 (1949).
21. Dienes G. J., Klemm H. F., J. Appl. Phys., **17**, 458 (1946).
22. Dodge D. W., Ph. D. thesis in chemical engineering, University of Delaware, Newark, 1957.
23. Dodge D. W., Metzner A. B., Paper presented at the Chilcago A. I. Ch. E. Meeting, December, 1957.
24. Eirich F. R., Rheology, vol. I, chap. 1, New York, Academic Press, Inc., 1956.
25. Ferrell J. K., Richardson F. M., Beatty K. C., Jr., Ind. Eng. Chem., **47**, 29 (1955).
26. Fox T. G., Jr., Flory P. J., J. Appl. Phys., **21**, 581 (1950).
27. Fredrickson A. G., Bird R. B., Ind. Eng. Chem., **50**, 347 (1958).
28. Garner F. H., Nissan A. H., Nature, **158**, 634 (1946).
29. Garner F. H., Nissan A. H., Wood G. F., Phill. Trans. Roy. Soc. London, **A234**, 37 (1950).
30. Gee R. E., Lyon J. B., Ind. Eng. Chem., **49**, 956 (1957).
31. Glasstone S., Textbook of Physical Chemistry, 2nd ed., Princeton, N. J., D. Van Nostrand Company, Inc., 1946.
32. Green H., Industrial Rheology a. Rheological Structures, New York, John Wiley a. Sons, Inc., 1949.
33. Greensmith H. W., Rivilin R. S., Phil. Trans. Roy. Soc. London, **A245**, 399 (1953).
34. Grigull V., Chem. Ing. Tech., **27**, 480 (1955).
35. Grunberg L., Proceedings of the 2nd International Congress on Rheology, Harrison, V. G. E. (ed.), New York, Academic Press, Inc., and. London, Butterworth a. Co. Publishers, Ltd., 1954, p. 437.
36. Hermans J. J., Flow Properties of Disperse Systems, Amsterdam, North—Holland Publishing Company, 1953.
37. Hersey M. D., Hopkins R. F., Viscometry of Lubricants Under Pressure, New York, Am. Soc. Mech. Engres., 1954.
38. Hopkins I. L., J. Appl. Phys., **24**, 1300 (1953).
39. Hull H. H., J. Colloid Sci., **7**, 316 (1952).
40. Keefe R. L., Jr., M. Ch. E. thesis, University of Delaware, Newark, 1958.
41. Kepes M., J. Polymer Sci., **22**, 409 (1956).
42. Kovacs A. J., Industrie des Plastiques Modernes (Paris), vol. 7 (1955); Issue 1, pp. 30—34; 2, pp. 39, 41, 43, 45; 3, pp. 36—40; 6, pp. 41—45; 7, pp. 44—48; 8, pp. 41—45; 9, pp. 37, 38; vol. 8 (1956); Issue 1, pp.37—43; 2, pp. 38, 41—46.
43. Krieger I. M., Maron S. H., J. Appl. Phys., **25**, 72 (1954).
44. Laird W. M., Ind. Eng. Chem., **49**, 138 (1957).
45. Lewis W. K., Squires L., Broughton G., Industrial Chemistry of Colloidal and Amorphous Materials, New York, The Mac-Millan Company, 1942.
46. McAdams W. H., Heat Transmission, 3rd ed., New York, McGraw-Hill Book Company, Inc., 1954.
47. Mack C., J. Polymer Sci., **13**, 279 (1954).

48. McKelvey J. M., Gavis J., Smith T. G., SPE Journal, **13**, № 9, 29 (1957).
49. McKennell R., Proceedings of the 2nd International Congress on Rheology, V. G. W. Harrison (ed.), 1954, p. 350.
50. McKennell R., Kolloid-Z., 145, 114 (1956); Anal. Chem., **28**, 1710 (1956).
51. McMillen E. L., Chem. Eng. Progr., **44**, 537 (1948).
52. Markovitz H., Trans. Soc. Rheol., **1**, 37 (1957).
53. Markovitz H., Elyash L. J., Padden F. J., Jr., De Witt T. W., J. Colloid Sci., **10**, 165 (1955).
54. Markovitz H., Williamson R. B., Trans. Soc. Rheol., **1**, 25 (1957).
55. Marshall O. I., Ind. Eng. Chem., **45**, 2748 (1953).
56. Maxwell B., Jung A., Modern Plastics, **35**, № 3, 174 (1957).
57. Maxwell B., Matsuoka S., SPE Journal, **13**, № 2, 27 (1957).
58. Metzner A. B., Chem. Eng. Progr., **50**, 27 (1954).
59. Metzner M. B., Non-Newtonian Technology—Fluid Mechanics, Mixing and Heat Transfer in Advances in Chemical Engineering, vol. I, T. B. Drew a. J. W. Hoopes, Jr. (eds), New York, Academic Press, Inc., 1956.
60. Metzner A. B., Ind. Eng. Chem., **49**, 1429 (1957).
61. Metzner A. B., Paper presented at the 1957 Annual Meeting of the Society of Rheology.
62. Metzner A. B., Otto R. E., A. I. Ch. E. Journal, **3**, 3 (1957).
63. Metzner A. B., Reed J. C., A. I. Ch. E. Journal, **1**, 434 (1955).
64. Metzner A. B., Whitlock M., Paper presented at the 1957 meeting of the Society of Rheology.
65. Mooney M., J. Rheol., **2**, 210 (1931).
66. Mooney M., Colloid Sci., **6**, 96 (1951).
67. Mooney M., J. Appl. Phys., **24**, 675 (1953).
68. Mooney M., Trans. Soc. Rheol., **1**, 63 (1957).
69. Mooney M., Black S. A., J. Colloid Sci., **7**, 204 (1952).
70. Mooney M., Black S. A., Rubber Chem. a. Technol., **26**, 311 (1953).
71. Mooney M., Ewart R. H., Physics (J. Appl. Phys.), **5**, 350 (1934).
72. Nason H. K., J. Appl. Phys., **16**, 338 (1945).
73. Noll W., J. Rational Mech. a. Anal., **4**, 3 (1955).
74. Otto R. E., Ph. D. thesis in chemical engineering, University of Delaware, Newark, 1957.
75. Padden F. J., De Witt T. W., J. Appl. Phys., **25**, 1086 (1954).
76. Pao, Yoh-Han, J. Appl. Phys., **28**, 591 (1957).
77. Pawlowski J., Kolloid.-Z., **130**, 129 (1953).
78. Philippoff W., Report of Symposium VII, Incendiary Gels and Their Instrumentation, 27 and 28 June, 1955, Chemical Corps Chemical and Radiological Laboratories, Army Chemical Center, Maryland.
79. Philippoff W., J. Appl. Phys., **27**, 984 (1956).
80. Philippoff W., Trans. Soc. Rheol., **1**, 95 (1957).
81. Philippoff W. a. Gaskins F. H., J. Polymer Sci., **21**, 205 (1956).
82. Pilpel N., Trans. Faraday Soc., **50**, 1369 (1954).
83. Pilpel N., Trans. Faraday Soc., **51**, 1307 (1955).
84. Piper G. H., Scott J. R., J. Sci. Instr., **22**, 206 (1945).
85. Pollett W. F. O., Proceedings of the 2nd International Congress on Rheology, V. G. W. Harrison (ed.), 1954, p. 85.
86. Powell R. E., Eyring H., Nature, **154**, 427 (1944).
87. Prager W., Finite Plastic Deformation in Rheology, vol. I, F. R. Eirich (ed.), New York, Academic Press, Inc., 1956.

88. Rabinowitsch B., Z. physik. Chem., A**145**, 1 (1929).
89. Ree T., Eyring H., J. Appl. Phys., **26**, 793, 801 (1955). See also Report of Symposium VII, Incendiary Gels and Their Instrumentation, 27 a. 27 June, 1955, Chemical Corps Chemical a. Radiological Laboratories, Army Chemical Center, Maryland.
90. Reiner M., Deformation and Flow, London, H. K. Lewis a. Co., 1949.
91. Reiner M., Bull. Research Council Israel, **2**, 65 (1952).
92. Reiner M., Phenomenological Macrorheology, in Rheology, vol. I, F. R. Eirich (ed.), New York, Academic Press, In., 1956.
93. Richardson R. J., The Flow of Wood Pulp Slurries, Sc. D. thesis in chemical engineering, M. I. T., Cambridge, Mass., 1954.
94. Riggs L. C., B. Ch. E. thesis, University of Delaware, Newark, 1956.
95. Rivlin R. S., Proc. Roy. Soc. (London), A**193**, 260 (1948).
96. Rivlin R. S., Trans. Faraday Soc., **45**, 739 (1949).
97. Rivlin R. S., Ericksen J. L., J. Rational Mech. a. Anal., **4**, 323 (1955).
98. Roberts J. E., Proceedings of the 2nd International Congress on Rheology, V. G. W. Harrison (ed.), New York, Academic Press, Inc., and London, Butterworth a. Co. Publishers, Ltd., 1954, p. 91.
99. Schnell E., J. Appl. Phys., **27**, 1149 (1956).
100. Severs E. T., Ph. D. thesis in chemical engineering. University of Delaware, Newark, 1950.
101. Smith T. L., J. Polymer Sci., **14**, 37 (1954).
102. Spencer R. S., J. Polymer Sci., **5**, 591 (1950).
103. Spencer R. S., Proceedings of the 2nd International Congress on Rheology, V. G. W. Harrison (ed.), 1954, p. 21.
104. Spencer R. S., Boyer R. F., J. Appl. Phys., **17**, 398 (1946).
105. Spencer R. S., Dillon R. E., J. Colloid Sci., **4**, 241 (1949).
106. Spencer R. S., Gilmore G. D., J. Appl. Phys., **20**, 502 (1949); **21**, 523 (1950).
107. Stevens W. E., Abstract of Ph. D. thesis in chemical engineering, University of Utah, Salt Lake City, 1953.
108. Thomas B. W., Ind. Eng. Chem., **45**, № 6, 87A (1953).
109. Tollenaar D., Bisschop M. C., J. Colloid Sci., **10**, 151 (1955).
110. Toor H. L., Ind. Eng. Chem., **48**, 922 (1956).
111. Toor H. L., Trans. Soc. Rheol., **1**, 177 (1957).
112. Toor H. L., Eagleton S. D., J. Appl. Chem. (London), **3**, 351 (1953).
113. Tordella J. P., J. Appl. Phys., **27**, 454 (1956).
114. Tordella J. P., SPE Journal, **12**, № 8, 36 (1957).
115. Tordella J. P., Trans. Soc. Rheol., **1**, 203 (1957).
116. Wachholtz F., Asbeck W. K., Kolloid-Z., **93**, 280 (1940).
117. Weber N., Bauer W. H., Report of Symposium VII Incendiary Gels and Their Instrumentation, 27 a. 28 June, 1955, Chemical Corps Chemical and Radiological Laboratories, Army Chemical Center, Maryland.
118. Weir C. E., J. Res. Natl. Bul. Stand., 53, 245 (1954).
119. Weissenberg K., Conference British Rheologists' Club, London, 1946.
120. Weissenberg K., Nature, **159**, 310 (1947).
121. Weissenberg K., Proceedings of the lst (1948) International Rheological Congress, Amsterdam, North-Holland Publishing Company, 1949, p. 29.
122. Weltmann R. N., Kuhns P. W., J. Colloid Sci., **7**, 218 (1952).
123. Werner A. C., Modern Plastics, **34**, № 6, 137 (1957).
124. Westover R. F., Maxwell B., SPE Journal, **13**, № 8, 27 (1957).
125. Whitlock M., Flow Behavior of Concentrated Suspensions, M. Ch. E. thesis, University of Delaware, Newark, 1957.

Глава II

ТЕРМОДИНАМИКА И ТЕПЛОПЕРЕДАЧА*

При переработке термопластичных материалов происходит превращение одной формы энергии в другую. Практический интерес представляют прежде всего процессы превращения электрической и механической энергии в тепловую, а также скорость теплопередачи.

Классическая термодинамика основывается на двух основных законах. Эти законы носят общий характер, так как при их выводе не принимались во внимание структура материала и механизм процесса. Пользуясь этими положениями термодинамики, можно вычислить энергию, потребляемую во время процесса (в виде тепла и механической работы). Однако на практике для понимания процесса недостаточно знать суммарную величину потребляемой энергии. Очень важно иметь представление о скорости его протекания. Эту сторону процесса изучает наука о теплопередаче. Термодинамика и теплопередача дополняют друг друга. На основе термодинамических расчетов составляют тепловой баланс, используя законы теплопередачи определяют скорость, с которой тепло подводится к системе или отводится от нее.

В этой главе рассматриваются лишь те положения, которые имеют непосредственное отношение к переработке термопластичных материалов. Более полные сведения по этому вопросу можно найти в дополнительной литературе[4, 5, 11–13, 15].

При расчетах по уравнениям и формулам, приведенным в этой главе, можно пользоваться любой системой единиц.

Для многих примеров в этой главе использовалась метрическая система как наиболее удобная для расчетов. В конце главы объясняются принятые обозначения, причем их размерность приводится в метрической системе единиц. Все механические единицы даны в системе CGS, в которой единицей энергии служит эрг. Для тепловых величин единицей энергии является калория. Если в уравнение одновременно входят величины механической и тепловой энергии, они должны быть приведены в одной системе. Электрические величины применяются в практических единицах.

---

* Д. М. Мак-Келви (J. M. McKelvey, Ph. D. Department of Chemical Engineering, Washington University).

Термодинамика и теплофизические расчеты

Термодинамические функции

Термодинамика изучает обмен энергии между системой и окружающей средой при переходе из одного равновесного состояния в другое. Свойства системы однозначно определяют равновесное состояние. Поэтому изменение ее свойств при переходе из одного равновесного состояния в другое совершенно не зависит от пути протекания процесса. С другой стороны, такие термодинамические функции, как тепло и работа, не являются свойствами системы, и для данного процесса их величина зависит от пути его протекания. Поэтому эти функции часто называют функциями пути процесса. Термодинамика изучает как изменение свойств системы, так и функций пути при переходе системы из одного равновесного состояния в другое. В термодинамике широко применяется понятие об обратимом процессе, при котором система проходит через бесконечное число равновесных состояний. Это понятие дает возможность определять для различных процессов предельные значения тепла и работы, а также изменение свойств системы.

Первое начало термодинамики выражает закон сохранения энергии:

$$dE = dQ - dW \tag{1}$$

где E—внутренняя энергия, являющаяся характеристикой системы;

Q—количество тепла, переданное системе или отведенное от нее, являющееся функцией пути;

W—величина работы, совершаемая системой или внешними силами, воздействующими на систему.

Считается, что тепло подводится к системе из окружающей среды, а система, воздействуя на среду, совершает работу, величина которой положительна. На основе этого закона проводятся многие теплофизические расчеты.

Все характеристические свойства, например внутренняя энергия, выражаются в единицах энергии, отнесенных к единице массы (калории на грамм). Аналогично функции пути выражаются относительно единицы массы в принятой системе единиц.

В уравнения, содержащие члены, выражающие механическую и тепловую энергию, часто вводят переводной коэффициент J, называемый механическим эквивалентом тепла. Тогда уравнение (1) можно переписать в виде:

$$dE = dQ - \left(\frac{1}{J}\right) dW \tag{2}$$

Однако в данной главе этот переводной коэффициент не вводится в термодинамические уравнения, поскольку предполагается, что при расчетах все величины выражаются в одинаковых единицах работы.

Преодолевая сопротивление внешних сил, система совершает работу. Рассматривая только механическую работу, совершаемую при расширении или сжатии материала, для обратимого процесса можно записать:

$$dW = Pdv \tag{3}$$

где P—давление;

v—удельный объем материала.

Величины P и v являются характеристиками системы.

Давление, температуру и объем можно замерять непосредственно. Другие свойства системы, такие, как внутренняя энергия, энтальпия, теплоемкость, сжимаемость и коэффициент объемного расширения, можно определить при помощи термодинамических уравнений из соотношения PVT и калориметрических данных.

Энтальпия определяется по уравнению

$$H = E + Pv \tag{4}$$

которое может быть записано в дифференциальной форме:

$$dH = dE + Pdv + vdP \tag{5}$$

Используя уравнения (1), (3) и (5), получаем:

$$dH = dQ + vdP \tag{6}$$

Теплоемкость при постоянном давлении определяется по уравнению

$$c_P = \left(\frac{\partial H}{\partial T}\right)_P \tag{7}$$

Из уравнений (6) и (7) следует, что, если процесс протекает при постоянном давлении

$$dQ = dH = c_P\, dT \tag{8}$$

Поэтому при постоянном давлении количество тепла, подводимое к системе или отводимое от нее, равно изменению энтальпии системы. Эта величина может быть вычислена, если известна величина c_P.

Теплоемкость при постоянном объеме определяется по уравнению

$$c_v = \left(\frac{\partial E}{\partial T}\right)_v \tag{9}$$

Из уравнений (1), (3), (9) следует, что для процесса, протекающего при постоянном объеме

$$dQ = dE = c_v dT \tag{10}$$

Поэтому при постоянном объеме количество тепла, подведенного к системе или отведенного от нее, равно изменению внутренней энергии системы и может быть вычислено, если известна величина c_v.

Соотношение между теплоемкостями при постоянном объеме и давлении можно записать следующим образом:

$$c_v = c_P - \left(\frac{Tk^2}{\rho\beta}\right) \tag{11}$$

где k—коэффициент объемного расширения;
β—сжимаемость.

Сжимаемость определяется по уравнению

$$\beta = -\frac{1}{v}\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_T \tag{12}$$

Поскольку удельный объем является величиной обратной плотности, уравнение (12) можно записать в виде:

$$\beta = \frac{1}{\rho}\left(\frac{\partial \rho}{\partial P}\right)_T \tag{13}$$

Коэффициент объемного расширения определяется по уравнению

$$k = \frac{1}{v}\left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_P = -\frac{1}{\rho}\left(\frac{\partial \rho}{\partial T}\right)_P \tag{14}$$

Из уравнений (12) и (14) можно определить влияние температуры и давления на объем материала. Уравнения, связывающие между собой температуру, давление и объем, называют термодинамическими уравнениями состояния. Для газов предложено очень много уравнений состояния, в то время как для жидкостей и твердых тел таких уравнений известно сравнительно мало. Спенсер и Гилмор[17] на основе уравнения Ван-дер-Ваальса вывели формулу, которая благодаря своей простоте представляет значительный интерес:

$$(P + \pi_i)(v - \omega) = R'T \tag{15}$$

где π_i, ω и R'—эмпирические константы.

Пример 1. При атмосферном давлении и температурах выше 120° удельный объем полиэтилена приближенно можно определить по уравнению

$$v = 0{,}900 + 0{,}00089T \tag{16}$$

где v—удельный объем, $см^3/г$;
T—температура, °К.

Величины ρ и k при атмосферном давлении и 200 °С определяются по уравнению:

$$\rho = \frac{1}{v} = \frac{1}{0{,}900 + (0{,}00089)(473)} = 0{,}757\ г/см^3$$

Дифференцированием уравнения (16) получают:

$$\left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_P = 0{,}00089$$

Из уравнения (14) можно найти k:

$$k = \left(\frac{1}{v}\right)\left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_P = 0{,}757 \cdot 0{,}00089 = 0{,}000675\ град^{-1}$$

Пример 2. По данным Паркса и Ричардса[14], сжимаемость расплава полиэтилена при различных температурах равна:

T, °С	120	140	160
$\beta \cdot 10^3$, $атм^{-1}$	0,088	0,102	0,119

Считая, что при данной температуре величина β в диапазоне давлений 1—100 *атм* постоянна, определить увеличение плотности расплава полиэтилена при 140 °С, в том же интервале давлений. Расчет проводят по уравнению (13), которое в интегральной форме (при постоянной температуре) можно записать следующим образом:

$$\int_{P_1}^{P_2} \beta dP = \int_{\rho_1}^{\rho_2} \frac{d\rho}{\rho}$$

Полагая, что β постоянная, после интегрирования получают:

$$\frac{\rho_2}{\rho_1} = e^{\beta \Delta P}$$

где $\Delta P = (P_2 - P_1) = 100 - 1 = 99$ *атм* и $\beta = 0{,}102 \cdot 10^{-3}$ $атм^{-1}$,

откуда $\frac{\rho_2}{\rho_1} = e^{0{,}0101} = 1{,}01$.

Таким образом, плотность полиэтилена увеличивается на 1%.

Пример 3. Величина c_P (в $кал/г \cdot °С$) для расплава полиэтилена при давлении 1 *атм* достаточно точно определяется по уравнению[6]

$$c_p = a + bT \tag{17}$$

где T—абсолютная температура, °К;
a—0,277;
b=0,000807.

Следует вычислить, на какую величину увеличивается энтальпия расплава полиэтилена при нагревании от 150 до 250 °С, если давление равняется 1 *атм*.

Подставив уравнение (17) в уравнение (8)

$$\Delta H = \int_{T_1}^{T_2} c_p dT = \int_{T_1}^{T_2} (a + bT) dT$$

после интегрирования получают:

$$\Delta H = \Delta T\left[a + \left(\frac{b}{2}\right)(T_1 + T_2)\right] \qquad (18)$$

где

$$\Delta T = (T_2 - T_1) = 100°$$

и

$$(T_1 + T_2) = 423 + 523 = 946°$$

По уравнению (18) вычисляют изменение энтальпии:

$$\Delta H = 65{,}9\ кал/г$$

Пример 4. По данным Спенсера и Гилмора[17], уравнение (15) применимо к полиэтилену при следующем значении констант:

$$R' = 3{,}0\frac{см \cdot кГ}{г \cdot °К}$$

$$\omega = 0{,}875\ см^3/г$$

$$\pi_i = 3320\ кГ/см^2$$

Следует вычислить k и β при 120 °С и давлении 1 *атм* и сравнить полученные величины с данными примеров 1 и 2.

Решаем уравнение (15) относительно v:

$$v = \omega + \frac{R'T}{(P + \pi_i)} \qquad (19)$$

и находим частные производные:

$$\left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_P = \frac{R'}{(P + \pi_i)} \qquad (20)$$

$$\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_T = -\frac{R'T}{(P + \pi_i)^2} \qquad (21)$$

Подставив выражения (19) и (20) в уравнение (14)

$$k = \frac{1}{v}\left(\frac{\partial v}{\partial T}\right)_P = \frac{1}{T + (\omega/R')(P + \pi_i)} \qquad (22)$$

и выражения (19) и (21) в уравнение (12), получим:

$$\beta = -\frac{1}{v}\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_T = \frac{1}{(P + \pi_i) + (\omega/R'T)(P + \pi_i)^2} \qquad (23)$$

При 393 °К (120 °С) и давлении 1 *атм* величина k, вычисленная по уравнению (22), равна:

$$k = 0{,}735 \cdot 10^{-3}\ град^{-1}$$

т. е. приблизительно на 9% больше величины, полученной в примере 1.

При тех же условиях вычисленная по уравнению (23) величина $\beta = 0{,}089 \cdot 10^{-3}\ атм^{-1}$, что приблизительно на 1% выше, чем в примере 2.

Пример 5. Какова величина работы, совершаемой при сжатии 1 *кг* полиэтилена с температурой 140 °С при изменении давления от 1 до 1000 *атм* (предполагается, что сжатие осуществляется при изотермических условиях и является обратимым)? Какова потребляемая мощность, если продолжительность сжатия равна двум секундам?

Работа обратимого процесса определяется по уравнению (3):

$$dW = Pdv \qquad (3)$$

Для того чтобы найти соотношение между P и v, следует проинтегрировать уравнение (12), считая коэффициент β постоянным:

$$\int \frac{dv}{v} = -\beta \int dP + C \qquad (24)$$

где C—постоянная интегрирования, которая определяется из условия $v = v_0$, при $P = 0$.

Тогда

$$v = v_0 e^{-\beta P} \qquad (25)$$

В результате дифференцирования уравнения (25) зависимость dv от P принимает вид:

$$dv = -v_0 \beta e^{-\beta P}\, dP \qquad (26)$$

где v_0—удельный объем при нулевом давлении и 140 °С. Подставив уравнение (26) в уравнение (3), находят dW:

$$dW = -v_0 \beta P e^{-\beta P}\, dP \qquad (27)$$

Интегрируя уравнение (27) в пределах от 1 до 1000 *атм*, получают величину работы, затраченной на сжатие полиэтилена.

Вычисления несколько упрощаются, если в качестве нижнего предела использовать не 1 *атм*, а нулевое давление (получаемая при этом ошибка невелика). В результате уравнение (27) принимает вид:

$$W = v_0\left[\frac{1}{\beta}\left(e^{-\beta P_2} + 1\right) + P_2 e^{-\beta P_2}\right] \qquad (28)$$

Величину v_0 принимают равной 1,29 $см^3/г$, а величину β равной $10^{-4}\ атм^{-1}$. По уравнению (28) находят величину работы сжатия:

$$W = -57{,}1\ см^3 \cdot атм/ч$$

Знак минус показывает, что работу совершают внешние силы, приложенные к системе (полиэтилену). Поскольку масса сжимаемого материала равняется 1 *кг* (1000 *г*), полная работа сжатия равняется 57 100 $см^3 \cdot атм$, или 5760 джоулей.

Потребляемая мощность определяется по скорости процесса. Если процесс продолжался в течение 2 *сек* при постоянной скорости, то мощность равняется 2880 *дж/сек*, или 2,88 *квт*.

Реальные процессы не являются полностью обратимыми. Работа, вычисленная для обратимого процесса, представляет собой теоретически минимальную величину. Любое отклонение от состояния равновесия увеличивает затрачиваемую работу.

Полный энергетический баланс процесса течения

Рассмотрим установившееся течение жидкости, при котором происходит передача тепла и совершается механическая работа. Энергетический баланс связывает изменения скорости жидкости, пьезометрической высоты, давления и температуры с количеством передаваемого тепла и совершаемой работы.

Рассматриваемый участок потока расположен между точками *а* и *б* (рис. 2,1); на этом участке не происходит накопления массы или энергии, так как предполагается, что течение носит установившийся характер. Поступающая в систему в точке *а* жидкость (на высоте Z_a) имеет следующие параметры: скорость u_a, удельный объем v_a, температуру T_a и давление P_a. Пусть количество тепла, переданное единице массы жидкости, равняется Q, а работа, совершенная единицей массы жидкости, составляет ΣW. Жидкость на выходе из системы в точке b (пьезометрическая высота $Z_в$) имеет скорость $u_в$, удельный объем $v_н$, температуру $T_в$ и давление $P_в$.

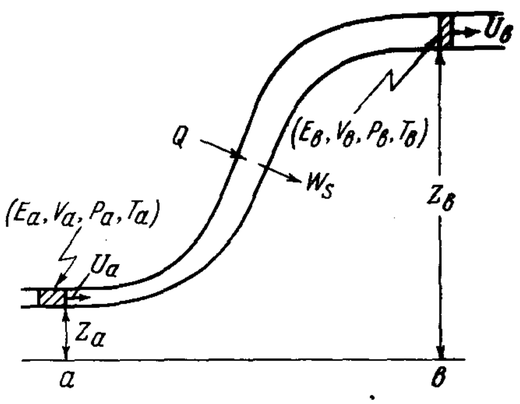


Рис. 2,1. Схематическое изображение процесса течения для установившегося потока.

Согласно закону сохранения энергии величина энергии поступающей жидкости плюс переданная жидкости тепловая энергия должны равняться энергии жидкости, выходящей из системы, плюс совершаемая жидкостью работа. При этом следует иметь в виду, что наряду с внутренней энергией поток обладает потенциальной энергией положения и кинетической энергией движения. Поэтому уравнение энергетического баланса можно записать следующим образом:

$$E_a + (KE)_a + (PE)_a + Q = E_в + (KE)_в + (PE)_в + \Sigma W \qquad (29)$$

где (KE)—кинетическая энергия и (PE)—потенциальная энергия. Уравнение (29) можно представить также в другой форме.

$$\Delta E + \Delta(PE) + \Delta(KE) = Q - \Sigma W \qquad (30)$$

Изменение потенциальной энергии при увеличении пьезометрической высоты равно:

$$\Delta(PE) = g\Delta Z = g(Z_в - Z_a) \qquad (31)$$

где g—ускорение силы тяжести.

Изменение кинетической энергии при увеличении скорости течения жидкости от u_a до $u_в$ определяется по уравнению

$$\Delta(KE) = b\Delta u^2 = k(u_в^2 - u_a^2) \qquad (32)$$

где k—коэффициент, зависящий от распределения скорости жидкости по сечению трубы. Для плоского профиля (течение стержневого типа) $k=0{,}5$, а для параболического профиля (ламинарное течение ньютоновской жидкости) $k=1$.

Рассмотрим теперь работу, совершаемую жидкостью и действующими на нее внешними силами. Для передачи жидкости механической энергии можно использовать насос, а для отвода этой энергии—турбину. В обоих случаях совершаемая работа называется работой привода и обозначается W_s.

Поскольку для того чтобы ввести жидкость в систему, в точке *а* нужно совершить работу, тогда как выходящая из системы в точке *в* жидкость сама совершает работу, необходимо учитывать так называемую работу потока. Можно показать, что работа потока в точке *а* равна $(-Pv)_a$, а в точке *в* равна $(Pv)_в$. Таким образом, уравнение полного энергетического баланса можно записать в следующем виде:

$$\Delta E + g\Delta Z + k\Delta u^2 + \Delta(Pv) = Q - W_s \qquad (33)$$

Подставив в это уравнение соотношение между внутренней энергией и энтальпией [уравнение (4)], получаем:

$$\Delta H + k\Delta u^2 + g\Delta Z = Q - W_s \qquad (34)$$

Каждый член уравнения энергетического баланса должен быть выражен в одинаковых единицах энергии, отнесенных к единице массы (например, в калориях на грамм или эргах на грамм).

В примерах 6 и 7 уравнение энергетического баланса применено для двух случаев, наиболее характерных для промышленности пластических масс.

Пример 6. При течении расплава полиэтилена по трубе при температуре 160 °С на небольшом участке трубы происходит падение давления со 100 до 1 *атм*. Следует определить приращение средней температуры полиэтилена, считая, что на этом участке теплообмен отсутствует.

Поскольку пьезометрическая высота жидкости и ее скорость не меняются, а также никакой механической работы не совершается, уравнение (34) сводится к выражению:

$$\Delta H = 0 \tag{35}$$

где ΔH—изменение энтальпии полиэтилена.

Хотя температура и давление изменяются одновременно, предполагают, что это изменение последовательно. Такое допущение оправдано, так как известно, что конечное значение параметров рабочего тела не зависит от пути протекания процесса. Поэтому считают, что процесс расширения протекает в две стадии: вначале происходит изотермическое расширение при 160 °С, а затем изобарическое нагревание при давлении 1 *атм*. Полное изменение энтальпии равно сумме изменений, происходящих на каждой из этих стадий:

$$\Delta H = (\Delta H)_T + (\Delta H)_P \tag{36}$$

где $(\Delta H)_T$—изменение энтальпии при изотермическом расширении;

$(\Delta H)_P$—изменение энтальпии при изобарическом нагревании.

Влияние температуры на энтальпию при постоянном давлении можно определить по уравнению (7), в интегральной форме имеющему вид:

$$(\Delta H)_P = \int_{T_1}^{T_2} c_P \, dT \tag{37}$$

Влияние давления на энтальпию при постоянной температуре находят по уравнению:

$$\left(\frac{\partial H}{\partial P}\right)_T = v(1 - kT) \tag{38}$$

или в интегральной форме:

$$(\Delta H)_T = -\int_{P_1}^{P_2} v(1 - KT)\, dP \tag{39}$$

Интеграл (37) следует вычислять при постоянном давлении (1 *атм*), а интеграл (39) при постоянной температуре (160 °С).

Поскольку изменение температуры в течение процесса невелико, считают теплоемкость постоянной. Интегрируя уравнение (37) и воспользовавшись уравнениями (39), (36) и (35), получают выражение для определения среднего приращения температуры жидкости ΔT:

$$\Delta T = -\frac{1}{c_P}\int_{P_1}^{P_2} v(1 - KT)\, dP \tag{40}$$

В примере 5 при условии постоянства температуры было выведено следующее соотношение между v и P:

$$v = v_0 e^{-\beta P} \tag{25}$$

где v_0—удельный объем полиэтилена при 160 °С и нулевом давлении.

Подставляя уравнение (25) в уравнение (40), получают:

$$\Delta T = -\left(\frac{v_0}{c_P}\right)\int_{P_1}^{P_2} (1 - kT)\, e^{-\beta P}\, dP \tag{41}$$

или после интегрирования:

$$\Delta T = \frac{v_0(1 - kT)}{\beta c_P}\,\xi\left(e^{-\beta P_2} - e^{-\beta P_1}\right) \tag{42}$$

Так как при изменении давления от 1 до 100 *атм* величины β и k также изменяются, в уравнение (42) входят средние значения этих коэффициентов. При расчете использовались следующие данные (для полиэтилена):

v_0, *см³/г*	1,285	T, °К	433 (160 °С)
β, *атм*$^{-1}$	$0{,}12\cdot10^{-3}$	P_1, *атм*	100
c_p, *кал/г·°С*	0,623	P_2, *атм*	1
k, *град*$^{-1}$	$0{,}692\cdot10^{-3}$		

ξ—постоянный коэффициент, равный $2{,}42\cdot10^{-2}\ \frac{кал}{атм\cdot см^3}$.

Поставив указанные значения в уравнение (42), получают:

$$\Delta T = 3{,}5\ °\text{C}$$

Однако подобные термодинамические расчеты не дают детального представления об интенсивности теплообразования. В результате расчета получается только среднее приращение температуры жидкости. В действительности выделение тепла происходит неравномерно. Поэтому в каких-то областях потока жидкости температура увеличится значительно больше, чем на 3,5 °С, в то время как в других областях приращение температуры будет гораздо меньше.

Пример 7. Для определения потерь тепла при шприцевании полиэтилена пользовались следующими данными:

Мощность электродвигателя, *квт*	40
Мощность электронагревателей, *квт*	18
Расход охлаждающей воды, *л/мин*	38
Температура охлаждающей воды, °С:	
на входе	15,55
на выходе	16,65
Коэффициент полезного действия, %;	
электродвигателя	95
привода	98
Весовая производительность, *г/сек*	69,3
Температура материала, °С	
в мундштуке	193
в загрузочной воронке	26,7
Линейная скорость шприцуемого изделия, *см/сек*	50

Следует определить годовую экономию электроэнергии при условии, что в результате улучшения термоизоляции машины тепловые потери снижаются на 50%.

При расчете пользуются уравнением энергетического баланса. Количество тепла, передаваемое системе в единицу времени:

$$Q = Q_H + Q_W + Q_L \tag{43}$$

где Q_H—тепло, выделяемое электронагревателями; Q_W—тепло, отводимое с охлаждающей водой; Q_L—тепловые потери.

Подставив значение Q в уравнение (34) и проведя соответствующие преобразования, получают:

$$Q_L = \Delta H + g\Delta Z + k\Delta u^2 - Q_H - Q_W + W_s \tag{44}$$

В данном примере энергия выражается в калориях на грамм шприцуемого полиэтилена. Весовая производительность=69,3 *г/сек*. Отсюда Q_H составит:

$$Q_H = \frac{18\ квт \cdot 239\ кал/квт \cdot сек}{69{,}3\ г/сек} = +62{,}1\ кал/г$$

Расход охлаждающей воды составляет 38 *л/мин*.

Принимая теплоемкость воды равной 1 *кал/г*. °С, получим, что величина теплоотдачи с охлаждающей водой составляет 700 *кал/сек*. Отсюда

$$Q_W = \frac{700\ кал/сек}{69{,}3\ г/сек} = -10{,}1\ кал/г$$

Знак минус показывает, что тепло отводится от системы.

Далее определяют работу привода с учетом электрического к. п. д. электродвигателя и механического к. п. д. редуктора:

$$W_s = \frac{40\ квт \cdot 239\ кал/квт \cdot сек \cdot 0{,}98 \cdot 0{,}95}{69{,}3\ г/сек} = -128\ кал/г$$

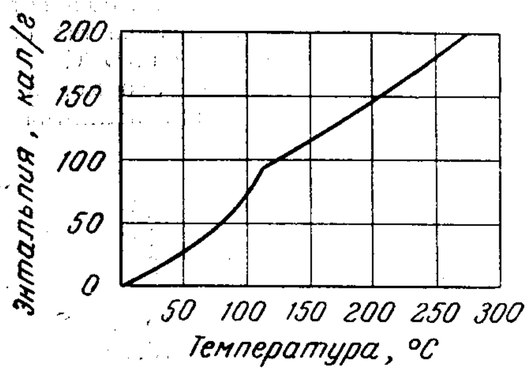


Рис. 2,2. Изменение энтальпии полиэтилена в зависимости от температуры.

Изменение энтальпии полиэтилена определялось по данным Доуля, Хеттингера, Ларсона и Ветингтона[6]. По кривой зависимости энтальпии полиэтилена от температуры (рис. 2,2) было найдено, что значения энтальпии при 193 и 26,7 °С соответственно равны 144 и 13 *кал/г*. Тогда

$$\Delta H = 144 - 13 = +131\ кал/г$$

Кинетическая энергия и изменение пьезометрической высоты очень малы и ими можно пренебречь. Тогда из уравнения (44) следует:

$$Q_L = -39{,}2\ кал/г$$

Знак минус показывает, что система охлаждается. Выражая тепловые потери в электрических единицах, получают:

$$Q_L = -\frac{39{,}2\ кал/г \cdot 69{,}3\ г/сек}{239\ кал/квт \cdot сек} = -11{,}35\ квт$$

При снижении тепловых потерь на 50% годовая экономия электроэнергии составит 48 500 *квт·ч*.

Теплообмен

Различают три вида теплообмена: теплопроводность, конвекцию и излучение. Теплопроводность—это передача тепла, осуществляемая в результате движений молекул, атомов и электронов. При конвекции, которая возможна только в жидкостях и газах, теплопередача осуществляется за счет переноса жидкости или газа. При излучении тепловая или лучистая энергия передается в виде электромагнитных волн.

Основное уравнение теплопроводности (закон Фурье) для распространения тепла в направлении x можно написать следующим образом:

$$\left(\frac{dQ}{d\Theta}\right) = q = -kA\left(\frac{dT}{dx}\right) \tag{45}$$

где q—тепловой поток, *кал/сек*;

k—коэффициент теплопроводности, *кал/см·сек·*°С;

A—площадь поверхности, нормальная к направлению теплового потока, *см*^{2};

T—температура, °С.

Уравнения для распространения тепла в направлениях y и z аналогичны уравнению (45).

Если известен температурный градиент в данной точке, то по закону Фурье можно вычислить величину теплового потока. Для того чтобы вычислить температурный градиент, необходимо определить распределение температуры. Поэтому во многих случаях для расчета можно ограничиться только этими данными. Для изотропных материалов, у которых теплопроводность, плотность и теплоемкость можно считать постоянными, применяется следующее дифференциальное уравнение в частных производных, выведенное из уравнения Фурье:

$$\left(\frac{dT}{d\Theta}\right) = \alpha\left[\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\right) + \left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right) + \left(\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right)\right] + \left(\frac{G}{c_p \rho}\right) \tag{46}$$

где T—температура;

Θ—время;

α—коэффициент температуропроводности;

x, y и z —расстояния вдоль осей координат;

G—мощность источника тепла.

Последний член правой части уравнения (46) учитывает тепло, которое выделяется внутри материала. Коэффициент температуропроводности определяется по уравнению:

$$\alpha = \left(\frac{k}{c_p \rho}\right) \tag{47}$$

Передача тепла путем конвекции—очень сложное явление, так как скорость конвекции зависит от характера движения и теплопередачи внутри жидкости. Для установившегося ламинарного потока распределение температуры при конвекции можно вычислить по уравнению

$$\frac{\partial T}{\partial \Theta} + u_x \frac{\partial T}{\partial x} + u_y \frac{\partial T}{\partial y} + u_z \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha \nabla^2 T + (G/c_p \rho) \qquad (48)$$

где

$$\nabla^2 T = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}$$

а u_x, u_y и u_z—составляющие скорости. Необходимо отметить, что когда эти составляющие равны нулю, уравнение (48) переходит в уравнение (46), так как в этом случае тепло передается путем теплопроводности.

Конвекцию при ламинарном течении можно проанализировать, решив совместно уравнения движения жидкости и уравнение (48) и получив частные решения, удовлетворяющие заданным граничным условиям. Однако на практике этот способ применяется очень редко.

Определение величины теплоотдачи конвекцией от поверхности твердого тела к жидкости обычно сводится к нахождению коэффициента конвективной теплоотдачи и последующему исследованию изменения этого коэффициента в зависимости от условий работы. Обычно используют следующее уравнение:

$$q = hA(T_s - T_f) \qquad (49)$$

где q—тепловой поток, *кал/сек*;
h—коэффициент теплоотдачи конвекцией, выраженный в метрической системе единиц, *кал/см²·сек·*°C;
A—площадь поверхности, *см²*;
T_s—температура поверхности твердого тела, °C;
T_f—средняя температура жидкости, °C.

Основное уравнение для теплопередачи излучением выводится из закона Больцмана, который можно записать следующим образом:

$$q = \sigma A T^4 \qquad (50)$$

где q—величина теплового потока при излучении;
σ—постоянная Стефана—Больцмана (константа излучения абсолютно черного тела);
A—площадь поверхности излучателя;
T—абсолютная температура излучателя.

Уравнение (50) применимо только к излучению абсолютно черного тела. Способы оценки реальных тел будут рассмотрены ниже. Анализ уравнения (50) показывает, что постоянная Стефана—Больцмана должна обладать размерностью энергии, деленной на единицу площади и абсолютную температуру в четвертой степени. Величина σ в метрической системе равна $1{,}36 \cdot 10^{-12}$ *кал/см²·сек·*(°K)⁴.

Теплопроводность

При изучении теплопроводности необходимо в первую очередь найти функции времени и положения, удовлетворяющие уравнению (46) и заданным граничным условиям. Решения уравнения теплопередачи дают возможность находить величину теплового потока в любой точке рассматриваемого объема, пользуясь непосредственно законом Фурье. Порядок проведения подобного расчета можно проиллюстрировать на примере установившегося теплового потока (теплопередача происходит в одном направлении).

Пример 8. Определить величину теплового потока, проходящего через пластмассовую пластину толщиной 3 *см*, если температура на одной ее стороне 100 °C, а на другой 40 °C. Можно считать, что теплопередача происходит в одном направлении, так как ширина и длина пластины намного превосходят ее толщину. Теплопроводность материала, из которого изготовлена пластина, равна $0{,}80 \cdot 10^{-3}$ *кал/см·сек·*°C. Если температура в различных точках по толщине пластины постоянна, то тепловой поток не меняется во времени. Тогда уравнение теплопроводности принимает вид:

$$\left(\frac{d^2T}{dx^2}\right) = 0 \qquad (51)$$

Задача состоит в отыскании функции, которая является решением уравнения (51) и удовлетворяет граничным условиям:

$$T(0) = 100\,°C \qquad T(3) = 40\,°C$$

Функция

$$T = 100 - 20x \qquad (52)$$

действительно удовлетворяет этим требованиям.

Дифференцируя уравнение (52), находят величину температурного градиента:

$$\frac{dT}{dx} = -20$$

Плотность теплового потока определяют с помощью закона Фурье:

$$\frac{q}{A} = (-0{,}80 \cdot 10^{-3})(-20) = +16{,}0 \cdot 10^{-3}\ \textit{кал/см²·сек}$$

Знак плюс показывает, что теплопередача происходит в направлении оси $+x$, совпадающем с направлением уменьшения температуры.

Решение задач, связанных с нестационарным состоянием (нагревание или охлаждение), гораздо сложнее. В качестве примера рассматривается теплопроводность пластины при нестационарном

режиме теплопередачи. Уравнение (46) для этого случая имеет вид:

$$\frac{dT}{d\theta} = \alpha\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\right) \tag{53}$$

Предполагается, что на поверхности пластины происходит конвективный теплообмен с жидкостью, температура которой T_f. Коэффициент теплоотдачи конвекцией h считают постоянным. Сначала температура T_i в различных точках пластины одна и та же. Выбрав начало координат в среднем сечении пластины, получают симметричное распределение температуры по отношению к началу координат. В результате находят следующие граничные условия:

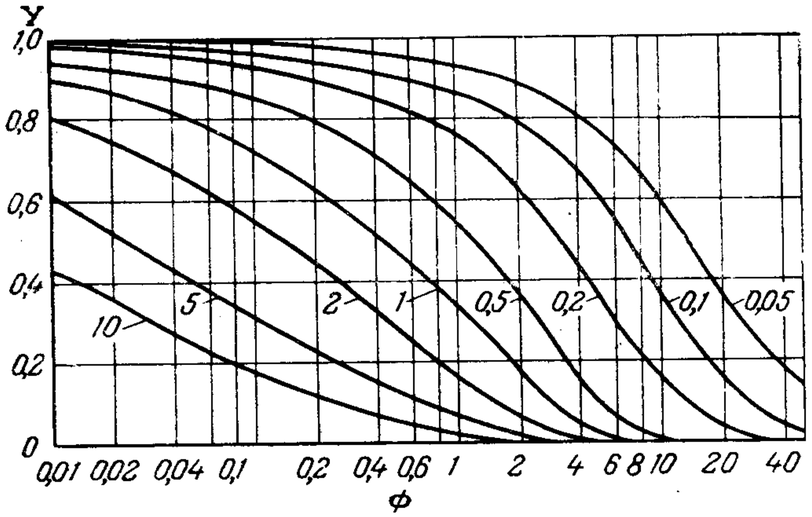


Рис. 2,3. Кривые охлаждения наружной поверхности пластины.
Цифры на кривых—величины показателя $N=\frac{ah}{k}$.

$$T(x, 0) = T_i$$

$$T'(a, \theta) = -(h/k)[T(a, \theta) - T_f]$$

$$T'(-a, \theta) = (h/k)[T(-a, \theta) - T_j]$$

где T'—первая частная производная T по x, а $2a$—толщина пластины.

Можно показать, что следующие функции являются решением уравнения (53) и удовлетворяют вышеуказанным граничным условиям:

$$Y = \sum_{n=1,2\ldots}^{\infty} f(M_n)\, e^{-M_n^2 \Phi} \cos(M_n x/a) \tag{54}$$

где Y—безразмерная температура, а Ф—безразмерное время.

Эти параметры определяются из уравнений:

$$Y = \left(\frac{T - T_f}{T_i - T_f}\right) \tag{55}$$

$$\Phi = \frac{\alpha\theta}{a^2} \tag{56}$$

M—положительные корни уравнения $M\mathrm{tg}(M)=N$:

$$N = ah/k \tag{57}$$

Функцию $f(M_n)$ можно определить как

$$f(M_n) = \left[\frac{4\sin(M_n)}{2M_n + \sin(2M_n)}\right] \tag{58}$$

Карсло и Джагер[4] приводят первые шесть корней уравнения (57) для широкого диапазона значений N.

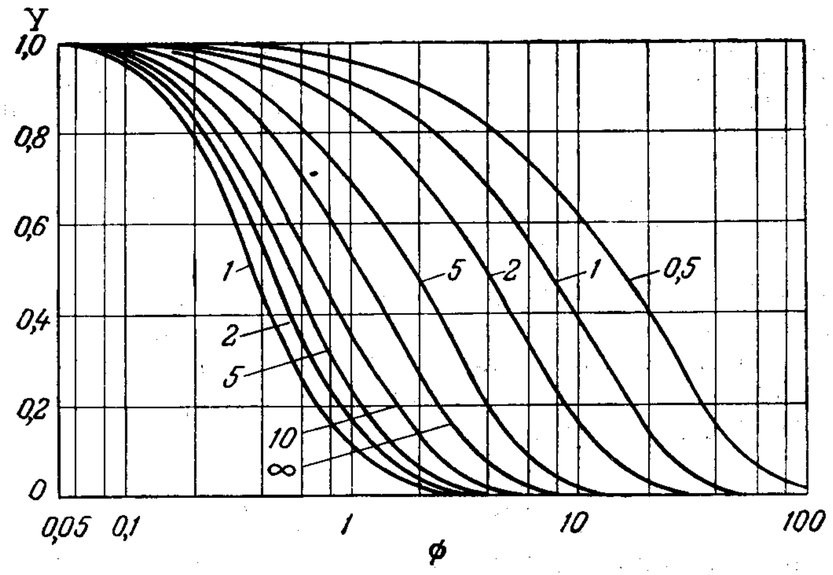


Рис. 2,4. Кривые охлаждения среднего сечения пластины.
Цифры на кривых—величины показателя $N=\frac{ah}{k}$.

Однако расчет по уравнению (54) является очень трудоемким. Поэтому на практике обычно пользуются соответствующими номограммами. Графические решения уравнения (54) можно найти в ряде работ[4, 8–10]. Обычно по одной оси координат откладывают Y, по другой—одну из трех независимых переменных Ф, N, x, считая две другие параметрами. Графики, представленные на рис. 2,3 и 2,4, аналогичны номограммам Карсло и Джагера.

Для каждого значения x вычерчивается своя номограмма; параметром является N.

Пример 9. Пластину толщиной 2 *см* и начальной температурой 100 °С погружают в жидкость с температурой 20 °С.

Следует определить температуру в среднем сечении пластины и на ее поверхности после 100 *сек* охлаждения, если параметр N равен 5 и температуропроводность пластины равна 10^{-3} *см*^{2}/*сек*.

Безразмерное время Ф определяют по уравнению (56)

$$\Phi = \frac{\alpha\theta}{a^2} = \frac{0{,}001 \cdot 100}{1{,}0} = 0{,}10$$

Найденная по рис. 2,3 безразмерная температура Y на поверхности пластины равна 0,31. Величина Y в среднем сечении пластины, найденная по рис. 2,4, равна 0,97.

Вычисленные по уравнению (55) температуры составляют (в °С):

На поверхности пластины	44,8
В среднем сечении пластины . . .	97,6

Если, изменив условия охлаждения, уменьшить в 5 раз коэффициент теплоотдачи, величина параметра N уменьшится до единицы, а коэффициент температуропроводности останется тем же. Тогда после 100 *сек* охлаждения получаются следующие температуры (в °С):

На поверхности пластины	78
В центре пластины	99

Иногда задачу можно решить аналитически, а не графически. В определенном интервале значений Ф зависимость между lnY и Ф при постоянной величине N и x изображается в виде прямой линии. В таком случае можно ограничиться первым членом уравнения (54). Тогда это уравнение упрощается:

$$Y = f(M_1)\, e^{-M_1^2 \Phi} \cos(M_1 x/a) \qquad (59)$$

где M_1—первый положительный корень уравнения (57).

Уравнение (59) можно переписать в виде

$$\ln Y = K + \ln[\cos(M_1 x/a)] - M_1^2 \Phi \qquad (60)$$

где величина K определяется по уравнению

$$K = \ln\left[\frac{4\sin(M_1)}{2M_1 + \sin(2M_1)}\right] \qquad (61)$$

Так как величины K и M_1 зависят только от параметра N, зависимость каждой из этих величин представлена на рис. 2,5 только одной кривой. Возможность применения уравнения (60)

для каждого частного случая зависит от соотношения между тремя независимыми переменными. Точно обусловить применимость этого уравнения невозможно.

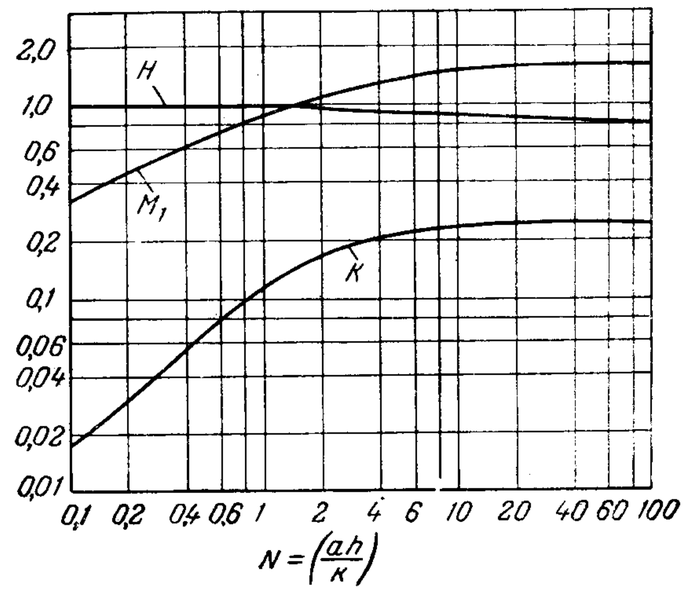


Рис. 2,5. Значения коэффициентов K, M_1 и H, входящих в уравнения (60) и (65):

$\lim_{N\to\infty} M_1 = \pi/2$; $\lim_{N\to\infty} K = 0{,}243$; $\lim_{N\to\infty} H = 0{,}811$.

Для решения принимают следующие условия:

$$x = 0 \qquad x = a$$
$$N > 2 \qquad N > 1$$
$$\Phi > 10^{-2} \qquad \Phi > 1$$

Среднюю температуру пластины в процессе охлаждения или нагревания можно определить по уравнению

$$\overline{T} = \frac{1}{2a}\int_{-a}^{+a} T\,dx \qquad (62)$$

Подставив безразмерную температуру Y в уравнение (62), получают:

$$\overline{Y} = \frac{1}{2a}\int_{-a}^{+a} Y\,dx \qquad (63)$$

где Y можно определить с помощью уравнения

$$\overline{Y} = \frac{\overline{T} - T_p}{T_i - T_f} \tag{64}$$

Подставив уравнение (59) в уравнение (63) и проинтегрировав получившееся выражение, находят:

$$\ln \overline{Y} = \ln H - M_1^2 \Phi \tag{65}$$

Величина H определяется по уравнению:

$$H = \left[\frac{4 \sin^2 M_1}{2M_1^2 + M_1 \sin(2M_1)} \right] \tag{66}$$

Значение величины H зависит только от параметра N (см. рис. 2,5).

Особый интерес представляет случай, когда сопротивление теплопередаче между поверхностью твердого тела и жидкостью пренебрежимо мало ($h=N=\infty$). В этих условиях поверхность мгновенно принимает температуру жидкости. Граничные условия имеют следующий вид: $T(\pm a, \theta)=T_f$, а уравнение (57) принимает вид: $M\mathrm{tg}(M)=\infty$.

Решение находят методом, описанным выше, при помощи номограмм, представленных на рис. 2,3 и 2,4. При этом значение функции Y определяется по кривой $N=\infty$. При расчетах по уравнению (59) необходимо пользоваться предельными значениями M_1, K и H:

$$\lim_{N\to\infty} M_1 = \pi/2; \qquad \lim_{N\to\infty} K = 0{,}243; \qquad \lim_{N\to\infty} H = 0{,}811$$

До сих пор мы рассматривали нагревание и охлаждение пластины. Подобные проблемы возникают при исследовании тел цилиндрической, сферической, кубической или какой-либо иной простой геометрической формы. Все эти вопросы подробно освещены в обычной учебной литературе.

Пример 10. Два плоских листа из твердого материала склеены тонким слоем термопластичного клея. Температура плит пресса 200 °С. Какова должна быть продолжительность цикла подогрева, если начальная температура листов и клея 30 °С, а температура, при которой расплавляется клей и образуется прочное сцепление между листами, составляет 150 °С?

При расчете используются следующие исходные данные:

k, *кал/см·сек·°С*	$2{,}0\cdot10^{-3}$
c_p, *кал/г·°С*	0,20
ρ, *г/см³*, ...	2,5
a, *см*	1,0
α, *см²/сек*	$4\cdot10^{-3}$

Это одномерная задача о неустановившемся тепловом потоке рассмотренного выше вида.

Если предположить, что листы плотно прилегают к плитам пресса, то, по-видимому, поверхности листов мгновенно примут температуру плит, т. е. процесс протекает при изометрических граничных условиях. Это равнозначно утверждению о том, что сопротивлением теплопередаче между плитою и поверхностью листа можно пренебречь. Температура поверхности раздела между листами должна в конце цикла достигнуть 150 °С, а значение величины Y в конце цикла можно определить по уравнению

$$Y = \frac{150 - 200}{30 - 200} = 0{,}294$$

В данном случае при решении используется аналитический метод. Целесообразность применения аналитического метода подтверждается тем, что получающиеся величины N и Φ не выходят за пределы условий, приведенных на стр. 107. Поскольку сопротивлением теплопередаче на поверхности можно пренебречь, величина N неограниченно велика, и величины K и M^1 составляют:

$$K = 0{,}243$$
$$M_1 = \pi/2$$

При подстановке этих величин в уравнение (60) получается следующее выражение:

$$\ln 0{,}294 = 0{,}243 + \ln[\cos(0)] - \pi^2\Phi/4$$

Решая это выражение относительно Ф, находят:

$$\Phi = 0{,}593$$

Затем по уравнению (56) определяют продолжительность нагревания:

$$\theta = \frac{a^2\Phi}{\alpha} = \frac{0{,}593}{4\cdot10^{-3}} = 148 \ сек$$

Конвекция

Точный математический анализ процессов, связанных с конвективным теплообменом, крайне затруднен. Такой анализ применим только к немногим частным случаям. Одним из таких довольно успешно решаемых аналитическим методом специальных случаев является установившаяся принудительная конвекция внутри жидкости, протекающей ламинарно в круглой трубе. Обычно теплопроводностью вдоль оси трубы и теплообразованием за счет внутреннего трения пренебрегают; считается также, что физические свойства жидкости не зависят от ее температуры. Тогда в цилиндрических координатах уравнение (48) принимает вид:

$$u_x \left(\frac{\partial T}{\partial x}\right) = \alpha \left[\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \left(\frac{1}{r}\right) \frac{\partial T}{\partial r} \right] \tag{67}$$

Для ламинарного течения ньютоновской жидкости в круглой трубе отношение u_x к средней скорости u_m определяется по уравнению:

$$\frac{u_x}{u_m} = \left[1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2\right] \tag{68}$$

где R—радиус трубы.

Воспользовавшись уравнениями (67) и (68), можно получить дифференциальное уравнение в частных производных, в котором T является зависимой, а x и r—независимыми переменными. Граничные условия для этого случая имеют вид:

$$T(x, R) = T_R$$
$$T(0, r) = T_i$$
$$\left(\frac{\partial T}{\partial r}\right)_{r=0} = 0$$

где T_R—температура стенки трубы;
T_i—температура жидкости на входе в трубу.

Джакоб[11] детально описывает метод интегрирования этого уравнения и приводит следующий результат:

$$\frac{T_m - T_R}{T_i - T_R} = \sum_{n=1}^{\infty} C_n N_n e^{B_n X} \tag{69}$$

Безразмерную переменную X можно определить по уравнению

$$X = \frac{\alpha x}{R^2 u_m} \tag{70}$$

Средняя температура жидкости в точке, расположенной на любом расстоянии от входа в трубу, определяется уравнением:

$$\frac{T_m - T_R}{T_i - T_R} = \sum_{n=1}^{\infty} D_n e^{B_n X} \tag{71}$$

Обычно достаточно трех первых членов ряда [уравнения (69) и (71)]. Их можно вычислить с помощью следующих значений постоянных[11]:

$B_1 = -3{,}7$	$C_1 = 1{,}5$	$D_1 = 0{,}82$
$B_2 = -22$	$C_2 = -0{,}8$	$D_2 = 0{,}10$
$B_3 = -53$	$C_3 = 0{,}4$	$D_3 = 0{,}014$

Величины N_n являются функциями расстояния r от оси трубы. Зависимость N_1, N_2 и N_3 от r/R представлена на рис. 2,6.

Упрощающие предположения, принятые при выводе уравнений (69 и (71), понижают их точность. Предположение о параболическом профиле скорости является наиболее спорным. Неизотермические условия, возникающие вследствие теплопроводности внутри жидкости, неньютоновское поведение большинства расплавов термопластов, теплообразование при вязком трении и охлаждение при расширении жидкости—все это искажает профиль скоростей. Тур[18] рассмотрел охлаждение, происходящее при расширении жидкости, и показал, что при определенных условиях это охлаждение может быть значительным.

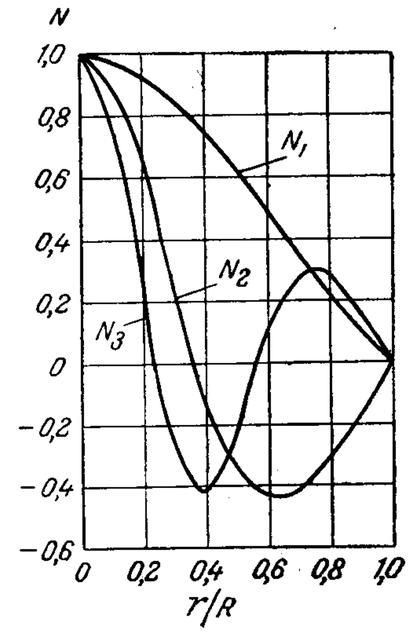


Рис. 2,6. Значения коэффициентов, входящих в уравнение (69).

Более строгое решение задачи можно найти у Джи и Лайона[7]. Приведенные ими частные решения дифференциального уравнения получены методом численного интегрирования, которое было выполнено на быстродействующей счетной машине.

Пример 11. Расплав полиэтилена с начальной температурой 200° выдавливается через круглую трубу длиной 10 *см* и диаметром 0,40 *см*. Температура стенок трубы поддерживается постоянной (250 °С). Расход полиэтилена равен 10 *г/мин*. Требуется определить среднюю температуру полиэтилена на выходе трубы и построить соответствующий профиль температуры. При расчете используются следующие данные:

ρ, *г/см*^{3}	0,757
c_p, *кал/г·°С*	0,659
R, *кал/см·сек·°С*	$8 \cdot 10^{-4}$
α, *см*^{2}*/сек*	$1{,}6 \cdot 10^{-3}$

Средняя скорость течения полиэтилена u_m, вычисленная по весовому расходу, равна 1,75 *см/сек*. По уравнению (70) находят безразмерную переменную X:

$$X = \frac{\alpha x}{R^2 u_m} = \frac{1{,}6 \cdot 10^{-3} \cdot 10}{0{,}04 \cdot 1{,}75} = 0{,}229$$

Для данного случая многочлен (71) с достаточной точностью апроксимируется одним первым членом ряда:

$$\frac{T_m - T_R}{T_i - T_R} = 0{,}82 e^{-3{,}7 \cdot 0{,}229} = 0{,}36$$

откуда T_m равно 232 °С.

Температурный профиль на выходе из трубы определяют по уравнению (72). При определении температуры в центре трубы ($r=0$) величины N равны единице и уравнение (71) сводится к выражению:

$$\frac{T_o - T_R}{T_i - T_R} = 1{,}5e^{-(3{,}7)(0{,}229)} = 0{,}64$$

откуда величина T_o равна 218 °С.

Аналогично определяют температуру в других точках на выходе из трубы. Полученный профиль температуры на выходе из трубы представлен на рис. 2,7.

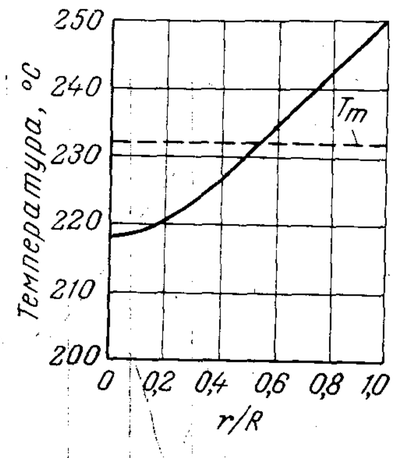


Рис. 2,7. Распределение температур в потоке полиэтилена, протекающего по нагретой трубе (пунктирная линия—средняя температура в данном сечении).

Рассмотрим ряд специальных случаев теплопередачи от поверхности твердого тела к жидкости. Наиболее удобным способом решения этой задачи является применение методов теории подобия, при которых большое число переменных сводится к нескольким безразмерным критериям. Чаще всего используются критерии Нуссельта, Прандтля, Грасгофа и Рейнольдса. Эти критерии определяются по уравнениям:

критерий Нуссельта $\mathrm{Nu} = \frac{hD}{k}$ (72)

критерий Прандтля $\mathrm{Pr} = \frac{c_p \mu}{k}$ (73)

критерий Грасгофа $\mathrm{Gr} = \frac{g k \rho^2 D^3 \Delta T}{\mu^2}$ (74)

критерий Рейнольдса $\mathrm{Re} = \frac{v_0 D \rho}{\mu}$ (75)

Многочисленные эксперименты показали, что процесс теплопередачи от горизонтального цилиндра к жидкости можно описать уравнением вида[11]:

$$\mathrm{Nu} = f(\mathrm{Gr}, \mathrm{Pr}) \qquad (76)$$

Для случая, когда произведение критериев Грасгофа и Прандтля более 10 000, приведенная выше функциональная зависимость (76) может быть записана следующим образом:

$$\mathrm{Nu} = 0{,}52\,(\mathrm{Gr}\cdot\mathrm{Pr})^{1/4}; \quad (\mathrm{Gr}\cdot\mathrm{Pr} > 10^4) \qquad (77)$$

Пример 12. Требуется сравнить коэффициенты теплоотдачи (при естественной конвекции) от горизонтального цилиндра к воде и к воздуху. Диаметр цилиндра 4 *см*, температура его поверхности 50 °С, температура жидкости 20 °С.

Ниже приводятся физические константы воды и воздуха, необходимые для расчета. Поскольку большинство авторов рекомендует производить оценку свойств жидкости при температуре, средней между температурами стенки и жидкости, то в данном примере физические константы воды и воздуха взяты при 35 °С:

	Вода	Воздух
c_p, *кал/г·°С*	1,0	0,24
μ, пуазы	0,0072	$1{,}9\cdot10^{-4}$
k, *кал/см·сек·°С*	$1{,}5\cdot10^{-3}$	$6{,}2\cdot10^{-5}$
k, *град*$^{-1}$	$3{,}5\cdot10^{-4}$	$3{,}3\cdot10^{3}$
ρ, *г/см*^{3}	1,0	$12\cdot10^{-4}$

По уравнению (73) определяют величины критерия Прандтля для воды и воздуха:

для воды $\mathrm{Pr} = 4{,}7$

для воздуха $\mathrm{Pr} = 0{,}73$

Критерий Грасгофа определяем по уравнению (74):

для воды $\mathrm{Gr} = 12{,}5\cdot10^6$

для воздуха $\mathrm{Gr} = 22{,}7\cdot10^4$

Произведение критериев Прандтля и Грасгофа:

для воды $\mathrm{Pr}\cdot\mathrm{Gr} = 59\cdot10^6$

для воздуха $\mathrm{Pr}\cdot\mathrm{Gr} = 17\cdot10^4$

В обоих случаях произведение $\mathrm{Pr}\cdot\mathrm{Gr}$ больше 10^4. Поэтому критерий Нуссельта определяем по уравнению (77):

для воды $\mathrm{Nu} = 45{,}6$

для воздуха $\mathrm{Nu} = 10{,}5$

Средний коэффициент теплоотдачи определяют по уравнению (72):

для воды $h = 17{,}3\cdot10^{-3}$ *кал/см*^{2}*·сек·°С*

для воздуха $h = 16{,}3\cdot10^{-4}$ *кал/см*^{2}*·сек·°С*

Для случая вынужденной конвекции между жидкостью и плоской твердой поверхностью, расположенной параллельно линиям тока в ламинарном потоке жидкости, если соответствующее значение критерия Рейнольдса меньше 300 000, применимо следующее уравнение:

$$\mathrm{Nu} = 0{,}664\cdot\mathrm{Re}^{1/2}\cdot\mathrm{Pr}^{1/3} \qquad (78)$$

Пример 13. Рассмотрим охлаждение пленки расплава полиэтилена в воздушном зазоре между головкой шприц-машины и обжимными валками при наложении пленки на подложку.

Если известны линейная скорость шприцевания (50 *см/сек*), толщина полиэтиленовой пленки (0,00254 *см*), длина воздушного зазора (10 *см*), начальная температура полиэтилена (316 °С) и температура воздуха (26 °С), то можно определить температуру поверхности полиэтилена в месте наложения.

В данном примере число Рейнольдса рассчитывается по уравнению (75), причем значения физических констант для воздуха взяты при средней температуре, равной 171 °С. При расчете использовались следующие данные:

v_0, *см/сек* . . .	50
ρ, *г/см*^{3} . . .	$7{,}8\cdot10^{-4}$
D, *см* . . .	10
μ, пуазы . . .	$2{,}5\cdot10^{-4}$

По уравнению (75) находят критерий Рейнольдса; Re=1590.

Принимая критерий Прандтля для воздуха равным 0,715, по уравнению (78) находят Nu:

$$\mathrm{Nu} = 0{,}664\,(1590)^{1/2}(0{,}715)^{1/3} = 23{,}6$$

Средний коэффициент теплоотдачи определяют по уравнению (72):

$$h = \frac{k\cdot\mathrm{Nu}}{D} = \frac{8{,}6\cdot10^{-5}\cdot23{,}6}{10} = 20{,}2\cdot10^{-5}\ кал/см^2\cdot сек\cdot{}^\circ\mathrm{C}$$

Время пребывания пленки в воздушном зазоре:

$$\theta = \frac{L}{v_0} = \frac{10}{50} = 0{,}20\ сек$$

Затем определяем параметры N и Ф:

$$N = \frac{ah}{k} = \frac{0{,}00127\cdot20{,}2\cdot10^{-5}}{8\cdot10^{-4}} = 3{,}2\cdot10^{-4}$$

$$\Phi = \frac{a\theta}{a^2} = \frac{1{,}6\cdot10^{-3}\cdot0{,}20}{(0{,}00127)^2} = 198$$

Температуру поверхности пленки определяют по уравнению (60):

$$\ln Y = K + \ln(\cos M_1) - M_1^2\,\Phi$$

Для малых N можно приближенно принять

$$N = M_1^2 \qquad K = 0$$
$$\cos(M_1) = 1$$

Тогда уравнение (60) сводится к следующему выражению:

$$Y = e^{-M_1^2\Phi} = e^{-N\Phi} = e^{-0{,}0634}$$
$$Y = 0{,}94$$
$$Y = \frac{T_s - T_f}{T_i - T_f}$$
$$T_s = 300\,^\circ\mathrm{C}$$

При прохождении через воздушный зазор температура поверхности пленки уменьшается на 16 °С.

Лучистый теплообмен

Все тела излучают энергию в виде электромагнитных волн. Встречая на своем пути непрозрачный предмет, эти волны поглощаются, и лучистая энергия переходит в тепловую. Интенсивность лучеиспускания зависит главным образом от температуры тела. При низких температурах (менее 100 °С) лучеиспускание малоинтенсивно, но с повышением температуры интенсивность его увеличивается пропорционально четвертой степени абсолютной температуры тела. Если температура тела превышает 300 °С, значительная часть излучаемой энергии имеет длину волны, лежащую в инфракрасной части спектра.

Лучи, встречающие на своем пути преграду, поглощаются, отражаются или проходят сквозь тело. Доля поглощенной лучистой энергии характеризует поглощательную способность тела (α), доля отраженной—отражательную способность (ρ), а доля пропускаемой—пропускательную способность (τ). Сумма этих трех долей равна единице:

$$1 = \alpha + \rho + \tau \qquad (79)$$

Абсолютно черное тело поглощает все падающие на него лучи, поэтому его поглощательная способность равна единице. Интенсивность излучения определяется законом Стефана—Больцмана [уравнение (50)]. Реальные тела излучают меньше энергии, чем абсолютно черное тело. Если распределение энергии в спектре излучения реальных тел то же, что и у черного тела, их иногда называют черыми телами. Отношение интенсивности лучеиспускания серого и черного тел, при одной и той же температуре, называют степенью черноты тела. Уравнение Стефана—Больцмана для серого тела можно записать следующим образом:

$$q = \varepsilon\sigma AT^4 \qquad (80)$$

где ε—степень черноты тела.

Согласно закону Кирхгофа, степень черноты тела равна его лучепоглощательной способности. Численные значения величин степени черноты тела для различных материалов приведены в справочниках. Наибольшим коэффициентом поглощения (0,95) обладает ламповая сажа, а наименьшим (0,04)—полированный алюминий.

Количество тепла, переходящее от более нагретой поверхности к менее нагретой посредством излучения, можно определить, если известна степень черноты и геометрическая форма обеих поверхностей. Однако, за исключением поверхностей очень простой гео-

метрической формы, практические расчеты, связанные с излучением, весьма сложны.

Рассмотрим наиболее простой случай: излучение двух параллельно расположенных тел с неограниченно большой поверхностью. Изображенное на рис. 2,8 тело *1* имеет абсолютную температуру T_1, поглощательную способность α_1 и степень черноты ε_1. Энергия, излучаемая телом *1*, определяется по уравнению

$$q_1 = \sigma\varepsilon_1 A T_1^4 \tag{81}$$

Испускаемые телом *1* лучи встречают на своем пути тело *2*, где часть их, равная α_2, поглощается, а часть, равная $(1-\alpha_2)$, отражается обратно к телу *1*. Тело *1* поглощает часть этой отраженной энергии α_1 и отражает по направлению к телу *2* часть ее, равную $(1-\alpha_1)$. Математически этот процесс можно изобразить в виде бесконечной геометрической прогрессии:

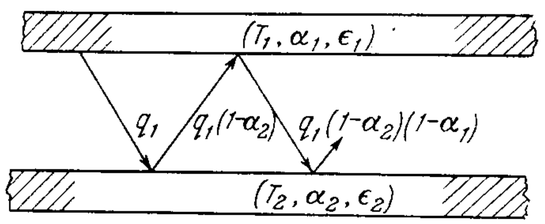


Рис. 2,8. Излучение двух параллельно расположенных тел, поверхность которых неограниченно велика.

$$q_{1\to 2} = q_1 [1 - (1-\alpha_2) + (1-a_2)(1-\alpha_1) - \ldots]$$

сумма которой равна:

$$q_{1\to 2} = q_1 \frac{\alpha_2}{\alpha_1 + \alpha_2 - \alpha_1\alpha_2} \tag{82}$$

где $q_{1\to 2}$ обозначает количество лучистой энергии, переданной от тела *1* к телу *2*.

Аналогичный процесс наблюдается при передаче лучистой энергии, испускаемой телом *2*. В этом случае сумма бесконечной геометрической прогрессии равна:

$$q_{2\to 1} = q_2 \frac{\alpha_1}{\alpha_1 + \alpha_2 - \alpha_1\alpha_2} \tag{83}$$

где

$$q_2 = \sigma\varepsilon_2 A T_2^4$$

Количество тепла, переходящее от более нагретого тела к менее нагретому, находят как разность уравнений (83) и (82):

$$q_{\text{общ.}} = q_{1\to 2} - q_{2\to 1} = \frac{\alpha_2 q_1 - \alpha_1 q_2}{\alpha_1 + \alpha_2 - \alpha_1\alpha_2} \tag{84}$$

Если поглощательная способность и степень черноты обоих тел равны, уравнение (84) принимает следующий вид:

$$q_{\text{общ.}} = \sigma\left(\frac{\varepsilon_2\varepsilon_1}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 - \varepsilon_1\varepsilon_2}\right) A (T_1^4 - T_2^4) \tag{85}$$

Уравнение (85) обычно записывают в форме

$$q_{\text{общ.}} = \sigma F_\varepsilon A (T_1^4 - T_2^4) \tag{86}$$

где коэффициент F_ε, который называется коэффициентом лучеиспускания, можно вычислить из выражения:

$$F_\varepsilon = \frac{\varepsilon_1\varepsilon_2}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 - \varepsilon_1\varepsilon_2} \tag{87}$$

Пример 14. Полоса из пластика нагревается с обеих сторон при непрерывном протягивании ее между двумя цилиндрическими нагревателями. Требуется, чтобы при нагреве энтальпия пластика увеличилась на 16,7 *кал/г*. Ширина полосы 60,8 *см*, толщина 0,025 *см*, плотность 1,45 *г/см*^{3} и скорость перемещения 10 *см/сек*.

Пренебрегая потерями, можно вычислить теоретическое потребление энергии нагревателями. При определении температуры элементов предполагают, что теплопередача осуществляется полностью за счет излучения и что степень черноты поверхности нагревателя 0,90. Поверхность каждого нагревателя равна 92,9 *см*^{2}, отражательная способность рефлекторов равна 1.

Скорость движения пластической массы определяют по уравнению:

$$m = VW2a\rho = 22,4 \text{ г/сек}$$

где V—линейная скорость; W и $2a$—ширина и толщина листа.
Потребление энергии составляет:

$$q = m\Delta H = 374 \text{ кал/сек}$$

что соответствует эффективной мощности 1,58 *квт*.

Количеством лучистой энергии, поглощаемым поверхностью нагревательных элементов, можно пренебречь, так как по сравнению с поверхностью полосы из пластика оно очень мало. Кроме того, все лучи, падающие на рефлектор, отражаются по направлению к нагреваемой полосе, поскольку отражательная способность рефлектора равна единице. Вследствие того, что все излучаемое тепло передается пластику, количество переданного тепла q можно рассчитать по уравнению (81):

$$q = \sigma\varepsilon A T^4$$

где q=374 *кал/сек*;
σ=3,5 10^{-14} *кал/см*^{2}·*сек*·(° K)^4;
ε=0,90;
A=185,8 *см*^{2}.

Подставив эти величины в уравнение, находят температуру нагревателей:

$$T = 2560\ ^\circ\text{C}$$

Необходимо подчеркнуть, что подобный расчет не дает представления о распределении температуры в полосе из пластика. Материалы с высоким коэффициентом температуропроводности отличаются весьма однородным распределением температуры, тогда как материалы с малой температуропроводностью характеризуются высокой температурой на поверхности и низкой температурой в толще материала.

Рассмотрим теперь случай двустороннего радиационного нагревания плоского листа. Относительно теплопроводности листа необходимо сделать три допущения. Во-первых, считают лист темным по отношению к инфракрасному излучению. Тогда лучистая энергия будет переходить в тепловую непосредственно на поверхности листа, а тепло распространяться в толще листа за счет его теплопроводности. Во-вторых, теплоотдачей путем конвекции на поверхности листа можно пренебречь. В-третьих, считают, что количество тепла, переданного с поверхности внутрь листа, не зависит от его температуры. Такое допущение обусловливает постоянство теплового потока через поверхность листа.

Далее из уравнения (53) находят распределение температур [уравнение (53)], при следующих граничных условиях:

$$T(x, 0) = T_i$$

$$T'(0, \theta) = 0$$

$$T'(a, \theta) = q_s/k$$

где T_i—начальная температура листа;

T'—частная производная от T по x;

a—расстояние от поверхности листа до его среднего сечения (половина толщины листа);

q_s—постоянный тепловой поток через поверхность листа;

k—коэффициент теплопроводности листа.

При указанных граничных условиях уравнению (53) будет удовлетворять следующая функция:

$$(T - T_i) = \frac{q_s a}{k}\left[\frac{\alpha\theta}{a^2} + \left(\frac{3x^2 - a^2}{6a^2} - \right.\right.$$

$$\left.\left. - \frac{2}{\pi^2}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{(-1)^n}{n^2} e^{-n^2\pi^2\alpha\theta/a^2}\cos(n\pi x/a)\right)\right] \qquad (88)$$

По уравнению (88) находят температуру в среднем сечении листа ($x=0$) и на его поверхности ($x=a$).

Температура в центре листа равна:

$$(T_c - T_i) = \frac{q_s a}{k}\left[\frac{\alpha\theta}{a^2} - \frac{1}{6} - \frac{2}{\pi^2}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{(-1)^n}{n^2} e^{-n^2\pi^2\alpha\theta/a^2}\right] \qquad (89)$$

а на его поверхности:

$$(T_s - T_i) = \frac{q_s a}{k}\left(\frac{\alpha\theta}{a^2} + \frac{1}{3} - \frac{2}{n^2}\sum_{a=1}^{\infty}\frac{1}{n^2} e^{-n^2\pi^2\alpha\theta/a^2}\right) \qquad (90)$$

Во многих случаях при нагревании распределение температур в материале должно быть относительно равномерным. Распределение температуры можно определить непосредственно по уравнению (88), но его решение очень трудоемко. Поэтому в качестве показателя равномерности распределения температур используют следующее безразмерное отношение:

$$I = \frac{T_s - T_i}{T_c - T_i} \qquad (91)$$

Разделив уравнение (90) на уравнение (89), получают:

$$I = \frac{\frac{\alpha\theta}{a^2} + \frac{1}{3} - \frac{2}{\pi^2}\sum\frac{1}{n^2} e^{-n^2\pi^2\alpha\theta/a^2}}{\frac{\alpha\theta}{a^2} - \frac{1}{6} - \frac{2}{\pi^2}\sum\frac{(-1)^n}{n^2} e^{-n^2\pi^2\alpha\theta/a^2}} \qquad (92)$$

Величина I зависит только от безразмерного комплекса $\frac{\alpha\theta}{a^2}$.

Уравнение (92) можно переписать в виде

$$I = f\left(\frac{\alpha\theta}{a^2}\right) \qquad (93)$$

На рис. 2,9 эта функция представлена графически.

Пример 15. Рассмотрим распределение температур в плоском листе из термопластичного материала толщиной 0,254 *см*, который перемещается со скоростью 6,08 *м/мин* через камеру инфракрасного нагрева, характеристика камеры приведена в примере 14. Продолжительность воздействия инфракрасных лучей на материал 6 *сек*. Какова величина показателя *I*, если длина камеры 0,6 *м*, а коэффициент температуропроводности термопласта $2 \cdot 10^{-3}$ *см*^{2}/*сек*? Что нужно сделать для уменьшения *I* до 1,20 при увеличении энтальпии пластика на 16,7 *кал/г*?

Прежде всего определяют величину безразмерного комплекса $\alpha\theta/a^2$:

$$\frac{\alpha\theta}{a^2} = \frac{2 \cdot 10^{-3} \cdot 6}{0{,}127^2} = 0{,}74$$

Далее по рис. 2,9 определяют величину параметра *I*:

$$I = 1{,}86$$

По графику находят, что при уменьшении величины I до 1,20 значение комплекса $\alpha\theta/a^2$ возрастает до 2,67. Поскольку толщина листа и его коэффициент теплоотдачи постоянны, то необходимо изменить время воздействия инфракрасного излучения. Новая продолжительность нагревания должна составлять 21,5 *сек*. Для этого скорость движения листа нужно уменьшить до 1,7 *м/мин*.

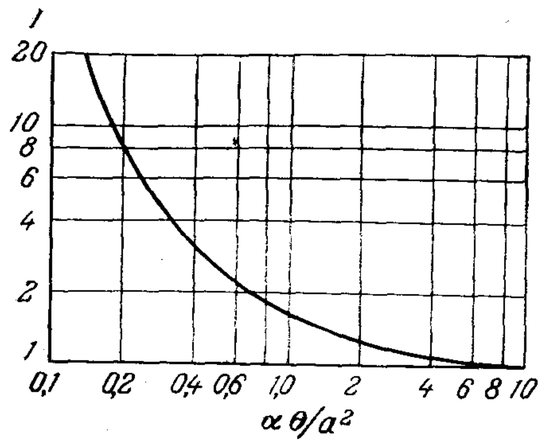


Рис. 2,9. График $I=f\left(\frac{\alpha\theta}{a^2}\right)$.

Так как энтальпия листа увеличивается на ту же величину, необходимо понизить интенсивность излучения, чтобы как-то сбалансировать увеличение времени его воздействия. Поскольку время пребывания материала в камере увеличивается в 3,6 раза, в том же отношении должен уменьшиться тепловой поток. Тепловой поток пропорционален четвертой степени абсолютной температуры излучателя. Поэтому для получения новой температуры элемента необходимо умножить исходную температуру на $(1/3{,}6)^{1/4}$ или на 0,727.

Нагревание термопластичных материалов

При переработке термопластичных материалов их нагревание чаще всего осуществляют за счет перехода электрической энергии в тепловую. При массовом производстве изделий из термопластов, по-видимому, самым экономичным способом является обогрев при помощи пара или масла, нагретых за счет сжигания топлива. Поскольку изучение оборудования, предназначенного для сжигания топлива и получения пара, выходит за пределы технологии пластических масс, мы ограничимся изложением трех методов превращения электрической энергии в тепловую: с применением электросопротивлений, индукционного метода и нагрева токами высокой частоты. Рассмотрим также выделение тепла за счет внутреннего трения вязкой жидкости, играющее немалую роль в ряде процессов переработки пластических масс.

Нагревание с применением электронагревателей сопротивления

При прохождении по проводам переменного или постоянного тока происходит рассеивание энергии (выделение тепла). Количество выделившегося тепла p (в ваттах) определяется по уравнению:

$$p = I^2R \qquad (94)$$

где I—сила тока, *а*;
R—сопротивление, *ом*.

В большинстве электронагревателей количество выделяющегося тепла определяется произведением I^2R. Включение в цепь нагревательных элементов сопротивления, трансформатора, регулирующего напряжение, облегчает контроль за температурой технологического оборудования.

Нагревание токами высокой частоты

Нагревание диэлектриков—материалов с низкой проводимостью—происходит при помещении их в электрическое поле высокой частоты. При этом теплообразование происходит во всем объеме материала. Поэтому сильнее всего нагревается его центральная часть. При обычном нагреве наблюдается обратная картина, так как в этом случае центральная часть материала нагревается за счет его теплопроводности и поэтому имеет более низкую температуру.

В этом разделе основное внимание обращено на неустановившееся распределение температуры в материале, нагреваемом в поле токов высокой частоты. Более полное представление о теории высокочастотного нагрева диэлектрика и ее практическом применении можно получить из специальных работ[2, 3].

Простейшая конструкция установки для нагрева токами высокой частоты напоминает обычный конденсатор, роль пластин которого играют электроды установки, а нагреваемое изделие соответствует диэлектрику конденсатора. При низких частотах материалы с высокими диэлектрическими свойствами почти не проводят электрического тока. В диапазоне радиочастот диэлектрические потери во многих диэлектриках настолько велики, что легко обнаружить выделение в них тепла. Считают, что это—тепло внутреннего трения, выделяющееся в результате периодических изменений положений поляризованных молекул диэлектрика в соответствии с изменениями переменного электрического поля.

Мощность p (в ваттах), затрачиваемая на нагревание диэлектрика, можно определить по уравнению:

$$p = 2\pi f C V^2 \operatorname{ctg} \Phi \qquad (95)$$

где f—частота, *сек*$^{-1}$;
C—емкость, фарады;
V—приложенное напряжение, *в*;
Φ—угол сдвига фаз.

Емкость конденсатора с плоскопараллельными пластинами C (в фарадах) можно определить по формуле:

$$C = 8{,}85 \cdot 10^{-14}\left(\frac{KA}{b}\right) \qquad (96)$$

где K—диэлектрическая проницаемость, величина безразмерная;

A—площадь пластин, $см^2$;

b—расстояние между пластинами, $см$.

Подставляя уравнение (96) в уравнение (95) и разделив обе части полученного уравнения на объем обрабатываемого материала и, учитывая переводной коэффициент, получаем мощность, генерируемую в единице объема диэлектрика G и выраженную в единицах тепла (в $кал/см^3 \cdot сек$):

$$G = 13{,}3 \cdot 10^{-14} \left(\frac{fV^2}{b^2}\right)(K \operatorname{ctg} \Phi) \qquad (97)$$

Из уравнения (97) видно, что интенсивность теплообразования зависит от двух рабочих параметров—напряжения и частоты тока, а также от толщины обрабатываемого материала и коэффициента K ctgΦ, называемого коэффициентом потерь.

Величины, используемые при расчете нагрева диэлектриков, обозначаются следующим образом:

Φ—угол сдвига фаз;

$\delta = (90° - \Phi)$—угол потерь;

$\cos\Phi = \sin\delta$—коэффициент мощности;

$\operatorname{ctg}\Phi = \operatorname{tg}\delta$—коэффициент рассеивания;

$K\operatorname{ctg}\Phi = K\operatorname{tg}\delta$—коэффициент потерь.

Поскольку угол потерь δ обычно очень мал, коэффициенты мощности и рассеивания почти равны, и для многих расчетов можно использовать любой из них.

Так как согласно уравнению (97) интенсивность теплообразования в диэлектрике пропорциональна частоте и квадрату напряжения, то при большой величине этих параметров материал быстро нагревается. Однако напряжение можно увеличивать только до некоторого предела, определяемого диэлектрической прочностью материала. Поэтому для достижения определенной интенсивности теплообразования часто приходится работать при больших частотах (например, 100 мегациклах). В табл. 5 приведены показатели электрических свойств некоторых широко применяемых термопластичных материалов. При расчете не следует забывать, что и диэлектрическая проницаемость и коэффициент мощности являются функцией частоты и температуры.

Проанализируем процесс нагревания при дублировании пленки в поле высокой частоты. Для большей простоты предполагаем, что температура электродов остается неизменной, а теплофизические и электрические свойства обрабатываемого материала не зависят от температуры. Вычислим время, в течение которого температура пластического материала увеличится до такого значения, при котором материал размягчится и потечет. При этом предполагаем, что тепловой поток вследствие теплопроводности материала распространяется в одном направлении. Для данного случая уравнение (46) принимает вид:

Таблица 5

Электрические свойства некоторых термопластичных материалов при комнатной температуре

Материал	Диэлектрическая проницаемость при 1 *мгц*	Фактор мощности при 1 *мгц*	Электрическая прочность, *кв/мм*
Полиэтилен	2,2	0,0005	19,7
Полистирол	2,4	0,0001	19,7
Найлон	3,5	0,03	15,8
Саран	3,0	0,05	13,8
Тефлон	2,0	0,003	19,7

$$\frac{\partial T}{\partial \theta} = \alpha\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\right) + \frac{G}{c_p \rho} \qquad (98)$$

Выбрав начало координат на поверхности стыка пленок, получаем следующие граничные условия:

$$T(x, 0) = T(\pm a, 0) = T_i$$

где a—толщина пленки.

Карсло и Джагер[4] приводят решение, удовлетворяющее этим граничным условиям:

$$(T - T_i) = \frac{Ga^2}{2k}\left\{1 - \frac{x}{a} - \frac{32}{\pi^3}\sum_{0,1,2}^{\infty}\frac{1}{(2n+1)^3} \times \right.$$

$$\left. \times e^{-(2n+1)^2\pi^2\Phi/4} \sin\left[\frac{\pi(2n+1)(x+a)}{2a}\right]\right\} \qquad (99)$$

где Φ—безразмерное время, равное $\frac{\alpha\theta}{a^2}$.

При $x=0$ температура на поверхности раздела равна:

$$\Delta T = \frac{a^2 G}{2k}\left[1 - \frac{32}{\pi^3}\sum\frac{(-1)^n}{(2n+1)^3} e^{-(2n+1)^2\pi^2\Phi/4}\right] \qquad (100)$$

где $\Delta T = (T_o - T_i)$.

Уравнение (100) можно переписать в виде

$$\frac{k\Delta T}{a^2G} = f(\Phi) = f(\alpha\theta/a^2) \qquad (101)$$

Применение графика (рис. 2,10) значительно упрощает расчеты, основанные на уравнении (100).

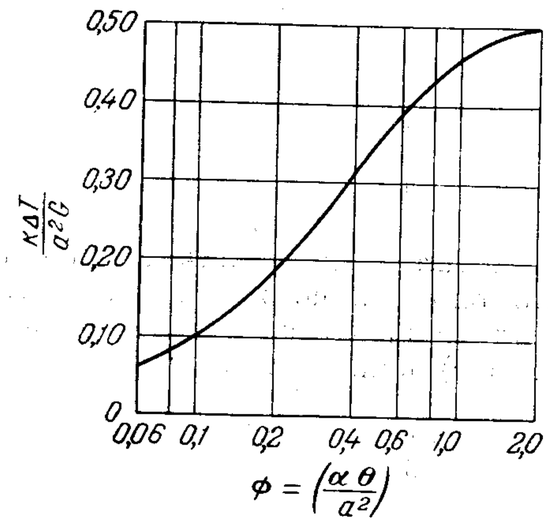


Рис. 2,10. График $\frac{k\Delta T}{a^2G} = f\left(\frac{\alpha\theta}{a^2}\right)$.

Пример 16. Термопластичные пленки дублируются при нагревании в установке, работающей при частоте 45 *мгц* и напряжении 500 *в*. Толщина каждой пленки 0,005 *см*; таким образом, расстояние между электродами 0,01 *см*. Длина каждого электрода 10 *см*, ширина 0,5 *см*. Начальная температура пленки, а также температура электродов во время работы поддерживается на уровне комнатной. Считая, что для плотного соединения пленок необходимо увеличить температуру поверхности контакта на 150 °С вычисляют время цикла и потребляемую мощность. Пластический материал характеризуется следующими физическими константами:

$$K = 3{,}5; \qquad \cos\Phi = 0{,}05$$

$$k = 2\cdot10^{-4}\ кал/см\cdot сек\cdot°C; \qquad \alpha = 4\cdot10^{-4}\ см^2/сек$$

По уравнению (97) находят интенсивность теплообразования:

$$G = 2620\ кал/см^3\cdot сек$$

Затем вычисляют левую часть уравнения (101):

$$\frac{k\Delta T}{a^2G} = \frac{2\cdot10^{-4}\cdot150}{(0{,}005)^2\cdot2620} = 0{,}458$$

Найденное по графику значение Ф (см. рис. 2,10) равняется 1,0. Определяют время цикла:

$$\theta = \frac{a^2\Phi}{\alpha} = \frac{(0{,}005)^2\cdot1{,}0}{4\cdot10^{-4}} = 0{,}063 сек$$

Мощность, рассеиваемая в единице объема материала, равна 2620 *кал/см³·сек*. Поскольку объем обрабатываемого материала 0,05 *см³*, потребляемая мощность равна 131 *кал/сек*, или 548 *вт*.

Индукционный нагрев

Индукционный нагрев широко применяется в металлургической и металлообрабатывающей промышленности. В технологии термопластичных материалов индукционный нагрев применяется редко. Однако благодаря некоторым его особенностям этот способ нагрева материалов очень перспективен и представляет интерес для промышленности пластических масс. Здесь этот способ излагается только в общих чертах. Более подробное изложение теории индукционного нагрева и примеры его применения можно найти в специальной литературе[2, 3].

При индукционном нагреве переменный электрический ток пропускается через катушку, внутри которой помещается нагреваемая металлическая деталь. При этом образуется магнитное поле, меняющее свое направление с той же частотой, что и переменный ток. Переменное магнитное поле индуцирует в обрабатываемой детали вихревые токи и выделяется тепло. Этот процесс аналогичен работе трансформатора, где переменный ток первичной обмотки создает переменное магнитное поле, возбуждающее электродвижущую силу во вторичной обмотке. В трансформаторе ток проходит через первичную обмотку при одном напряжении, а снимается со вторичной уже при другом напряжении. При индукционном нагреве вторичную обмотку можно считать короткозамкнутой, так что индуцируемая э. д. с. приводит к выделению тепла непосредственно в самой детали.

Интенсивность нагрева пропорциональна величине I^2R.

Плотность постоянного тока одинакова по всему поперечному сечению проводника. Плотность переменного тока на поверхности проводника выше, чем в середине. При высокой частоте переменного тока большая его часть пройдет по тонкому наружному слою проводников. Это явление называют поверхностным или скин-эффектом. Для расчета глубины проникновения тока Кэйбл[3] приводит следующее уравнение:

$$s = \frac{5}{\sqrt{f}} \qquad (102)$$

где s—глубина проникновения тока, *см*;

f—частота, *сек*$^{-1}$.

Индуцируемый в обогреваемой детали ток высокой частоты проходит через относительно тонкий поверхностный слой. Например, при частоте тока 10 000 *гц* прогреется поверхностный слой

толщиной только 0,05 *см*. Эта особенность индукционного нагрева обусловливает его широкое применение, например для термической обработки металлов.

При индукционном методе нагрева тепло выделяется только в зоне действия магнитного поля. Поскольку это поле наводится только в непосредственной близости от катушки, тепло выделяется в той части детали, которая находится внутри катушки.

Индукционный нагрев широко применяется для обработки хороших проводников электрического тока (металлов), когда необходимо быстро нагреть определенную часть детали до высокой температуры. Так как термопластичные материалы плохие проводники электрического тока, по непосредственно индукционными токами они не нагреваются. Индукционный нагрев применяется для обогрева технологического оборудования.

Нагревание за счет внутреннего трения в материале

Рассмотрим изображенный на рис. 2,11 элемент жидкости, который первоначально имеет форму куба со сторонами dx, dy и dz. Если считать, что течение происходит лишь вдоль оси x,

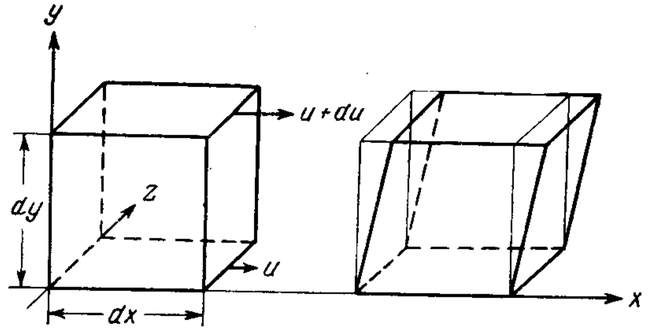


Рис. 2,11. Деформирование элемента жидкости при течении в одном направлении.

а градиент скорости существует только вдоль оси y, деформируемый элемент жидкости через небольшой отрезок времени принимает форму скошенного параллелепипеда.

Если скорость верхней грани куба относительно нижней равна du, мерой скорости деформации жидкости является градиент скорости du/dy. Чтобы разность между скоростями верхней и нижней поверхностей оставалась постоянной, к верхней поверхности элемента необходимо приложить постоянную силу. Отношение этой силы к единице поверхности дает напряжение сдвига. Для

ньютоновской жидкости напряжение сдвига τ прямо пропорционально градиенту скорости:

$$\tau = \mu \left(\frac{du}{dy} \right) \tag{103}$$

где μ—коэффициент пропорциональности, называемый вязкостью жидкости.

Совершаемая при необратимом деформировании жидкости работа выделяется в виде тепла. Это и есть тепло, выделяемое при внутреннем трении жидкости.

Интенсивность выделения энергии p вследствие внутреннего трения равна произведению силы на скорость. Для единицы объема жидкости

$$p = \frac{(\tau dx\, dz)\, du}{dx\, dy\, dz} = \tau \left(\frac{du}{dy} \right) \tag{104}$$

Подставляя уравнение (103) в (104), получают интенсивность выделения энергии p (в *эрг/см³·сек*):

$$p = \mu \left(\frac{du}{dy} \right)^2 = \frac{\tau^2}{\mu} \tag{105}$$

где μ—вязкость, пуазы;

τ—напряжение сдвига, *дин/см²*;

du/dy—скорость сдвига *сек.*$^{-1}$

Вводя в уравнение (105) переводной коэффициент J, получаем интенсивность выделения энергии G, выраженную в тепловых единицах (*кал/см³·сек*):

$$G = J\mu \left(\frac{du}{dy} \right)^2 = J \frac{\tau^2}{\mu} \tag{106}$$

где J—переводной коэффициент ($2{,}39 \cdot 10^{-8}$ *кал/эрг*).

Пример 17. Расплавленную пластмассу подвергают деформации сдвига на приборе, состоящем из двух параллельных пластин, поверхность которых можно считать неограниченно большой. Нижняя пластина неподвижна, а верхняя движется с постоянной скоростью, равной 10 *см/сек*.

Температура пластин 100 °С. Продолжительность процесса достаточна для достижения установившегося течения. Требуется определить температуру в центре деформируемого материала. Материал обладает следующими свойствами:

$$\mu = 10^3 \text{ пуаз}$$

$$k = 10^{-4} \text{ кал/см·сек·°С}$$

При движении вязкой жидкости происходит выделение тепла. Теплопередача в массе жидкости происходит в одном направлении при стационарных ус-

ловиях. Для расчета можно воспользоваться уравнением (48), которое для данного случая упрощается и принимает вид:

$$\alpha\left(\frac{d^2T}{dy^2}\right) = -\frac{G}{c_p\rho}$$

Решение значительно упрощается, если пренебречь влиянием температуры на вязкость. В этом случае градиент скорости du/dy постоянен и может быть записан в виде V/b, где V—скорость подвижной пластины, а b—расстояние между плитами. Подставив значение G из уравнения (106) в это выражение получают

$$\frac{d^2T}{dy^2} = -\left(\frac{JV^2\mu}{kb^2}\right)$$

Решение уравнения должно удовлетворять следующим граничным условиям:

$$T(0) = T_p; \qquad T(b) = T_p$$

где T—температура пластин (100 °С).

В результате получается:

$$T = T_p + \left(\frac{JV^2\mu}{2b^2k}\right)(by - y^2)$$

Принимая y равным $b/2$, находят температуру T_m плоскости, равноудаленной от обеих пластин:

$$T_m = T_p + \frac{JV^2\mu}{8k}$$

После подстановки в уравнение соответствующих численных значений находят:

$$T_m = 103\,^\circ\text{C}$$

УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

α—коэффициент температуропроводности, *см²/сек*;
α—коэффициент лучепоглощения, безразмерная величина;
β—сжимаемость, $(дин/см^2)^{-1}$;
δ—угол потерь, безразмерная величина;
ε—степень черноты тела, безразмерная величина;
θ—время, *сек*;
k—коэффициент объемного расширения, $(°C)^{-1}$;
μ—вязкость, пуазы;
π_i—постоянная в уравнении (15), *кГ/см²*;
ρ—плотность, *г/см³*;
ρ—коэффициент лучеотражения, безразмерная величина;
σ—постоянная Стефана—Больцмана, $кал/см^2 \cdot сек\ (°K)^4$;
τ—напряжение сдвига, *дин/см²*;
τ—коэффициент лучепропускания, безразмерная величина;
Φ—фазовый угол, безразмерная величина;

Φ—безразмерное время, определяемое по уравнению (56);
ω—постоянная в уравнении (15), *см³/г*;
a—линейный размер, *см*;
c_p—удельная теплоемкость при постоянном давлении, *кал/г·град*;
c_v—удельная теплоемкость при постоянном объеме, *кал/г·град*;
f—частота, *сек⁻¹*;
g—ускорение силы тяжести, *см/сек²*;
h—коэффициент теплоотдачи конвекцией, *кал/см²·сек·град*;
k—коэффициент теплопроводности, *кал/см·сек·град*;
p—мощность, *вт*;
q—тепловой поток, *кал/сек*;
r—расстояние от центра, *см*;
u—скорость, *см/сек*;
v—удельный объем, *см³/г*;
A—площадь поверхности, *см²*;
B—температурный коэффициент вязкости, *пуаз/град*;
C—емкость, фарады;
E—внутренняя энергия, *кал/г*;
F—коэффициент лучеиспускания, безразмерная величина;
G—мощность источника тепла, *кал/см³·сек*;
H—энтальпия, *кал/г*;
H—постоянная, определяемая по уравнению (66), безразмерная величина;
I—величина, определяемая по уравнению (91), безразмерный параметр;
I—сила тока, *а*;
K—постоянная, определяемая по уравнению (61), безразмерная величина;
K—диэлектрическая проницаемость, безразмерная величина;
L—постоянная в уравнении (69), безразмерная величина;
M_n—корень n-степени в уравнении (57), безразмерная величина;
P—давление, *кГ/см²*;
Q—количество тепла, *кал/г*;
R—радиус, *см*;
R—электрическое сопротивление, *ом*;
R—постоянная в уравнении (15), *дин·см/г·°К*;
T—температура, °С;
V—электрический потенциал, *в*;
W—работа, *эрг/г*;
X—безразмерная функция координаты, определяемая по уравнению (70);
Y—безразмерная температура, определяемая по уравнению (55);
Z—уровень жидкости, *см*.

ЛИТЕРАТУРА

1. ASTM Standards, D 150-54T, part 6, 1955, p. 500.
2. Brown G. H., Holyer C. N., Bierwirth R. A., Radio-Frequency Heating, Princeton, New York, D. Van Nostrand Company, Inc., 1947.
3. Cable J. W., Induction and Dielectric Heating, New York, Reinholds Publishing Corp., 1954.
4. Carslaw H. S., Jaeger J. C., Conduction of Heat in Solids, New York, Oxford University Press, 1947.
5. Dodge B. F., Thermodynamics, New York, McGraw-Hill Book Company, Inc., 1944.
6. Dole M., Hettinger W. P., Larso N. R., Wethington J. A., J. Chem. Phys., **20**, 781 (1952).
7. Gee R. E., Lyon J. B., Ind. Eng. Chem., **49**, 956 (1957).
8. Groeber H., Z. Ver. deut. Ing., **69**, 705 (1925).
9. Gurnie H. P., Lurie J., Ind. Eng. Chem., **15**, 1170 (1923).
10. Heisler M. P., Trans. ASME **69**, 227 (1947).
11. Jacob Max, Heat Transfer, vol. 1, New York, John Wiley a. Sons, Inc., 1949.
12. Lee J. F., Sears, F. W., Thermodynamics, Reading, Mass., Addison-Wesley Publishing Company, 1955.
13. McAdams W. H., Heat Transmission, New York, McGraw-Hill Book Company, Inc., 1947.
14. Parks W., Richards R. B., Trans. Faraday Soc., **45**, 203 (1949).
15. Raff R. A., V., Allison J. B., Polyethylene, New York, Interscience Publishers, Inc., 1956.
16. Schneider P. J., Conduction Heat Transfer, Reading, Mass., Addison-Wesley Publishing Company, 1955.
17. Spencer R. S., Gilmore G. D., J. Appl. Phys., **21**, 523 (1950).
18. Toor H. L., Ind. Eng. Chem., **48**, 922 (1956).

Глава III

ТЕОРИЯ СМЕШЕНИЯ И ДИСПЕРГИРОВАНИЯ*

Несмотря на то, что процессы смешения и диспергирования приобрели чрезвычайно большое значение в производстве и использовании термопластичных полимеров, в настоящее время эти процессы еще очень плохо изучены.

В данной главе термин «смешение» используется для обозначения процесса, в котором два или более компонентов перемешиваются друг с другом в каком-то объеме. Смешение включает только изменение первоначального распределения компонентов в объеме.

Термином «диспергирование» обозначается совокупность процессов, в результате которых происходят существенные изменения физических характеристик одного или нескольких компонентов смеси. К таким процессам относится введение твердого наполнителя в основную массу смолы, растворение в ней красителя или уменьшение размера частиц наполнителя в массе смолы. Смешение и диспергирование часто проводят совместно, однако рассмотрение каждого из этих процессов отдельно является чрезвычайно полезным.

За последние 10 лет в литературе появилось много работ, посвященных изучению свойств смесей и процессам смешения. Многие из этих работ дают научное обоснование процесса смешения[8, 12, 15, 17].

Технология же диспергирования изучена очень мало[3]. Обычно диспергирование рассматривается как «искусство», которое лучше всего познать на практике. В настоящей работе сделана попытка подойти научно и к анализу процесса диспергирования.

Смешение

В производстве полимерных материалов все возрастающее значение приобретают процессы, связанные с введением таких ингредиентов, как стабилизаторы, наполнители и красящие вещества. Поэтому для эффективного производства термопластов

* В. Д. Мор (W. D. Mohr, Sc. D. Department of Chemical Engineering, Massachusetts institute of Technology).

и изделий из них очень важно знать основные закономерности процесса смешения.

Предлагаемые проекты повышения эффективности некоторых операций в процессе смешения свидетельствуют об отсутствии научного понимания основ процесса. Это и не удивительно, так как описание процесса смешения и получающихся смесей—задача очень сложная. Пусть, например, требуется смешать два компонента. Возможно бесконечное разнообразие состояний при различных взаимных расположениях компонентов. Для каждого из этих состояний в пределах системы существует бесконечное разнообразие траекторий перемещения частиц компонентов, которые могут привести к одинаково удовлетворительным результатам. Такое разнообразие значений очень затрудняет подробный анализ процесса смешения. Полученные смеси являются «хорошими» или «плохими», но количественное описание этих, иногда субъективных терминов, отсутствует.

Успехи, достигнутые в последнее время в анализе механизма смешения, открывают широкую перспективу рационализации и повышения производительности этого процесса.

Теория смешения должна предсказывать свойства смеси, полученной путем ряда операций, с учетом таких факторов, как геометрические параметры системы и физические характеристики компонентов, подлежащих смешению. Эта теория должна хорошо описывать процессы смешения как твердых сыпучих материалов, так и жидкостей, и обеспечивать рациональное конструирование оборудования.

В данной главе описывается инженерный подход к исследованию процесса смешения. Изучается сама смесь и предлагаются методы ее количественного описания. Особое внимание обращается на то, что при проведении анализа взаимное расположение компонентов, подлежащих смешению, должно быть не случайным, а определенным. Показано, что первоначальная ориентация компонентов относительно направления потока в смесителе является главным фактором в анализе процесса смешения. Приведены количественные методы оценки роли диффузии, деформаций сдвига и растяжения в системе при смешении. Применение этих методов проиллюстрировано на примерах получения смесей в замкнутом пространстве и при непрерывном процессе смешения. Рассмотрен вопрос о затратах энергии на осуществление процесса смешения.

Описание смесей

Количественное описание смесей очень затруднено. Гипотетическое упорядоченное расположение частиц конечных размеров в смеси поддается точному описанию. Однако такое гипотетическое

расположение может быть реализовано только в том случае, если на различные компоненты смеси действуют определенные для каждого вида компоненты силы. Наиболее полное смешение, какое может быть достигнуто в системе,—это статистический беспорядок в расположении частиц. Поэтому часто описание смеси дают в параметрах, характеризующих ее отклонение от статистически беспорядочной, «случайной» смеси.

Самыми простыми смесями являются смеси, состоящие из двух компонентов. Если число компонентов больше двух, то анализ смеси можно упростить, рассматривая процесс как смешение каждого компонента в отдельности со всей остальной системой. Таким образом, в ряде случаев многокомпонентную смесь можно свести к двухкомпонентной. В том случае, если свойства исходных компонентов описываются с помощью безразмерных параметров, также можно упростить анализ смеси. Смесь следует описывать таким образом, чтобы какое-то отличительное свойство компонента, присутствующего в системе в наименьшем количестве, можно было характеризовать 1,0. Тогда свойства других компонентов равны 0. Например, если смешиваются черные и белые частицы, то свойством, подлежащим количественной оценке, может быть доля черных частиц в пробе смеси. Это доля равна 1,0 в исходном черном материале и 0—в белом. Последующие изменения (в концентрации, весовой доле, объемной доле, отношении концентраций и т. д.) зависят от свойств, которые анализируются в каждой смеси, и от характеристик каждого из исходных материалов.

При описании смеси частиц конечной величины пользуются методом статистического анализа. Предлагаемый в этой главе метод может быть непосредственно применен только для анализа смесей частиц одинакового размера. Этот метод подлежит изменению в том случае, если задан спектр размеров частиц[4]. Далее будет рассмотрен случай, когда в результате смешения получаются частицы также одного размера.

Обычно при приближенном описании смеси прежде всего определяют, можно ли рассматривать данную смесь как случайную. Результаты измерений соотношения компонентов в пробах, отобранных в точках, систематически распределенных по объему смеси, обрабатываются статистически в предположении, что смесь действительно случайная. Ниже приводятся некоторые методы проверки правильности такого предположения. Если проверка подтверждает, что смесь не может рассматриваться как случайная, для ее характеристики используются критерии степени неоднородности и интенсивности разделения.

Рассмотрим некоторую систему, состоящую до смешения из двух компонентов: черного и белого. Доля черных частиц от их общего числа равна Θ; тогда доля белых частиц составит $(1-\Theta)$.

Пробы, отобранные до смешения, должны содержать или все черные, или все белые частицы (вероятность того, что проба взята на границе раздела между компонентами, пренебрежимо мала). Очевидно, что доля черных частиц в черном компоненте равна 1,0, в белом—0. Математическое ожидание (среднее значение) доли черных частиц (c) в каждой пробе будет составлять:

$$E[(c) = 1{,}0\,\Theta^2 + 0\,(1-\Theta) = \Theta \qquad (1)$$

Математическое ожидание вариации равно:

$$\sigma^2 = E[(c-\Theta)^2] = (1-\Theta)^2\Theta + (-\Theta)^2(1-\Theta) = \Theta(1-\Theta) \qquad (2)$$

Коэффициент вариации C в этой еще не смешанной системе равен:

$$C = \frac{\sqrt{\sigma^2}}{\Theta} = \frac{\sqrt{\Theta(1-\Theta)}}{\Theta} = \sqrt{\frac{1-\Theta}{\Theta}} \qquad (3)$$

Эта величина не зависит от размеров пробы.

Рассмотрим теперь систему со случайным распределением компонентов, в которой доля черных частиц равна Θ, а доля белых частиц $(1-\Theta)$. Допустим, что каждая проба содержит n частиц и объем пробы пренебрежимо мал по сравнению с объемом исследуемой системы. В такой случайной системе вероятность того, что какая-нибудь частица черная, равна Θ. Эта вероятность не зависит от расположения частицы в системе. Вероятность того, что проба из n частиц содержит точно x черных частиц—$p_n(x)$—, дается биномиальным распределением[11].

$$p_n(x) = \binom{n}{x}\Theta^x\cdot(1-\Theta)^{n-x} \qquad (x = 0,\ 1,\ldots n) \qquad (4)$$

где $\binom{n}{x} = \frac{n!}{x!(n-x)!}$—биномиальный коэффициент.

Распределение вероятностей доли черных частиц:

$$p_n(c) = p_n(x/n) = \binom{n}{x}\Theta^x(1-\Theta)^{n-x} \qquad \begin{matrix}(x = 0,\ 1,\ldots n)\\ (c = 0,\ {}^1/_n,\ {}^2/_n,\ldots 1)\end{matrix} \qquad (5)$$

Можно показать, что математическое ожидание такого распределения вероятностей равно:

$$E(c) = \Theta \qquad (6)$$

с дисперсией:

$$\sigma^2 = E[(c-\Theta)^2] = \frac{\Theta(1-\Theta)}{n} \qquad (7)$$

и коэффициентом вариации:

$$C = \frac{\sqrt{\sigma^2}}{\Theta} = \sqrt{\frac{1-\Theta}{n\Theta}} \qquad (8)$$

Биномиальное распределение может быть апроксимировано нормальным[11] с теми же средними значениями и дисперсиями при условии, что $n\Theta(1-\Theta) > 9$.

Там, где это возможно, следует отбирать пробы с такой большой величиной n, которая была бы достаточна, чтобы удовлетворить этому требованию.

Рассмотрим смесь, которая может считаться случайной. Из разных частей смеси взяты N проб, содержащих по n частиц каждая, так, чтобы их совокупность могла представлять смесь. Результаты измерений обрабатываются статистически в предположении о случайном распределении компонентов в смеси.

Среднее значение доли черных частиц в смеси рассчитывается для N проб:

$$\bar{c} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} c_i \qquad (9)$$

Прежде всего следует сравнить разницу между выборочным средним $\bar{c}$ и генеральным средним Θ с математическим ожиданием дисперсии среднего арифметического доли черных частиц $\sqrt{\frac{(1-\Theta)\Theta}{nN}}$:

$$\left|\frac{\bar{c}-\Theta}{\sqrt{\frac{(1-\Theta)\Theta}{nN}}}\right| > \frac{u_{0,9995} - u_{0,0005}}{2} = 3{,}3 \qquad (10)$$

где u_p—величина квадратичного отклонения от среднего арифметического, ниже которой доля (вероятность) P имеет нормальное распределение. Если абсолютное значение рассчитанного по формуле (10) параметра больше 3,3, вероятность того, что проба взята из случайной смеси менее 0,001, и предположение о том, что смесь случайна, должны быть отклонены. Можно пользоваться и другим доверительным интервалом. При этом точные численные значения в правой части уравнения определяются по таблицам функций нормального распределения. Если точное значение генеральной средней Θ по данным относительного соотношения исходных компонентов неизвестно, этот критерий непригоден.

Второй и более действенный статистический критерий основан на сравнении величины статистической вариации, полученной экспериментально, с вариацией системы со случайным распределе-

нием компонентов с соответствующими величинами Θ или c. Вариация может быть рассчитана по формулам:

$$s^2 = \frac{1}{N-1}\sum_{i=1}^{N}(c_i - c)^2 = \frac{1}{N-1}\sum_{i=1}^{N} c_i^2 - \frac{N}{N-1}\bar{c}^2 \qquad (11)$$

или

$$s^2 = \frac{1}{N}\sum_{i-1}^{N}(c_i - \Theta)^2 \qquad (12)$$

Пробы не должны быть сгруппированы в каком-либо порядке перед вычислением величины вариации.

Генеральная дисперсия случайной системы может быть вычислена достаточно точно по известному среднему значению концентрации:

$$\sigma^2 = \frac{\Theta(1-\Theta)}{n} \cong \frac{\bar{c}(1-\bar{c})}{n} \qquad (13)$$

Отношение s^2/σ^2 сравнивается с табличными значениями χ^2/f (f—число степеней свободы в системе, равное N, если известна величина Θ). При использовании для расчета величины $\bar{c}$ применяется s^2, тогда $f=N-1$.

$$\left.\frac{s^2}{\sigma^2}\right|_{\text{экспер.}} = \frac{x^2}{f} \qquad (14)$$

$$P\left\{\left.\frac{s^2}{\sigma^2}\right|_{\text{случ.}} < \left.\frac{s^2}{\sigma^2}\right|_{\text{экспер.}}\right\} = P\left\{\left.\frac{s^2}{\sigma_2}\right|_{\text{случ.}} < \frac{x_p^2}{f}\right\} = P \qquad (15)$$

Вероятность того, что отношение f^2/σ^2 для действительно случайной пробы меньше величины χ^2/f, равна P. Некоторые значения χ_p^2/f для $P=0{,}95$ и $P=0{,}999$ приводятся в табл. 6.

*Таблица 6**

Значения x^2/f для различных P

f	x^2/f		f	x^2/f	
	$P=0{,}95$	$P=0{,}999$		$P=0{,}95$	$P=0{,}999$
1	3,84	10,83	10	1,83	2,96
2	3,00	6,91	15	1,67	2,51
3	2,60	5,42	20	1,57	2,27
4	2,37	4,62	50	1,35	1,73
6	2,10	3,74	100	1,24	1,49
8	1,94	3,27			

* A. Hold, Statistical Table and Formulas, Table VI, New York, 1952.

Рассмотрим числовой пример, в котором $N=11$, $s^2=0{,}0080$, $\sigma^2=0{,}0025$. Тогда $(s^2/\sigma^2)_{\text{экспер.}}=3{,}2$.

Для этого случая $\frac{\chi^2_{0,999}}{f}=2{,}96$ и вероятность того, что s^2/σ^2 для случайной смеси больше 2,96, равна 0,999. Таким образом, вероятность того, что проба взята из случайной смеси менее 0,001 и предположение о том, что система случайна—неверно.

В некоторых случаях коэффициент вариации $\left(C=\frac{\sqrt{\sigma^2}}{\Theta}\right)$ может характеризовать степень разделения компонентов смеси. Этот коэффициент, выраженный правильной дробью, является мерой разброса величины около ее среднего значения и характеризует отдельную пробу. Можно показать, что для случайной смеси, в которой вероятность нахождения меньшего (черного) компонента равна Θ, коэффициент вариации отдельной пробы с числом частиц n равен:

$$C = \frac{\sqrt{\sigma^2}}{\Theta} = \frac{\sqrt{\frac{\Theta(1-\Theta)}{n}}}{\Theta} = \sqrt{\frac{1-\Theta}{n\Theta}} \qquad (16)$$

Для любой системы, в которой доля черных частиц близка к 1% с вероятностью 99,9%, коэффициент вариации равняется:

$$C = \frac{0{,}01}{\left(\frac{u_{0,9995} - u_{0,0005}}{2}\right)} = \frac{0{,}01}{3{,}3} = 0{,}003$$

Число частиц, которое должно быть в пробе из случайной смеси с $\Theta=0{,}1$, равно:

$$n = \frac{1-\Theta}{\Theta C^2} = \frac{1-0{,}1}{0{,}1\,(0{,}003)^2} = 10^6$$

В отбираемых пробах жидкостей и расплавов число частиц всегда намного превышает указанную выше величину и понятие доли можно заменить понятием концентрации компонента в данной точке смеси. Следует обратить внимание на то, что в смесях твердых сыпучих материалов флуктуации в соотношении долей компонентов могут быть только случайными.

Для того чтобы можно было считать смесь случайной при заданном порядке частиц конечных размеров, должно удовлетворяться условие $n > \frac{9}{\Theta(1-\Theta)}$, где Θ—доля компонента, содержащегося в смеси в меньшем количестве. Это условие позволяет биномиальное распределение апроксимировать нормальным для

последовательных статистических испытаний. Пробы должны быть достаточно большими, чтобы свести к минимуму квадратичные ошибки расчетов и измерений. Кроме того, число проб должно быть достаточно велико, чтобы характеризовать всю смесь в целом. Для статистического анализа следует брать не менее 10 проб; степень надежности медленно возрастает с увеличением числа проб до 50 и выше. Если показано, что распределение компонентов в смеси случайное при данном порядке величины объемов отобранных проб, то распределение будет случайным и для любых бóльших объемов проб, и может быть применен приведенный выше расчет коэффициента вариации. При неслучайном распределении компонентов для данного порядка величины объема проб это распределение может характеризоваться сравнительно малым коэффициентом вариации для таких объемов проб, которые являются существенными при практическом использовании смесей. Смесь может быть также практически пригодной, если коэффициент вариации $\sqrt{\sigma^2}/\Theta$ достаточно мал, хотя распределение компонентов при данных объемах проб и не случайно. Беспорядочность в распределении компонентов при данном порядке размеров частиц в некоторых случаях—несущественна. Более подробно этот вопрос рассматривается ниже.

Приведенные рассуждения требуют специальных испытаний, так как прежде всего следует выяснить, является ли распределение компонентов в смеси случайным или нет. В первом случае система определена в статистическом смысле. Во втором случае для характеристики смеси достаточно иметь два параметра: степень неоднородности и интенсивность разделения. Степень неоднородности оценивается средним расстоянием между слоями одного и того же компонента в смеси и может быть изменена в процессе смешения под воздействием деформаций сдвига и растяжения. Интенсивность разделения определяется средним отклонением концентрации в точке от среднего значения концентрации в системе. Для данного порядка размеров частиц определенное значение интенсивности разделения может быть достигнуто только в результате некоторого случайного процесса, аналогичного диффузии (диффузия молекул со случайным распределением скоростей, броуновское движение больших частиц в жидкостях или газах, беспорядочное движение отдельных твердых частиц при деформации сдвига). Такой процесс приводит к усреднению концентрации компонента в объеме , примыкающем к поверхности раздела компонентов.

Наиболее удобной мерой степени неоднородности является средняя толщина полос, определяемая как среднее расстояние между слоями одного и того же компонента в системе. Было показано[17], что среднее значение толщины полос (r) можно рассчитать из отношения общей площади поверхностей контакта между компонентами к объему системы (рис. 3,1):

$$r = \frac{2}{S/V} \tag{17}$$

Это выражение получено в предположении, что механизм смешения заключается в вытягивании материала в приблизительно параллельные полосы. Объем смеси, следовательно, равен половине произведения площади поверхностей контакта и средней толщины полос (в результате наличия слоев величина поверхности удваивается): $V = \frac{Sr}{2}$.

Средняя толщина полос в смеси может быть измерена путем извлечения большого количества малых проб и определения среднего значения кратчайших расстояний от точки с максимальной концентрацией одного компонента до ближайшей точки с максимальной концентрацией того же компонента.

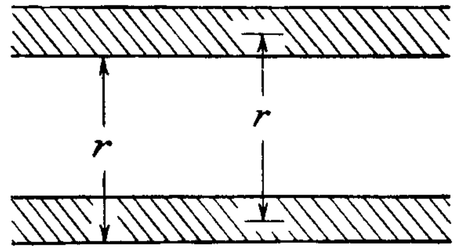


Рис. 3,1. Графическая иллюстрация понятия толщины полос.

Другие способы выражения степени неоднородности смеси[6] не имеют ясного физического смысла и неудобны для определения необходимой в данном процессе смешения степени неоднородности.

Интенсивность разделения удобнее всего определять как коэффициент вариации концентрации в системе:

$$I = C = \frac{\sqrt{\sigma^2}}{\Theta} \tag{18}$$

$$\sigma^2 = \lim_{N\to\infty} \frac{1}{N} \sum_{i=1}^{N} (c_i - \Theta)^2 \tag{19}$$

На практике достаточно некоторого количества проб из разных частей смеси, чтобы получить s^2, близкое к предельному значению σ^2. Если известна дисперсия аналитического метода, действительная дисперсия смеси равна:

$$\sigma^2 = \sigma^2_{\text{измер.}} - \sigma^2_{\text{аналит.}}$$

Интенсивность разделения зависит от объема пробы. Если объем пробы намного меньше r^3, то величина c_i в каждой пробе опре-

деляется вероятностью нахождения компонента в точке, из которой взята проба. Расчетное квадратичное отклонение при этом зависит от числа частиц в пробе, вероятности нахождения меньшего компонента в точке и от распределения этой вероятности по объему системы. Если объем пробы порядка r^3 или больше, квадратичное отклонение концентрации зависит только от числа полос, заключенных в объеме пробы, и уменьшается с увеличением числа полос. Этот эффект обусловливается процессом усреднения, протекающим независимо от числа полос в пробе. Количественно этот эффект рассмотрен в Приложении 2.

Можно предположить, что интенсивность разделения будет уменьшаться по мере улучшения качества смеси. Однако минимально возможная величина ее не равна нулю, а зависит от числа частиц в пробе и доли наименьшего компонента:

$$I_{\text{случ.}} = C_{\text{случ.}} = \frac{\sqrt{\sigma^2}}{\Theta} = \sqrt{\frac{1-\Theta}{n\Theta}} \qquad (20)$$

Асимптотическая величина интенсивности разделения при смешении, продолжающемся неограниченно долго, равна $I_{\text{случ.}}$, и следует ожидать, что экспериментально полученные значения будут колебаться вокруг этой асимптоты с χ^2-распределением.

Во многих работах[6, 12, 14, 18] приведены некоторые другие способы измерения интенсивности разделения, однако выражение этой величины через коэффициент вариации обеспечивает такое описание разброса данных вокруг средней величины (в процентах), которое имеет физический смысл во всех приложениях.

Отрицательные значения величины интенсивности разделения невозможны.

Идеальный процесс смешения

Смешение охватывает настолько большой круг разнообразных материалов и различных типов смесителей, что получение основных закономерностей процесса смешения обобщением лишь нескольких отдельных видов смешения крайне затруднено. Однако ряд исследований, проведенных в последнее время, позволил наметить пути развития обобщенной теории идеального процесса смешения, пользуясь которой, можно решить любую частную задачу, вводя дополнительно характерные для данного случая особые факторы. Отдельные элементы общей теории хорошо освоены, другие—требуют дальнейшего изучения.

Целью процесса смешения является достижение определенного пространственного распределения частиц каждого компонента в некотором объеме путем изменения первоначального распределения.

В идеальном случае система рассматривается как континуум (сплошная среда), деформирующийся в результате течения. В первом приближении предполагается, что диффузия отсутствует.

Ниже показано, что исходная ориентация поверхностей контакта смешиваемых компонентов относительно направления течения в системе имеет первостепенное значение. Деформация сплошной среды под действием деформаций сдвига и растяжения приводит к увеличению общей площади поверхностей контакта между компонентами, а следовательно,и к увеличению степени разделения, т. е. к уменьшению средней толщины полос в системе. Деформирование в системе продолжается до тех пор, пока толщина полос не становится достаточно малой по отношению к линейным размерам емкости, в которой находится исследуемая смесь. Тогда смешение можно считать законченным.

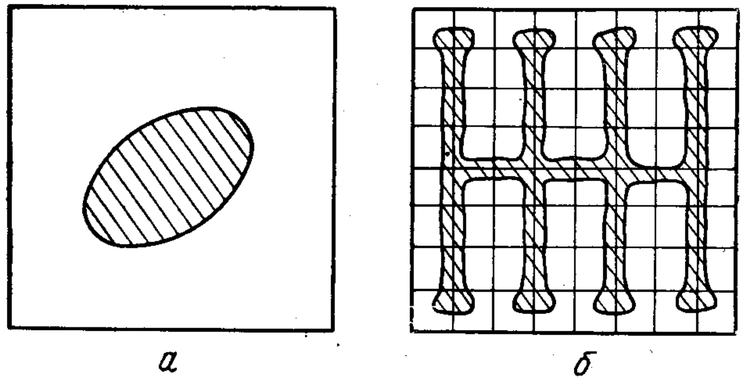
Если отсутствуют данные о диффузии и в результате смешения необходимо получить статистически беспорядочное распределение компонентов в объеме, толщина полос должна быть доведена до величины порядка размеров частиц. Если известен коэффициент диффузии в системе, то можно рассчитать минимальную толщину полос, до которой необходимо производить смешение для того, чтобы заданная степень смешения достигалась за счет диффузии.

Изложенные выше соображения применимы ко всем смешиваемым системам—твердым, жидким и газообразным. В расплавах термопластичных смол скорость диффузии красителей и броуновское движение пигментов и наполнителей по своей абсолютной величине могут быть незначительными, но в случае достаточно малой толщины полос скорость диффузии может оказаться достаточно большой. При смешении сыпучих твердых тел отдельные частицы претерпевают беспорядочное движение друг относительно друга, когда массы частиц сдвигаются или деформируются; это беспорядочное движение указывает на то, что при смешении твердых веществ наблюдается процесс, сходный с диффузией, и что общая теория смешения применима к таким системам.

Рассмотрим простой пример смешения. Исходная ориентация материала показана на рис. 3,2, *а*. В результате смешения требуется получить расположение, показанное на рис. 3,2, *б*, при указанных на рисунке размерах элементов объема (сетка). При смешении площадь поверхностей раздела увеличивается так, что проходит через каждый элемент объема системы. Количества материалов двух типов в каждом элементе объема находятся в том же отношении, что и в системе в целом. Таким образом, наиболее важными являются следующие три фактора: 1) значительное увеличение поверхностей контакта компонентов при смешении;

2) распределении поверхностей контакта по всему объему системы; 3) сохранение общего отношения компонентов в каждом элементе объема.

Первый фактор количественно рассматривается на стр. 139. Второй фактор можно приближенно оценить по исходной ориентации поверхностей контакта относительно направления потока



а *б*

Рис. 3,2. Простейший пример смешения.

в системе. Третий фактор определяется с наименьшей точностью. При оценке этого фактора предполагается, что при большом количестве элементов, содержащих поверхности раздела в пределах рассматриваемого объема, отклонение отношения объемов компонентов от их отношения во всей смеси пренебрежимо мало. Пример, показанный на рис. 3,2, носит чисто иллюстративный характер, так как не существует способа придания компонентам в смеси точно заданной конфигурации.

Роль увеличения площади поверхностей контакта была выявлена в предыдущих разделах. Количественные расчеты увеличения площади поверхности под действием сдвиговых и растягивающих деформаций при смешении системы приводятся в Приложении А. Поверхность раздела, увеличившаяся под влиянием сдвиговых усилий, может быть рассчитана по формуле[17]:

$$S = S_0 \sqrt{1 - 2M \cos\alpha_x \cos\alpha_y + M^2 \cos^2\alpha_x} \qquad (21)$$

где S—площадь поверхности раздела после сдвига;
S_0—начальная площадь поверхности раздела;
M—величина деформации сдвига $= du_x^*/dy$;
$\cos\alpha_x$, $\cos\alpha_y$—направляющие косинусы исходной поверхности контакта относительно системы координат, определяемой направлением сдвига.

Увеличение поверхности раздела под влиянием растягивающей деформации может быть рассчитано по формуле:

$$S = S_0 \sqrt{\frac{\cos^2\alpha_x}{X^2} + \frac{\cos^2\alpha_y}{Y^2} + \frac{\cos^2\alpha_z}{Z^2}} \qquad (22)$$

где X, Y, Z—отношение расстояния между точками до деформации к расстоянию между теми же точками после деформации в направлении соответствующих осей координат:

$$\left\{\frac{du_x^*}{dx}, \quad \frac{du_y^*}{dy}, \quad \frac{du_z^*}{dz}\right\}$$

Так как исходная поверхность не является плоской, а имеет сложную форму, то сначала следует разбить ее на малые участки, которые можно было бы рассматривать как плоские, и суммировать полученные результаты. Если течение смеси во всем рабочем объеме смесителя—сложное, то процесс может быть разбит на ряд процессов каждый из которых следует рассматривать как чистый сдвиг или как чистое растяжение, причем начальное состояние ориентации каждого данного процесса является результатом предыдущего процесса.

Если элемент системы подвергается сдвигу со скоростью du/dr и одновременно поперечному перемещению на расстоянии L со скоростью u, то общая деформация сдвига будет равна:

$$M = \int_0^L \frac{du/dr}{u}\, dl \qquad (23)$$

Таким образом, при вычислении общей деформации сдвига необходимо знать профиль скоростей в поперечном сечении системы.

Ранее было показано, что среднее значение толщины полос r является мерой степени разделения при неслучайном распределении компонентов смеси. Средняя толщина полос связана с отношением площади поверхностей контактов к общему объему системы следующим уравнением:

$$r = \frac{2}{S/V} = \frac{2}{(S/S_0)(S_0/V)} \qquad (24)$$

Отношение исходной поверхности к объему (S_0/V) вычисляется из первоначальной ориентации, которая может быть точно определена; отношение конечной и начальной поверхности (S/S_0),

как это было показано выше, также можно рассчитать, если известен характер течения массы в системе. Следовательно, можно определить и среднюю толщину полос. Для данной системы толщина полос, рассчитанная таким образом, сравнивается с некоторым эталоном, характеризующим готовую, пригодную для использования смесь. Наоборот, зная требуемую толщину полос и начальную ориентацию компонентов, можно подсчитать необходимую величину деформации сдвига и сконструировать соответствующий смеситель.

Выше указывалось, что диффузия является процессом, только способствующим достижению полного статистического беспорядка в смешиваемой системе. В определенных типах смесителей с заданной начальной ориентацией компонентов смешение происходит только за счет диффузии. Это было показано[12] на примере вращающегося вокруг горизонтальной оси цилиндра, в котором два компонента первоначально располагались в противоположных концах. При известном коэффициенте диффузии скорость уменьшения интенсивности разделения можно вычислить, зная геометрию исходной системы и пользуясь уравнениями диффузии. По аналогии с расчетами для теплопроводности в твердых телах для расчета диффузии в случае простых геометрических условий можно использовать специальные таблицы (Генри—Лурье, Готтель)[13]. Однако в промышленных смесителях диффузия обычно протекает крайне медленно ввиду больших объемов перемешиваемых компонентов.

В тех случаях, когда наблюдается одновременно и диффузия, и увеличение площади внутренней поверхности при сдвиге и растяжении, обычный количественный анализ сопряжен с очень большими трудностями. Один из методов, дающий полуколичественное решение этой задачи, основан на предположении, что средняя толщина полос обратно пропорциональна времени смешения. Вычисление времени смешения, необходимого для достижения определенной интенсивности разделения I_D, приведено в Приложении 2. Время смешения в системе с данной скоростью сдвига $[(du/dr)_{\text{средн.}}]$ определяется по уравнению:

$$t_M = \sqrt[3]{\frac{3V^2 \ln\left(\frac{\sqrt{2}\sin\Theta\pi}{I_D\Theta\pi}\right)}{\pi^2 D_V S_0^2 \left[\left(\frac{du}{dr}\right)_{\text{средн.}} \cos\alpha_x\right]^2}} \qquad (25)$$

Наибольший коэффициент использования смесителя получается при оптимальном ориентировании исходной поверхности контакта относительно направления потока в системе. Обычно[17] это

соответствует условию $\cos\alpha_x = 1$. Конструктор чаще всего не знает, как эксплуатационник будет ориентировать компоненты смеси в начале процесса. Поэтому он должен проектировать смеситель так, чтобы был обеспечен такой характер течения, при котором время смешения не зависело бы от расположения наименьшего компонента в смесителе в том случае, если доля его в системе очень мала. Это решение не всегда обеспечивает максимальный коэффициент полезного действия при тех ориентациях, которые используются на практике. Он может быть повышен, если исходная ориентация компонентов точно определена и указана до начала конструирования смесителя.

Смешение системы происходит в результате вынужденного относительного движения компонентов в пределах системы вследствие деформации сдвига или растяжения. При этом, естественно, совершается относительное движение границ системы, иногда под действием гравитационных сил. Таким образом, очевидно, что движение в любой точке системы непосредственно связано с перемещением границ системы и зависит от реологических характеристик материала в каждой точке системы. Например, частицы очень вязкой смолы, регулярно распределенные в жидкости с очень низкой вязкостью, не деформируются, несмотря на то, что смола в массе может деформироваться. Но если частицы высокой вязкости не могут быть деформированы, то невозможно увеличить поверхность контакта и никаких качественных изменений смеси не произойдет. При конструировании смесителя необходимо учитывать физические характеристики смешиваемых компонентов. В рассмотренном примере необходимо, чтобы весь материал в течение некоторого времени был пропущен через достаточно малые зазоры.

В производстве пластических масс особый интерес представляет такая начальная ориентация компонентов, которая может быть охарактеризована как статистически беспорядочная смесь гранул[15]. Такую смесь получают путем перемешивания гранул двух компонентов. Получившаяся смесь пластицируется и деформируется во вторичном смесительном устройстве, например в шприцмашине или на вальцах. Расчет среднего значения толщины полос для этого случая дан в Приложении С. Средняя толщина полос r определяется по формуле:

$$r = \frac{L_1}{M\Theta} \qquad (26)$$

Это выражение дает количественную связь между практически используемыми величинами:

1) Чем больше начальная степень неоднородности L_1, тем больше должна быть интенсивность смешения (большая величина M).

2) Чем меньше требуемая средняя толщина полос r, тем больше должна быть интенсивность смешения.

3) Чем меньше объем компонента, взятого в меньшем количестве θ, тем больше должна быть интенсивность смешения. Труднее смешать малое количество с большим количеством материала, чем материал с соотношением компонентов 50 : 50.

Поскольку исходная смесь рассматривалась как смесь со случайным распределением компонентов, среднее значение r должно быть меньше того значения, которое соответствует заданной средней концентрации. Это уменьшает вероятность появления полос больше заданной толщины, что достигается введением в расчет величины деформации сдвига коэффициента надежности.

Принципиальные отклонения от предпосылок, на которых основана общая теория смешения, появляются при смешении сыпучих твердых материалов. Если твердые материалы имеют различные размеры частиц, форму, плотность, поверхность или они подвержены различному воздействию электростатических сил, то применение обычного уравнения диффузии невозможно. В этих случаях теория смешения должна быть дополнена экспериментальными данными.

Периодический процесс смешения

Периодический процесс смешения (смешение в замкнутой емкости) состоит в распределении всех компонентов исходной системы по всему объему системы так, чтобы процентное соотношение компонентов в пределах любого элемента объема данного размера, взятого из системы, отклонялось от общего соотношения компонентов в системе в целом лишь на допустимо малую величину. Процесс осуществляется при относительном движении границ системы за период времени, достаточный для получения «хорошей» смеси. Этот период времени называется «временем смешения».

Решающее значение имеет первоначальная ориентация поверхностей раздела компонентов, подлежащих смешению, относительно направления потока в смесителе. В некоторых образцах смесителей время смешения может быть значительно уменьшено при соответствующем первоначальном размещении компонентов. Это размещение должно обеспечивать максимальную скорость увеличения поверхностей раздела. В этом случае быстрее уменьшается толщина полос, сокращается расстояние, которое проходят частицы при диффузии, и увеличивается число полос в любой пробе. При конструировании смесителя необходимо обеспечить такой характер течения в нем, чтобы время смешения было одинаковым для любого исходного размещения компонентов[9]. Это достигается в том случае, если характер течения обеспечивает постоянство времени смешения для очень малой доли меньшего компонента (предположим 0,01) независимо от его начального положения в системе. Если исходная ориентация заранее учтена конструктором, тогда могут быть найдены условия течения, обеспечивающие минимальное время смешения.

Определенные типы смесителей, например цилиндрические вальцы и вращающиеся барабаны, создают поток с замкнутым циклом. Исходная ориентация в таком смесителе должна обеспечивать совпадение средней концентрации по любой линии тока со средней концентрацией в системе в целом. Если это условие не выполнено, частица должна диффундировать на большие расстояния, что сопровождается замедлением процесса смешения. Практически смешение ускоряется путем периодической переориентации материала в смесителе в процессе смешения.

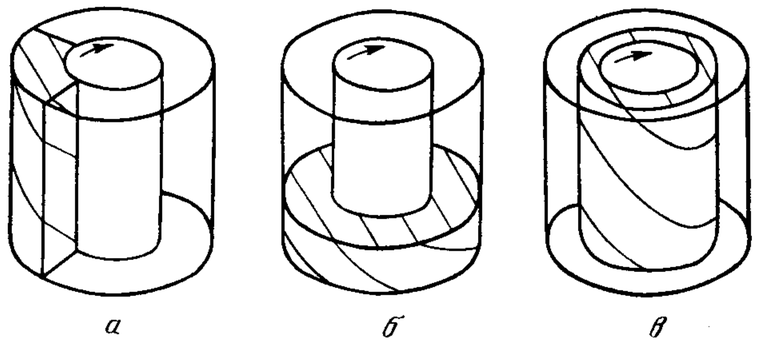


Рис. 3,3. Значение начальной ориентации.

Примером простого смесителя с замкнутым объемом является ротационный вискозиметр, схема которого дана на рис. 3,3. Сначала рассмотрен случай, когда материал размещен так, как показано на рис. 3,3 *а*. При ориентации координатной системы в направлении, указанном стрелкой, $\cos\alpha_x=1$. Поэтому в результате деформаций сдвига при вращении цилиндра быстро увеличивается площадь поверхностей контакта. На рис. 3,3 *б* и 3,3 *в* показаны исходные ориентации, при которых $\cos\alpha_x=0$, и, следовательно, сдвиг не вызывает никакого увеличения площади поверхности контакта. При таких ориентациях смешение может осуществляться только за счет диффузии, которая протекает сравнительно медленно. Любой, сколь угодно малый элемент объема остается на одном и том же расстоянии от основания и от поверхности цилиндра в процессе сдвига. Каждый элемент движется вокруг цилиндра по замкнутой траектории. Таким образом, одинаковые средние концентрации по любой замкнутой траектории достигаются только при начальном расположении компонентов в форме секторов (рис. 3,3 *а*).

Непрерывный процесс смешения

Непрерывный процесс смешения—это процесс, в котором смешиваемый материал загружается в рабочий объем смесителя в одном месте, а продукт смешения извлекается в другом. Загрузка материала и его извлечение могут осуществляться непрерывно или периодически. Но в любом случае рабочий объем смесителя всегда до какой-то степени загружен материалом в противоположность процессу смешения в замкнутом объеме. При непрерывном процессе смешения обычно решают следующие две задачи:

1) Компоненты по отдельности вводятся в смеситель с определенной скоростью; при этом необходимо, чтобы соотношение компонентов в смеси в пределах пробы определенного объема в каждой точке на выходе из системы было достаточно близким к соотношению компонентов в смеси в целом.

2) В смеситель загружаются компоненты, взятые в некотором отношении, которое меняется со временем; при этом требуется уменьшить флуктуации среднего значения концентрации во времени на выходе из смесителя.

Эти две задачи являются совершенно разными, и их решение приводит к различным принципам конструирования и анализа. Поэтому в каждом отдельном случае необходимо точно определить цель операции смешения. Иногда требуется одновременное решение этих задач.

В первом случае концентрация в пробе определенного объема в поперечном сечении на входе сильно варьирует от точки к точке. Цель смешения заключается в том, чтобы обеспечить снижение этих вариаций концентрации в поперечном сечении на выходе из смесителя до пренебрежимо малых значений. Это достигается деформацией массы материала—относительным движением границ системы по мере прохождения материала от входа к выходу. Границы раздела компонентов в начале процесса должны быть так ориентированы относительно направления потока, чтобы при прохождении через смеситель поверхность каждого элемента объема значительно увеличивалась, а для этого необходимо пересечение этих поверхностей всеми линиями тока при прохождении в смесителе. Оптимальные условия течения достигаются тогда, когда каждый поступающий в смеситель элемент объема подвергается одинаковой деформации сдвига, причем направление деформации каждого элементарного объема оптимально относительно исходного расположения компонентов и не изменяет знака во все время смешения.

Из общих условий, характеризующих течение системы, и по начальной точке движения элемента при ламинарном течении

можно рассчитать траектории каждого элемента объема. Ламинарное течение возникает при смешении очень вязких жидкостей. В большинстве случаев смешения твердых сыпучих материалов течение также можно рассматривать как ламинарное. Анализ процесса лучше всего начать с определения величины деформации сдвига, получаемой элементами в точках, расположенных в поперечном сечении при входе. Величина сдвига рассчитывается по скоростям движения в поперечных сечениях при условии, что скорости должны быть известны для каждой точки системы. Зная исходную ориентацию поверхностей раздела, сдвиговые и растягивающие деформации при входе и выходе, можно рассчитать толщину полос в каждой точке поперечного сечения смеси при выходе из смесителя. Эти толщины, заданные как функция времени пребывания системы в смесителе, и коэффициент диффузии определяют момент окончания смешения. По относительной величине толщины полос в любой точке материала, выходящего из смесителя, можно определить качество смеси путем сравнения с некоторым эталонным продуктом. Постоянство толщины полос в каждой из этих точек дает возможность определить коэффициент полезного действия смесителя.

Пример такого расчета приведен в Приложении D для случая, когда чередующиеся диски материалов пропускаются через трубу в условиях ламинарного течения. На основании расчета следует, что толщина полос значительно уменьшается в сечении на выходе и зависит от типа материала и требуемой степени перемешивания. Расчет такой простой системы дает представление о трудностях анализа более сложных условий течения.

Второе назначение смесителей—это выравнивание флуктуаций концентрации одного из входящих компонентов. При решении этой задачи предполагалось[7], что концентрация одного из вводимых компонентов является случайной функцией времени, а отношение дисперсий концентрации на выходе и входе можно рассчитать, используя нормализованную автокорреляцию концентрации при входе и распределение времени пребывания в смесителе:

$$\frac{\sigma_0^2}{\sigma_i^2} = \frac{\overline{\delta_o^2(t)}}{\overline{\delta_i^2(t)}} = 2\int_{\tau=0}^{\infty}\int_{t=0}^{\infty}\Phi_{ii}(\tau)\,E(t)\,E(t+\tau)\,dt d\tau \qquad (27)$$

где $E(t)$—распределение времен нахождения компонента в смесителе;

$\Phi_{ii}(\tau)=\dfrac{\overline{\delta_i(t)\delta_i(t+\tau)}}{\overline{\delta_i^2(t)}}$—нормализованная автокорреляция флуктуаций на входе в смеситель;

δ_i, δ_o—отклонение от средней концентрации соответственно на входе и выходе.

Нормализованная автокорреляция флуктуации на входе характеризует время, в течение которого наблюдаются отклонения от средней концентрации. Прежде чем приступить к конструированию смесителя с заданной величиной уменьшения вариации концентраций, необходимо установить вид этой функции. Распределение времен нахождения в смесителе зависит от характера течения и рабочего объема смесителя. Это распределение может быть получено экспериментально с помощью меченых атомов на существующих установках или моделях или путем расчета, если известны параметры течения в системе[5]. Пример расчета простого случая, представляющего практический интерес, приведен в Приложении Е.

Подобная задача возникает при определении времени, необходимого для очистки смесителя непрерывного типа, т. е. времени, в течение которого концентрация ранее перерабатывавшегося материала остается большей, чем это допускают требования к чистоте перерабатываемого материала. Распределение времен нахождения материала в смесителе показывает, как изменяется концентрация со временем. Время, необходимое для очистки, зависит от характеристик исходного и полученного материала и определяется теми требованиями, которые в каждом отдельном случае предъявляются к материалу при его использовании (например, очистку от черных материалов производить труднее, чем от светлых). Кроме того, для эксплуатационных характеристик готовых изделий иногда может оказаться наиболее существенным не концентрация постороннего материала, а места, в которых он содержится.

Мощность, расходуемая при смешении

На основании рассмотренной выше общей теории смешения можно определить мощность, требуемую для осуществления этого процесса. Выведенные ранее соотношения позволяют вычислить величину деформации сдвига, необходимую для получения требуемой толщины полос, исходя из начального расположения компонентов. По этим данным и реологическим характеристикам компонентов (зависимости скорости сдвига от напряжения сдвига) можно рассчитать требуемую мощность для заданного времени смешения.

Удельная мощность (мощность, отнесенная к единице объема) равна произведению напряжения сдвига на скорость сдвига:

$$\frac{dF}{dV} = \tau \left(\frac{du}{dr} \right) \tag{28}$$

Большинство производственных установок рассчитано на определенные скорости сдвига. Так как напряжение сдвига τ может

меняться со временем (процессы в замкнутых объемах) или с изменением расположения материала в смесителе (непрерывное смешение), общая мгновенная мощность определяется интегрированием по объему системы.

Рассмотрим процесс смешения в замкнутом объеме. Время смешения—t_M, величина сдвига —M. Предположим, что скорость сдвига постоянна в любой точке системы, тогда:

$$\frac{du}{dr} = \frac{M}{t_M} \tag{29}$$

Соотношение между скоростью и напряжением сдвига в материале дается уравнением:

$$\tau = K \left(\frac{du}{dr} \right)^n \tag{30}$$

Подставив это выражение в уравнение (28), можно найти мощность:

$$P = K \left(\frac{du}{dr} \right)^{n+1} V = KV \left(\frac{M}{t_M} \right)^{n+1} \tag{31}$$

где K вычисляется для данных конкретных условий.

Для сыпучих твердых материалов процесс обработки не влияет на величину K и потребляемая мощность не меняется во времени. Для вязких жидкостей, однако, работа системы приводит к повышению температуры; в связи с этим уменьшается K и понижается потребляемая мощность.

Рассмотрим процесс непрерывного смешения. Известны объем системы—V, расход материала (жидкого) в единицу времени—q и деформация сдвига—M. Если все элементы материала характеризуются одним и тем же временем пребывания в системе и если скорость сдвига одна и та же в любой точке рабочего объема смесителя, значение этой скорости можно определить из уравнения:

$$\frac{du}{dr} = \frac{Mq}{V} \tag{32}$$

Если реологические свойства материала описываются уравнением (30), а величина K—постоянна по всему объему смеси (сыпучий твердый материал или изотермически смешиваемые вязкие жидкости), то можно вычислить мощность:

$$P = \frac{KM^{n+1} q^{n+1}}{V^n} \tag{33}$$

При неизотермическом смешении вязких жидкостей интегрирование по объему системы возможно в том случае, если известно распределение температуры в системе.

Общая мощность, необходимая для смешения,—минимальна при адиабатическом протекании процесса смешения.

Если тепло отводится из системы, то мощность на валу при смешении материалов высокой вязкости должна быть увеличена. В то же время, если тепло подводится к системе, мощность на валу понижается, а общая требуемая мощность увеличивается, что обусловлено повышением температуры смеси на выходе.

Приведенный расчет дает минимальное значение величины мощности, необходимой для достижения желаемого результата. В действительности требуется большая мощность. Это является результатом неизбежных отклонений от указанных выше условий: 1) скорость сдвига постоянна в любой точке системы; 2) сдвиг происходит в одном направлении; 3) каждый элемент материала остается в смесителе непрерывного типа одинаковое время. При конструировании смесителей следует возможно более строго выполнять эти условия. Мерой экономичности работы смесителя является коэффициент полезного действия:

$$\eta_P = \frac{\text{Теоретическая мощность}}{\text{Фактически потребляемая мощность}} \qquad (34)$$

Данные, необходимые для расчета процесса смешения

Ниже приводятся четыре основные категории данных, необходимых для расчета процесса смешения.

1) Должны быть известны физические свойства смешиваемых компонентов; размеры частиц каждого компонента; являются ли размеры, форма частиц и плотности компонентов в достаточной степени сравнимыми для того, чтобы необходимое время смешения и интенсивность разделения были минимальными; совместимы ли жидкие компоненты в пределах необходимых концентраций; являются ли вязкости обоих компонентов достаточно близкими при данных температурах; являются ли реологические характеристики подходящими при всех возможных концентрациях; коэффициент диффузии системы.

2) Должны быть известны условия течения в пределах рассматриваемого объема системы: является ли течение ламинарным или турбулентным; установившееся ли течение; можно ли описать скорости в каждой точке системой уравнений; существуют ли замкнутые линии тока; каково направление сдвига в системе (одно направление или имеет место возвратно-поступательное движение); распределение времен пребывания в смесителе непрерывного действия.

3) Должна быть известна исходная ориентация компонентов: возможен ли выбор исходного расположения компонентов или

он обусловлен предыдущими этапами обработки; пересекаются ли компоненты всеми линиями тока; расположены ли поверхности контакта наиболее удобно для быстрого их увеличения при деформациях сдвига.

4) Должны быть тщательно установлены требования к свойствам готовой смеси: объем пробы, в которой определяются параметры смеси, допустимые отклонения параметров смеси в пределах пробы данного объема, величина ошибок измерений.

Диспергирование

Диспергированием называется процесс, при котором происходит значительное изменение физических характеристик двух или более компонентов смеси.

В качестве примера рассмотрим процесс введения наполнителя в смолу. Сначала наполнитель существует в виде твердого сыпучего материала либо в виде частиц, распределенных в какой-либо жидкой среде; в результате диспергирования должна быть получена однородная суспензия наполнителя в смоле.

Диспергирование обычно проводят в две стадии. Первая стадия—введение твердого наполнителя в массу смолы. Вторая стадия—деагломерация (измельчение и распределение или растворение твердого наполнителя до получения заданного продукта).

При введении твердого материала в смолу ее необходимо размягчить нагреванием; это способствует обволакиванию комков твердого наполнителя смолой. Воздух, попадающий в смолу с комками наполнителя, удаляется либо специальными способами, либо в результате диффузии через смолу. Это удаление ускоряется деформациями сдвига, нагреванием и давлением. Чем меньше комки наполнителя перед диспергированием, тем меньше возможность захвата инородной среды. Комки твердого наполнителя должны быть тщательно измельчены и хорошо распределены по объему до начала процесса введения в смолу. Если смола смачивает наполнитель, скорость диффузии инородной среды неизбежно повышается по мере увеличения площади поверхности; таким образом, поверхностно-активные вещества способствуют удалению посторонней среды. Введение красителей в смолу происходит легче, чем твердого наполнителя, благодаря диффузии, ускоряющей этот процесс. Частицы должны быть как можно мельче, чтобы обеспечить наиболее полное растворение за время обработки.

Деагломерация или растворение твердых веществ в смоле значительно ускоряется в результате деформаций сдвига. Частицы твердых веществ удерживаются в комках поверхностными или электростатическими силами (или теми и другими вместе). Эти

силы могут быть преодолены приложенными механическими силами. С увеличением скоростей сдвига напряжения сдвига возрастают, пока смола сохраняет способность деформироваться. Поскольку в большинстве производственных установок напряжения сдвига изменяются в зависимости от расположения материала в смесителе, важно знать, при каком характере течения весь обрабатываемый материал в процессе обработки пройдет через область максимального напряжения.

Деагломерация твердых ингредиентов проходит наиболее интенсивно при первоначальном перемешивании смолы, содержащей 30—70% твердого наполнителя. В этом случае мощность используется более эффективно, так как сдвигу подвергаются небольшие объемы смолы. Кроме того, локальное поле напряжений у комков твердого наполнителя может быть намного выше, чем среднее по объему, благодаря тому, что комки материала движутся вдоль смежных линий тока. Полученный концентрат может быть «разбавлен» соответствующим количеством смолы—так называемое смешение с применением маточных смесей (master-batching).

Растворение твердых веществ (красителей) ускоряется деформациями сдвига благодаря постепенному сокращению расстояний между агломератами твердого наполнителя и улучшению условий диффузии. В этих случаях целесообразно использовать концентрат, так как красители обычно применяются в количествах значительно меньших, чем требуется для насыщения раствора.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

УВЕЛИЧЕНИЕ ПОВЕРХНОСТИ КОНТАКТА ПРИ ДЕФОРМАЦИЯХ СДВИГА И РАСТЯЖЕНИЯ

Деформации сдвига. Предположим, что элемент плоской поверхности совпадает с началом прямоугольной системы координат. Положение этого элемента в пространстве определяется двумя из трех направляющих косинусов нормали к поверхности элемента. Рассмотрим единицу поверхности, площадь которой характеризуется нормальным вектором (рис. 3,4):

$$\mathbf{N} = \cos\alpha_x\mathbf{i} + \cos_y\alpha\,\mathbf{j} + \cos\alpha_z\mathbf{k}$$

где $\mathbf{N}$—единичный вектор, нормальный к поверхности;

$\cos\alpha_x$, $\cos\alpha_y$, $\cos\alpha_z$—направляющие косинусы нормали;

$\mathbf{i}$, $\mathbf{j}$, $\mathbf{k}$—единичные векторы соответственно в направлении осей x, y, z;

$$\cos^2\alpha_x + \cos^2\alpha_y + \cos^2\alpha_z = 1$$

Рассмотрим теперь два вектора в плоской поверхности, один из которых лежит также в плоскости x—z(а), а другой в плоскости x—y(**b**).

Уравнения этих векторов можно записать следующим образом:

$$\mathbf{a} = A_1\mathbf{i} + 0\mathbf{j} + A_3\mathbf{k} \qquad (A1)$$

$$\mathbf{b} = B_1\mathbf{i} + B_2\mathbf{j} + 0\mathbf{k} \qquad (A2)$$

где A_1, A_3, B_1 и B_2—константы, определяемые соотношениями:

$$\mathbf{Na} = 0$$

$$\mathbf{Nb} = 0$$

$$\mathbf{ab} = \mathbf{N}$$

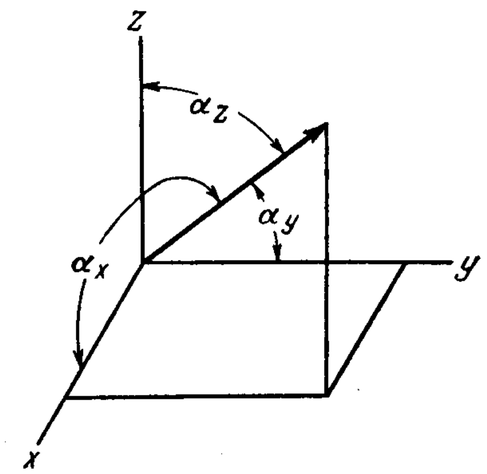


Рис. 3,4. Вектор в прямоугольной системе координат.

Этим уравнениям удовлетворяют следующие два вектора:

$$\mathbf{a} = \frac{\cos\alpha_z}{\sqrt{\cos\alpha_x}}\mathbf{i} + 0\mathbf{j} - \sqrt{\cos\alpha_x}\,\mathbf{k} \qquad (A3)$$

$$\mathbf{b} = -\frac{\cos\alpha_z}{\sqrt{\cos\alpha_x}}\mathbf{i} + \sqrt{\cos\alpha_x}\,\mathbf{j} + 0\mathbf{k} \qquad (A4)$$

Пусть вектор $\mathbf{u}^*$ характеризует смещение точки с координатами x, y, z в новое положение с координатами x', y', z' при деформации рассматриваемой системы. Величину деформации сдвига в вязкой среде обозначим через $M = du_x^*/dy$.

Если $\mathbf{u}^* = 0$ в начале координат, то $\mathbf{u}_x^* = My\mathbf{i}$, и это вектор добавляется к **a** и **b** для получения векторов в плоскости поверхности после деформации (**a**′, **b**′). Вектор **a** не изменяется, так как плоскость x—z не деформируется при сдвиге:

$$\mathbf{b}' = \mathbf{b} + \mathbf{u}_x^* = \mathbf{b} + My\mathbf{i} = \left(M\sqrt{\cos\alpha_x} - \frac{\cos\alpha_y}{\sqrt{\cos\alpha_x}}\right)\mathbf{i} + \sqrt{\cos\alpha_x}\,\mathbf{j} + 0\mathbf{k}$$

Отношение площади поверхности раздела после деформации к площади поверхности раздела до деформации выражается:

$$\frac{S}{S_0} = \frac{|\mathbf{a}' \times \mathbf{b}'|}{|\mathbf{a}\times\mathbf{b}|} = \frac{|\cos\alpha_x\mathbf{i} + (\cos\alpha_y - M\cos\alpha_z)\mathbf{j} + \cos\alpha_z\mathbf{k}|}{1} =$$

$$= \sqrt{1 - 2M\cos\alpha_x\cos\alpha_y + M^2\cos^2\alpha_x} \qquad (A5)$$

Деформации растяжения. Допустим, что начальная поверхность расположена так же, как и в предыдущем случае, векторы **a** и **b** лежат в плоскости поверхности и система подвергается деформации растяжения (рис. 3,5). Коэффициенты удлинения X, Y, Z соответственно вдоль осей x, y, z определяются отношениями:

$$X = \frac{x_2}{x_1} \qquad Y = \frac{y_2}{y_1} \qquad Z = \frac{z_2}{z_1}$$

Если объем не изменяется, то

$$XYZ = \frac{x_2 y_2 z_2}{x_1 y_1 z_1} = 1$$

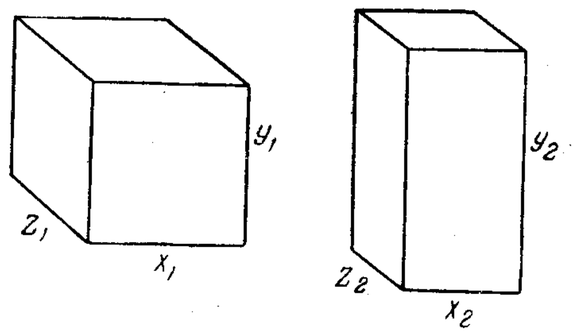


Рис. 3,5. Деформация растяжения.

Деформированные векторы $\mathbf{a}''$ и $\mathbf{b}''$ получаются умножением коэффициентов в выражениях (А3) и (А4) на соответствующие коэффициенты удлинения:

$$\mathbf{a}'' = X\frac{\cos\alpha_z}{\sqrt{\cos\alpha_x}}\,\mathbf{i} + Y0\mathbf{j} - Z\sqrt{\cos\alpha_x}\,\mathbf{k}$$

$$\mathbf{b}'' = -X\frac{\cos\alpha_y}{\sqrt{\cos\alpha_x}}\,\mathbf{i} + Y\sqrt{\cos\alpha_x}\,\mathbf{j} + Z0\mathbf{k}$$

Отношение площади поверхности контакта после деформации к исходной:

$$\frac{S}{S_0} = \frac{|\mathbf{a}'' \times \mathbf{b}''|}{|\mathbf{a} \times \mathbf{b}|} = \frac{|YZ\cos\alpha_x\mathbf{i} + XZ\cos\alpha_y\mathbf{j} + XY\cos\alpha_z\mathbf{k}|}{1} =$$

$$= \sqrt{\frac{\cos^2\alpha_x}{X^2} + \frac{\cos^2\alpha_y}{Y^2} + \frac{\cos^2\alpha_z}{Z^2}} \qquad (A6)$$

Совместное действие деформаций сдвига и растяжения. В случае поочередного воздействия деформаций сдвига и растяжения величины деформации сдвига и коэффициентов удлинения могут быть представлены следующим образом:

Сдвиг	Удлинение	Сдвиг	Удлинение	Сдвиг	Удлинение
M_0	X_0, Y_0, Z_0	M_1	X_1, Y_1, Z_1	M_n	$X_n, Y_n, Z_n,$

Отношение площади поверхности контакта после деформации к исходной:

$$\frac{S}{S_0} = \sqrt{\left(\frac{\cos\alpha_x}{X_0X_1\ldots X_n}\right)^2 + \left[\frac{\cos\alpha_y}{Y_0Y_1\ldots Y_n} - \frac{\cos\alpha_x}{X_0X_1\ldots X_n}\cdot\left(M_0\frac{X_0X_1\ldots X_n}{Y_0Y_1\ldots Y_n} + M_1\frac{X_1\ldots X_n}{Y_1\ldots Y_n} + \ldots + M_n\frac{X_n}{Y_n}\right)\right]^2 + \left(\frac{\cos\alpha_z}{Z_0Z_1\ldots Z_n}\right)^2} \qquad (A7)$$

где $\cos\alpha_x$, $\cos\alpha_y$, $\cos\alpha_z$—направляющие косинусы нормали к исходной поверхности, ориентированной по направлению сдвига.

ПРИЛОЖЕНИЕ В

ОДНОВРЕМЕННОЕ ДЕЙСТВИЕ ДЕФОРМАЦИИ СДВИГА И ДИФФУЗИИ

Рассмотрим прямоугольный параллелепипед объема V; первоначальная длина одного ребра L_0 и площадь грани, перпендикулярной этому ребру,—A_0. Если поверхность увеличивается линейно со временем, то

$$A = A_0(1 + kt)$$

где k—константа (время$^{-1}$);
t—время (рис. 3,6).

При постоянном объеме:

$$L = \frac{V}{A} = \frac{L_0A_0}{A_0(1 + kt)} = \frac{L_0}{(1 + kt)}$$

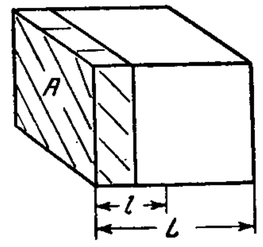


Рис. 3,6. Схема одновременного действия сдвига и диффузии.

Предположим, что оба компонента ориентированы, как показано на рис. 3,6. Относительное расстояние от левой грани параллелепипеда до некоторой точки в объеме

$$x = \frac{l}{L}$$

Уравнение диффузии:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D_V\frac{\partial^2 c}{\partial l^2} = \frac{D_V}{L^2}\cdot\frac{\partial^2 c}{\partial x^2} \qquad (A8)$$

где c—концентрация компонента в точке;
t—время;
D_V—коэффициент диффузии;
l—расстояние от левой грани параллелепипеда до некоторой точки в объеме;
L—длина параллелепипеда;
x—относительное расстояние от левой грани параллелепипеда.

Это отношение ограничено начальными условиями:

$$c = 1 \qquad 0 \leqslant x < \Theta$$
$$c = 0 \qquad \Theta < x \leqslant 1$$

Граничные условия:

$$\frac{\partial c}{\partial x} = 0 \qquad x = 0 \quad x = 1$$

и

$$L = \frac{L_0}{(1 + kt)}$$

Решение этого уравнения имеет вид:

$$(c - \Theta) = \frac{2}{\pi} \sum_{q=1}^{\infty} \exp\left\{\frac{-\pi^2 q^2 D_V [(1 + kt)^3 - 1]}{3L_0^2 k}\right\} \frac{\sin q\,\pi\Theta}{q} \cos q\pi x \qquad \text{(A9)}$$

Средняя величина дисперсии среднего значения доли меньшего компонента Θ равна:

$$\sigma^2 = \frac{\int_0^1 (c - \Theta)^2\, dx}{\int_0^1 dx} = \int_0^1 \left[\frac{2}{\pi} \sum_{q=1}^{\infty} \exp\left\{\frac{-\pi^2 p^2 D_V [(1 + kt)^3 - 1]}{3L_0^2 k}\right\} \times\right.$$

$$\left. \times \frac{\sin q\pi\Theta}{q} \cos q\pi x\right]^2 dx = \frac{2}{\pi^2} \sum_{q-1}^{\infty} \exp\left\{\frac{-2\pi^2 q^2 D_V [(1 + kt)^3 - 1]}{3L_0^2 k}\right\} \frac{\sin^2 q\pi\Theta}{q^2} \qquad \text{(A10)}$$

Если $kt > 1$ (как это бывает обычно) и если

$$\frac{\pi^2 D_V k^2 t^3}{3L_0^2} > 1$$

все члены ряда, за исключением первого, пренебрежимо малы. Частное от деления корня квадратного из дисперсии на Θ дает интенсивность разделения:

$$I = \frac{\sqrt{\sigma^2}}{\Theta} = \sqrt{2} \exp\left\{\frac{-\pi^2 D_V k^2 t^3}{3L_0^2}\right\} \frac{\sin \pi\Theta}{\pi\Theta} \qquad \text{(A11)}$$

Время смешения, необходимое для получения желаемой степени измельчения I_D:

$$t_M = \sqrt[3]{\frac{3L_0^2 \ln\left(\frac{\sqrt{2}\sin\pi\Theta}{I_D\,\pi\Theta}\right)}{\pi^2 D_V k^2}} \qquad \text{(A12)}$$

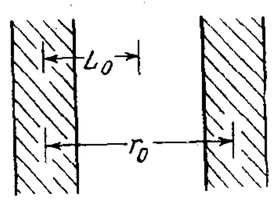


Рис. 3,7. Соотношение размеров системы и толщины полосы.

Приведенный расчет может быть применен к системам, рассмотренным выше, при условии, что $L_0 = {}^1/_2 r_0$, где r_0—первоначальная толщина полос (рис. 3,7).

Выражение для площади поверхности раздела, увеличенной при сдвиге:

$$S = S_0 \sqrt{1 - 2M \cos\alpha_x \cos\alpha_y + M^2 \cos^2\alpha_x} \qquad \text{(A5)}$$

Если M увеличивается с постоянной скоростью, то

$$M = \left(\frac{du}{dr}\right)_{\text{средн.}} t$$

следовательно

$$S = S_0 \sqrt{1 - 2\left(\frac{du}{dr}\right) t \cos\alpha_x \cos\alpha_y + \left(\frac{du}{dr}\right)^2 t^2 \cos^2\alpha_x}$$

Для больших значений $(du/dr)t$ выражение может быть упрощено:

$$S \cong S_0 \left(\frac{du}{dr}\, t \cos\alpha_x\right) \cong S_0 \left(1 + \frac{du}{dr}\, t \cos\alpha_x\right) \cong A_0 (2 + kt)$$

Откуда

$$k = \frac{du}{dr} \cos\alpha_x$$

Полученное решение непосредственно применимо к случаю, когда деформация системы происходит в течение некоторого времени со средним градиентом скорости, и показывает влияние первоначальной толщины полос, градиента скорости и коэффициента диффузии на зависимость интенсивности разделения от

времени. Таким образом, интенсивность разделения уменьшается со временем; время смешения равно:

$$t_M = \sqrt[3]{\frac{3V^2 \ln\left(\frac{\sqrt{2}\sin\Theta\pi}{I_D\,\Theta\pi}\right)}{\pi S_0^2 D_V \left(\frac{du}{dr}\cos\alpha_x\right)^2}} \qquad \text{(A13)}$$

Приведенный расчет предполагает, что размеры взятой пробы всегда малы по сравнению с толщиной полос. Можно показать, что если размеры пробы того же порядка, что и толщина полос, интенсивность разделения меньше:

$$I_D = \frac{|\sin\pi y|}{\pi y}\, I \qquad \text{(A14)}$$

где y—число полос, содержащихся в пробе;
I—интенсивность разделения в уравнении (A11).

ПРИЛОЖЕНИЕ C

ТОЛЩИНА ПОЛОС ПРИ СЛУЧАЙНОМ РАСПРЕДЕЛЕНИИ ЭЛЕМЕНТОВ СМЕСИ

Предположим, что сначала смесь состоит из случайно распределенных элементов кубической формы с ребром L_1; доля наименьшего компонента—Θ; предположим также, что масса размягчается нагреванием. Рассмотрим влияние деформации сдвига на отдельный элементарный куб (рис. 3,8)

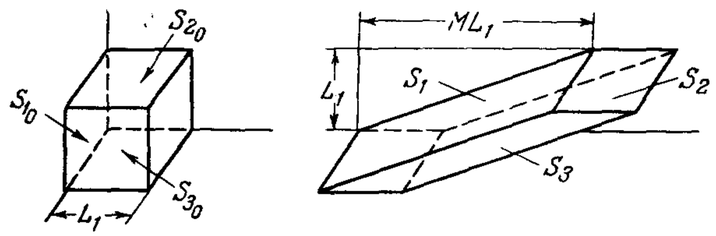


Рис. 3,8. Элементарный куб материала под действием сдвига.

$$S_{1_0} = S_{2_0} = S_{3_0} = S_2 = S_3$$

$$\frac{S_1}{S_{1_0}} = \frac{L_1\sqrt{L_1^2 + (ML_1)^2}}{L_1^2} = \sqrt{1 + M^2} \cong M$$

Отношение площадей конечной и начальной поверхностей контакта:

$$\frac{S}{S_0} = \frac{2(s_1 + s_2 + s_3)}{6s_{1_0}} = \frac{1}{3}\left(\frac{s_1}{s_{1_0}} + \frac{s_2}{s_{2_0}} + \frac{s_3}{s_{3_0}}\right) \cong$$

$$\cong \frac{1}{3}(M + 1 + 1) \cong \frac{1}{3}M \qquad \text{(A15)}$$

Отношение начальной площади поверхности контакта к объему системы:

$$S_0/V = \frac{6L_1^2}{L_1^3/\Theta} = \frac{6\Theta}{L_1} \qquad \text{(A16)}$$

Пользуясь этим выражением, можно получить для средней толщины полос:

$$r = \frac{2}{S/V} \cong \frac{2}{(S/S_0)(S_0/V)} \cong \frac{2}{1/3M \cdot 6\Theta/L_1} = \frac{L_1}{M\Theta} \qquad \text{(A17)}$$

Предполагается, что элементы кубической формы меньшего компонента не соприкасаются друг с другом и, следовательно, решение ограничено условием: $\Theta < 0{,}1$. Начальная ориентация отдельных элементов не должна влиять на конечный результат в тех случаях, когда все три измерения частицы одного и того же порядка.

ПРИЛОЖЕНИЕ D

РАСЧЕТ СМЕШЕНИЯ ПРИ ЛАМИНАРНОМ ТЕЧЕНИИ В СМЕСИТЕЛЕ НЕПРЕРЫВНОГО ДЕЙСТВИЯ

В качестве примера приводится расчет непрерывного процесса смешения при условии ламинарного течения в трубе. Пусть 3 чередующихся диска разных материалов диаметром 2,54 *см* и толщиной 0,254 *см* проходят через трубу диаметром 2,54 *см* и длиной 7,62 *см*. Предполагается, что материал подается в трубу в виде твердого тела, проходит по трубе в виде ньютоновской жидкости и выходит из трубы в виде твердого стержня диаметром 2,54 *см* (рис. 3,9).

На входе и на выходе трубы элементы материала подвергаются растягивающим напряжениям вследствие градиента скоростей в радиальном направлении. В результате внутреннего трения элементы в трубе претерпевают сдвиговые деформации. Процесс смешения для каждого элемента можно разбить на три этапа—растяжение, сдвиг, растяжение.

Скорость на входе:

$$u_0 = \frac{q}{\pi R_0^2}$$

где q—объемный расход материала в единицу времени.

Скорость как функция радиуса в трубе выражается:

$$u_1 = \frac{2q}{\pi R_1^2}\left[1 - \left(\frac{r_1}{R_1}\right)^2\right] = \frac{2q}{\pi R_1^2}(1 - \rho_1^2)$$

где $\rho_1 = r_1/R_1$—приведенный радиус.

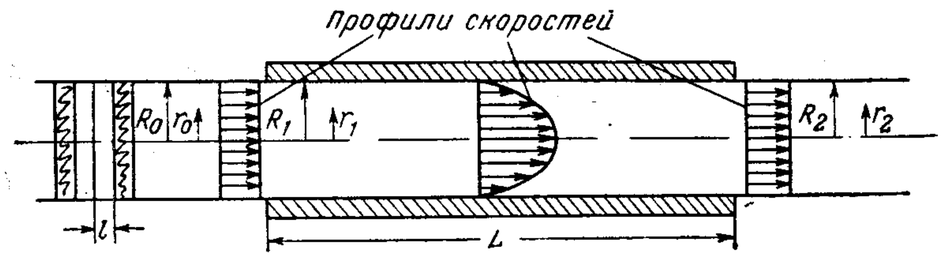


Рис. 3,9. Смешение в простом смесителе—трубе.

Система координат выбирается следующим образом: x—параллельно оси трубы; y—в радиальном направлении; z—по касательной к поверхности коаксиальных цилиндрических слоев.

Так как течение ламинарное, весь материал, поступающий на расстоянии r_0 от оси, проходит через трубу на расстоянии r_1 от оси. Это положение обусловливается соотношением:

$$\frac{q\pi r_0^2}{\pi R_0^2} = \int_0^{r_1} u_1 2\pi r_1 dr_1 = \int_0^{r_1} 2\pi r_1 \left\{\frac{2q}{\pi R_1^2}\left[1 - \left(\frac{r_1}{R_1}\right)^2\right]\right\} dr_1$$

$$\rho_0^2 = \rho_1^2(2 - \rho_1^2)$$

Приведенное соотношение графически представлено на рис. 3,10

Положение элемента на выходе такое же, как и на входе:

$$\rho_0 = \rho_2$$

Деформация растяжения в направлении оси x на входе равна:

$$X_0 = \frac{u_1}{u_0} = \frac{\frac{2q}{\pi R_1^2}(1 - \rho_1^2)}{\frac{q}{\pi R_0^2}} = 2\left(\frac{R_0}{R_1}\right)^2 (1 - \rho_1^2)$$

Растяжение вдоль оси y на входе трубы рассчитывается с учетом того факта, что скорость течения в слое данного радиуса одинакова по всей окружности:

$$\frac{q}{\pi R_0^2} \cdot 2\pi r_0 dr_0 = u_1 2\pi r_1 dr_1 = \frac{2q}{\pi R_1^2}(1 - \rho_1^2)\, 2\pi r_1 dr_1$$

$$Y_0 = \frac{dr_1}{dr_0} = \frac{\rho_0 R_1}{2R_0\rho_1(1 - \rho_1^2)}$$

Растяжение в направлении оси z равно:

$$Z_0 = \frac{2\pi r_1}{2\pi r_2} = \left(\frac{R_1}{R_0}\right)\frac{\rho_1}{\rho_0}$$

Градиент скорости в некоторой точке в трубе:

$$\frac{du_1}{dr_1} = -\frac{2q}{\pi R_1^2}\left(2\frac{\rho_1}{R_1}\right)$$

Деформация сдвига, которой подвергается элемент в трубе:

$$M_1 = \frac{\left(\frac{du_1}{dr_1}\right)L}{u_1} = \frac{-\frac{2q}{\pi R_1^2}\left(2\frac{\rho_1}{R_1}\right)L}{\frac{2q}{\pi R_1^2}(1 - \rho_1^2)} =$$

$$= \frac{-2L\rho_1}{R_1(1 - \rho_1^2)}$$

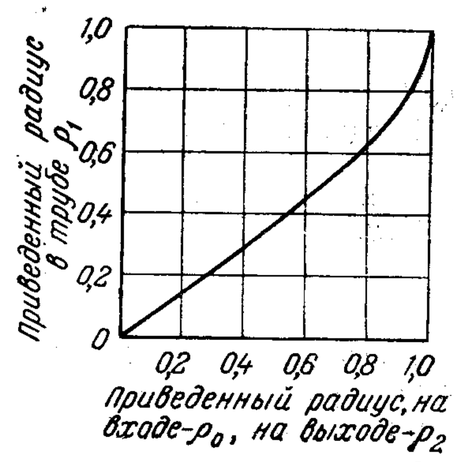


Рис. 3,10. Зависимость приведенного радиуса в трубе от приведенного радиуса на входе и выходе.

Рассчитанные аналогичным путем деформации растяжения на выходе определяются уравнениями:

$$X_1 = \frac{(R_1/R_2)^2}{2(1 - \rho_1^2)}; \qquad Y_1 = \frac{2\rho_1 R_2(1 - \rho_1^2)}{\rho_2 R_1}; \qquad Z_1 = \frac{\rho_2}{\rho_1}\left(\frac{R_2}{R_1}\right)$$

Для исходного положения поверхности раздела относительно направления сдвига:

$$\cos\alpha_x = 1 \qquad \cos\alpha_y = 0 \qquad \cos\alpha_z = 0$$

Из уравнения (A7) следует:

$$\frac{S}{S_0} = \sqrt{\left(\frac{\cos\alpha_x}{X_0X_1}\right)^2 + \left(\frac{\cos\alpha_y}{Y_0Y_1} - \frac{\cos\alpha_x}{X_0X_1}\left[M_1\frac{X_1}{Y_1}\right]\right)^2 + \left(\frac{\cos\alpha_z}{Z_0Z_1}\right)^2} =$$

$$= \sqrt{\left(\frac{R_2}{R_0}\right)^4 + \frac{L^2R_1^4\rho_2^2}{4R_0^4R_2^2(1 - \rho_1^2)^6}}$$

Для данной задачи:

$$R_0 = R_1 = R_2 \qquad L = 6R_1$$

$$\frac{S}{S_0} = \sqrt{1 - 9\frac{\rho_2^2}{(1-\rho_1^2)^6}} \qquad \rho_2^2 = \rho_1^2(2 - \rho_1^2)$$

Отношение начальной площади поверхности раздела к объему равно:

$$\frac{S_0}{V} = \frac{2\pi R_0^2}{2\pi R_0^2 l} = \frac{1}{l}$$

где l—толщина диска.

Следовательно:

$$r = \frac{2}{S/V} = \frac{2}{(S/S_0)(S_0/V)} = \frac{2}{\sqrt{1 + 9\frac{\rho_2^2}{(1-\rho_1^2)^6}} \cdot \frac{1}{l}} = \frac{2l}{\sqrt{1 - 9\frac{\rho_2^2}{(1-\rho_1^2)}}}$$

График зависимости толщины полос от радиуса на выходе трубы представлен на рис. 3,11. Толщина полос на оси не изменяется по сравнению с исходной, в то время как у стенок трубы

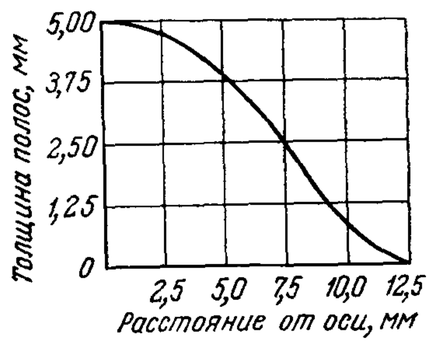


Рис. 3,11. Толщина полос на выходе из трубы в зависимости от расстояния от оси.

она уменьшается до нуля. Для прозрачных материалов или если продукт смешения рассекается на части, смешение может оказаться недостаточным даже на глаз. Для непрозрачных материалов, используемых в виде стержней, такое смешение может быть вполне удовлетворительным.

ПРИЛОЖЕНИЕ Е

РАСЧЕТ ЭФФЕКТИВНОСТИ СМЕСИТЕЛЯ НЕПРЕРЫВНОГО ДЕЙСТВИЯ

Рассмотрим случай, когда концентрация на входе идеального смесителя изменяется синусоидально с амплитудой δ_{iM} при среднем значении периода T_P минут:

$$\delta_i(t) = \delta_{iM} \cos \frac{2\pi t}{T_P}$$

Дисперсия концентрации на входе в смеситель:

$$\sigma_i^2 = \overline{\delta_i^2} = \frac{1}{T_P}\int_0^{T_P}\left[\delta_{iM}\cos\frac{2\pi t}{T_P}\right]^2 dt = \frac{\delta_{iM}^2}{2}$$

Нормализованная автокорреляция концентрации на входе:

$$\Phi_{ii}(\tau) = \frac{\overline{\delta_i(t)\,\delta_i(t+\tau)}}{\sigma_i^2} =$$

$$= \frac{\frac{1}{T_P}\int_0^{T_P}\delta_{iM}\cos\frac{2\pi t}{T_P}\,\delta_{iM}\cos\frac{2\pi(t+\tau)}{T_P}\,dt}{\delta_{iM/2}^2} = \cos\frac{2\pi\tau}{T_P}$$

Для идеального смесителя справедливо соотношение:

$$\frac{\delta_0}{\delta_i} = \left[1 - e^{\frac{-qt}{V}}\right] = F(t)$$

Распределение времен нахождения смеси в смесителе определяется выражением:

$$E(t) = \frac{dF(t)}{dt} = \frac{q}{V}e^{\frac{-qt}{V}}$$

Подставляя значения $E(t)$ в уравнение (27), получаем:

$$\frac{\sigma_0^2}{\sigma_i^2} = 2\int_{t=0}^{\infty}\int_{\tau=0}^{\infty} \cos\frac{2\pi\tau}{T_P}\left(\frac{q}{V}e^{\frac{-qt}{V}}\right)\left(\frac{q}{V}e^{-\frac{q(t+\tau)}{V}}\right)dtd\tau = \frac{1}{1+\left(\frac{2\pi V}{qT_P}\right)^2}$$

Отношение дисперсии при выходе из смесителя к дисперсии при входе для синусоидально изменяющейся концентрации в идеальном смесителе зависит от скорости течения, времени нахождения материала в смесителе и периода флуктуаций концентрации.

Если задано отношение дисперсий $(\sigma_0^2/\sigma_i^2)_D$, то необходимый объем смесителя определяется по формуле:

$$V = \frac{qT_P}{2\pi}\sqrt{\frac{1}{(\sigma_0^2/\sigma_i^2)_D} - 1}$$

УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

A—площадь поверхности;
c—концентрация, масса или число молей в единице объема, весовая доля;
$\bar{c}$—среднее значение концентрации;
C—статистический коэффициент вариации;
du/dr—скорость сдвига;
D—диаметр;
D_V—коэффициент диффузии молекул или частиц;
f—число статистических степеней свободы;
F—сила, или сила сдвига;
I—интенсивность разделения;
K—коэффициент в степенном законе $\tau = K(du/dr)^n$;
l—расстояние в осевом направлении;
L—длина трубы или канала;
M—величина деформации сдвига;
n—безразмерный показатель степени в степенном законе;
n—число частиц в пробе;
N—число взятых проб;
P—мощность;
P—вероятность появления события при однократном испытании;
P—вероятность того, что в пробе, состоящей из n частиц, содержится x частиц меньшего (черного) компонента;
q—расход жидкости;
Q—общее количество тепла или жидкости;
r—расстояние в осевом или радиальном направлении;

r—мера измельчения, выраженная через среднее значение толщины полос на плоскостях сечения;
R—радиус трубы;
s^2, s^2—значение статистической вариации (выборочная дисперсия);
S—площадь поверхности раздела;
t—время;
T—абсолютная температура, °К;
u—локальная скорость;
u^*—смещение;
u_p—величина квадратичного отклонения, ниже которой имеет место нормальное распределение вероятностей P;
V—объем;
x—расстояние вдоль траектории;
x—число частиц компонента, взятого в меньшем количестве;
X—коэффициент удлинения вдоль оси x;
y—расстояние в направлении, нормальном к траектории;
y—число полос, пересекающих пробу;
Y—коэффициент удлинения вдоль оси y;
z—расстояние в направлении, нормальном к плоскости x—y;
Z—коэффициент удлинения вдоль оси z;
α—угол между вектором и координатной осью;
δ—отклонение от средней концентрации;
η—коэффициент полезного действия;
θ—доля или вероятность содержания в пробе компонента, взятого в меньшем количестве;
ρ—плотность;
σ^2—статистическая вариация (генеральная дисперсия);
τ—напряжение сдвига;
χ^2—статистический параметр (критерий оценки приближения распределения к нормальному).

ЛИТЕРАТУРА

1. Adams J. F. E., Baker A. G., Trans. Inst. Chem. Engrs. (London), **34**, 91 (1956).
2. Blumberg R., Maritz J. S., Chem. Eng. Sci., **2**, 240 (1953).
3. Bolen W. R., Colwell R. E., Paper given at meeting of Soc. Plastics Engrs., January, 1958.
4. Buslik D., ASTM Bull., **165**, 66 (1950).
5. Danckwerts P. V., Sellers E. S., Ind. Chemist, **27**, 395 (1951).
6. Danckwerts P. V., Appl. Sci. Research, **A3**, 279 (1952).
7. Danckwerts P. V., Chem. Eng. Sci., **2**, 1 (1953).
8. Gray J. B., Chem. Eng. Progr., 53, 25J (1957).
9. Greathead J. A. A., Simmonds W. H. C., Chem. Eng. Progr., **53**, 194 (1957).

10. Hald A., Statistical Tables and Formulas, New York, John Wiley a. Sons, Inc., 1952.
11. Hald A., Statistical Theory with Engineering Applications, New York, John Wiley a. Sons, Inc., 1952.
12. Lacey P. M. C., J. Appl. Chem. (London), **4**, 257 (1954).
13. McAdams W. H., Heat Transmission, New York, McGraw-Hill Book Company, Inc., 1954.
14. Michaels A. S., Puzinauskas V., Chem. Eng. Progr., **50**, 604 (1954).
15. Mohr W. D., Saxton R. L., Jepson C. H., Ind. Eng. Chem., **49**, 1855 (1957).
16. Quillen C. S., Chem. Eng., **61**, 177 (1954).
17. Spencer R. S., Wiley R. M., J. Colloid Sci., **6**, 133 (1951).
18. Weidenbaum S. S., Bonilla C. F., Chem. Eng. Progr., **51**, 27 (1955).

Часть вторая

ПРОЦЕССЫ ПЕРЕРАБОТКИ ТЕРМОПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Глава IV

ШПРИЦЕВАНИЕ (ЭКСТРУЗИЯ)*

Введение в теорию шприцевания

Шприцевание представляет собой процесс придания полимерному материалу определенной формы путем продавливания его через мундштук. В это определение входят два технологических процесса: шприцевание на червячных шприц-машинах и выдавливание плунжером.

Впервые выдавливание как процесс переработки термопластичных материалов было применено в 1870 г. (на плунжерном гидравлическом прессе были изготовлены стержни из нитрата целлюлозы). Червячные шприц-машины начали применяться для переработки термопластов уже с 1930 г. Первые машины представляли собой переделанные шприц-машины для резин.

В настоящее время шприцевание термопластичных материалов производится главным образом на червячных шприц-машинах; для этого используются преимущественно одночервячные шприц-машины (рис. 4,1).

Данная глава в основном содержит анализ течения расплава в одночервячной шприц-машине и применение результатов этого анализа к расчету червяка и головки шприц-машины.

Плунжерное шприцевание не получило широкого распространения в переработке термопластичных материалов, и поэтому оно будет описано очень кратко. При плунжерном шприцевании пластмасса продавливается через мундштук давлением, возникающим в результате воздействия плунжера на находящийся в резервуаре материал. Этим способом производится переработка некоторых типов пластических масс на основе фторуглеродных соединений и термочувствительных материалов, например нитрата целлюлозы.

Шприцевание применяется при изготовлении из термопластичных материалов пленки, листа, труб, профилей, для наложения

---

* Д. Б. Патон, П. Г. Сквайрс, В. Г. Дарнелл, Ф. М. Каш (J. B. Paton, B. S. P. H. Squires, Ph. D., W. H. Darnell, Ph. D., F. M. Cash, B. S., Polychemicals Department, E. I. du Pont de Nemours and Co., Inc.). Раздел «Конструирование головок» написан Д. Ф. Карлеем (J. F. Carley, Ph. D., Modern Plastics Magazine, Breskin Publications, Inc.).

покрытий на провод, бумагу или любые другие подложки. Шприц-машины применяются также для смешения и транспортировки пластмасс в процессе переработки.

Современные червячные шприц-машины должны представлять собой совершенно свободные от пульсаций давления насосы, которые подают термически однородный расплав с постоянной высокой производительностью. Для того чтобы обеспечить выполнение этого требования, управление процессом шприцевания должно быть основано на полном понимании основных закономерностей работы этих машин. В настоящей главе изложены основные результаты теоретических исследований и их практические приложения. Это позволит глубже понять принцип работы и методы расчета червячных шприц-машин.

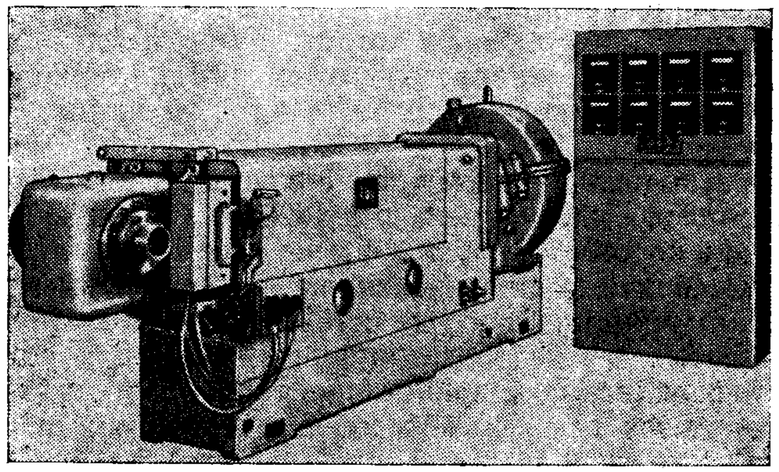


Рис. 4,1. Общий вид одночервячной шприц-машины с электрическим обогревом (диаметр червяка 150 *мм*). На машине установлена угловая кабельная головка.

Конструкция шприц-машины

Одночервячная шприц-машина. Схема конструкции типичной одночервячной шприц-машины представлена на рис. 4,2. Материал поступает из бункера через загрузочную воронку в канал червяка. Червяк вращается внутри корпуса, снабженного закаленной гильзой. Привод червяка осуществляется от электродвигателя через понижающий шестеренчатый редуктор. Осевое усилие червяка воспринимается упорным подшипником. Нагрев корпуса производится наружными нагревателями. Температура корпуса замеряется термопарами. Гранулы материала, продвигающиеся вдоль канала червяка, расплавляются. Расплав продавливается через решетку, за которой в отдельных случаях дополнительно устанавливается пакет сеток. Затем расплав проходит через конический диффузор в головку.

Размер червячной шприц-машины определяется внутренним диаметром корпуса. Серийно выпускаются машины следующих размеров: 25; 32; 37; 52; 65; 82; 90; 115; 150 и 203 *мм*. Машины большего размера изготавливаются по специальным заказам. Производительность машин с диаметром червяка 25 *мм* составляет около 2,25 *кг/ч*; у машин с диаметром червяка 203 *мм*—450 *кг/ч*.

Список фирм, выпускающих шприц-машины для промышленности пластических масс, можно найти в специальной литературе[49].

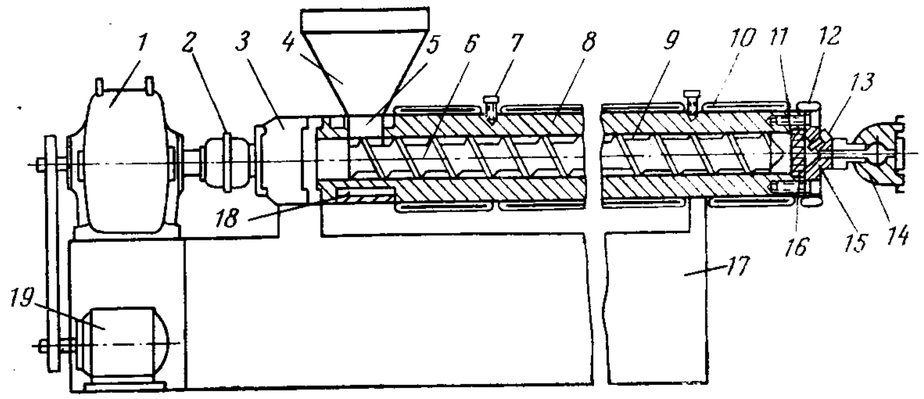


Рис. 4,2. Одночервячная шприц-машина:

1—редуктор; *2*—эластичная муфта; *3*—упорный подшипник; *4*—бункер; *5*—загрузочная воронка; *6*—червяк; *7*—термопара; *8*—обогреваемый корпус; *9*—закаленная гильза; *10*—ленточный нагреватель; *11*—сетки; *12*—нагреватель присоединительного фланца; *13*—незащищенная термопара; *14*—головка; *15*—присоединительный фланец; *16*—решетка; *17*—стойка; *18*—охлаждающая рубашка загрузочной зоны; *19*—электродвигатель привода.

Ниже подробно рассматривается назначение отдельных узлов машины.

Загрузочная воронка. Загрузочная воронка корпуса может иметь круглое и прямоугольное поперечное сечение, вертикальные и наклонные стенки. Эти стенки могут быть или тангенциальны к поверхности червяка или подрезанными снизу (рис. 4,3). Воронки последнего типа обычно применяются на машинах, предназначенных для переработки каучуков и каучукоподобных материалов, которые поступают в машину в виде лент. Гранулированные и порошкообразные материалы неудобно перерабатывать в машинах с такой формой сечения загрузочной воронки, так как эти материалы склонны к заклиниванию в зазоре между стенкой корпуса и гребнями стенки канала червяка. Длина окна загрузочной воронки обычно составляет не менее одного диаметра червяка.

Червяк. Червяк—это основная часть шприц-машины. Червяк должен забирать непластицированный материал от бункера и равномерно подавать его в виде гомогенного расплава к головке.

На рис. 4,4 представлена наиболее распространенная типовая схема разделения червяка на основные зоны. Это дозирующий червяк с короткой зоной сжатия. В зоне питания глубина канала червяка максимальна. В зоне сжатия глубина канала плавно уменьшается до глубины дозирующей зоны.

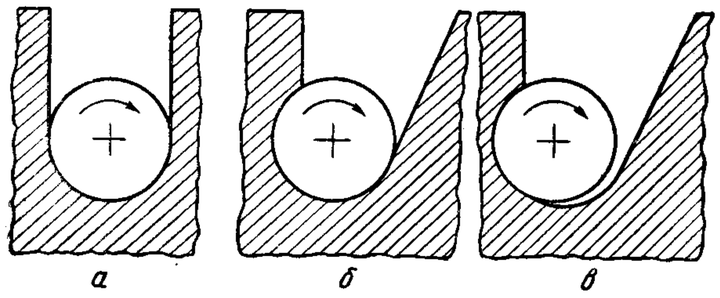


Рис. 4,3. Различные конструкции загрузочных воронок шприц-машин:

а—центральная загрузочная воронка; *б*—тангенциальная загрузочная воронка; *в*—загрузочная воронка с дополнительной выемкой.

По мере приближения к головке машины для компенсации изменений объемной плотности и насосного к. п. д. при переходе термопласта из твердого в расплавленное состояние площадь по-

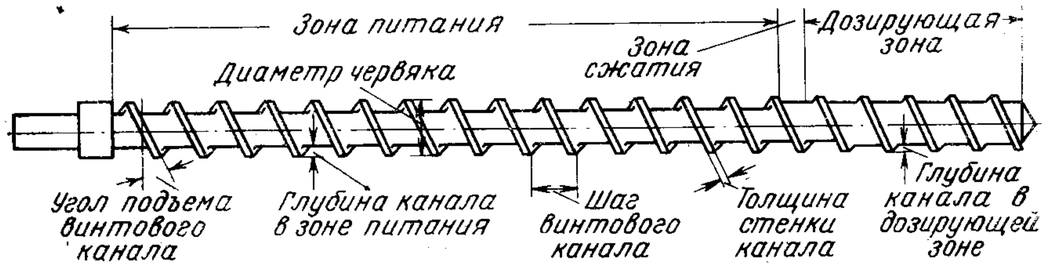


Рис. 4,4. Дозирующий червяк.

перечного сечения канала червяка уменьшается. Уменьшение площади поперечного сечения достигается путем уменьшения глубины канала червяка или шага или за счет и того и другого. Типичные конструкции червяков представлены на рис. 4,5.

Корпус. Корпус образует одну из двух поверхностей, ограничивающих расплав. Кроме того, извне через поверхность корпуса к полимеру подводится тепло. Шприц-машины для переработки пластических масс лучше делать с длинными корпусами, так как они имеют большую поверхность теплопередачи и обеспечивают

лучшее смешение, в результате чего достигается большая однородность расплава.

Одной из наиболее важных характеристик шприц-машины является отношение длины червяка к диаметру. Это отношение равно частному от деления эффективной длины машины (от конца загрузочного отверстия до решетки) на номинальный (внутренний)

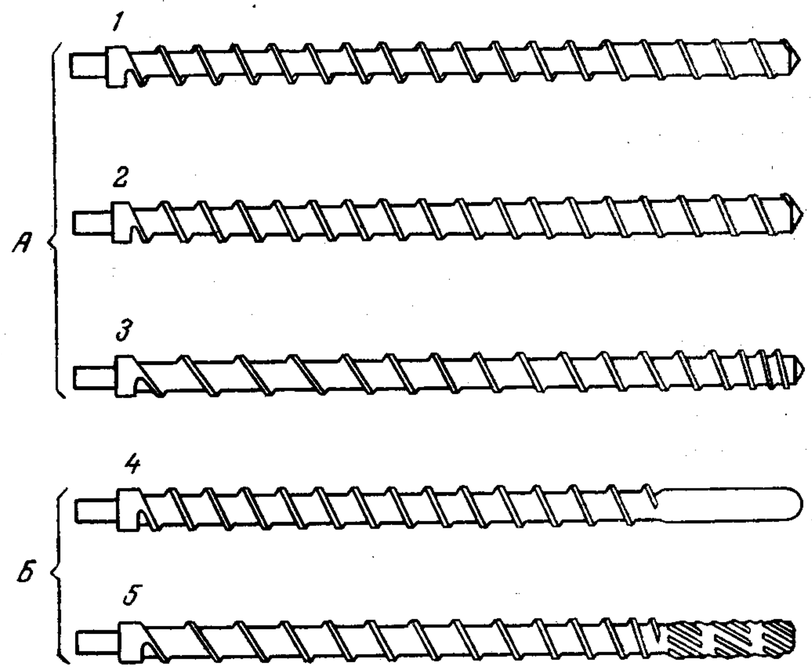


Рис. 4,5. Типичные конструкции червяков шприц-машин:

А—червяки с винтовым каналом по всей длине; *Б*—червяки, оканчивающиеся торпедой: *1*—червяк дозирующего типа с короткой зоной плавления; *2*—червяк с постоянным шагом и переменной глубиной канала; *3*—червяк с переменным шагом и постоянной глубиной канала; *4*—червяк с постоянным шагом и гладкой торпедой; *5*—червяк с переменным шагом и нарезной торпедой.

диаметр корпуса. Обычно у шприц-машин, предназначенных для переработки термопластичных материалов, отношение длины к диаметру (L/D) лежит в пределах от 16 : 1 до 24 : 1.

Корпус машины может обогреваться электрическим током (индукционными нагревателями или нагревателями сопротивления) или при помощи рубашек, через которые пропускается горячее масло или какой-либо другой теплоноситель.

Электрообогрев обладает рядом преимуществ по сравнению со всеми другими способами обогрева: малой инерционностью и высокими температурами обогрева, недостижимыми при масляном обогреве. Кроме того, нагреватели сопротивления могут изготавливаться различных размеров, форм и мощности.

При использовании электрообогрева охлаждение корпуса может производиться воздухом (при помощи вентиляторов), водой, водяным туманом и различными испарительными системами.

Применение жидкого теплоносителя позволяет осуществлять не только нагрев находящегося в корпусе материала, но также и его охлаждение. Удаление тепла приобретает особенно большое значение в том случае, если материал может перегреться вследствие чрезмерного выделения тепла в результате работы сил вязкого трения.

В последней части главы описаны различные способы регулирования температуры корпуса.

Многочервячные шприц-машины. Обычно—это двухчервячные шприц-машины. Однако некоторые из них имеют по три и больше червяков. В многочервячных машинах могут применяться как взаимозацепляющиеся, так и незацепляющиеся червяки. Если все червяки вращаются в одном и том же направлении, то все они должны иметь одинаковое направление нарезки винтового канала. Напротив, если червяки вращаются в различных направлениях, то они должны иметь винтовые каналы с разным направлением нарезки. Шприц-машины с взаимозацепленными червяками работают подобно объемным насосам, и их производительность сравнительно мало зависит от противодавления. Так как расход энергии на шприцевание у этих машин значительно меньше, чем у одночервячных машин, то в них процесс пластикации перерабатываемого материала в большей мере, чем у одночервячных машин, зависит от тепла, сообщаемого наружными нагревателями. Незацепляющиеся червяки обычно вращаются в противоположных направлениях. Двухчервячные шприц-машины такой конструкции часто имеют вентилируемые зоны и применяются для смешения и обезвоживания смол.

Более подробное описание многочервячных машин можно найти в специальной литературе[5, 29].

Упрощенный качественный анализ работы шприц-машины

Прежде чем переходить к строгому количественному анализу процессов течения расплава в червяке шприц-машины, рассмотрим качественную картину явления.

В обычной пластицирующей шприц-машине полимер проходит через три состояния: вначале—это твердый материал, затем—смесь расплава и твердого материала и, наконец, расплав.

В червяках дозирующего типа проще всего анализировать дозирующую зону, потому что к течению расплава в этой зоне

полностью применимы законы гидродинамики вязких жидкостей[8]. Дозирующая зона играет очень большую роль в шприц-машине, так как обычно именно она определяет производительность машины.

В дозирующей зоне существуют три основных потока. Вынужденный поток (прямой поток) представляет собой поступательное течение расплава, которое возникает как следствие относительного движения корпуса и цилиндра. Противоток, который можно рассматривать как течение расплава в обратном направлении, возникающее под действием развивающегося в головке машины давления. Третья разновидность потоков—это утечка. Перепад давлений, возникающий вследствие существования повышенного давления в головке, между двумя боковыми поверхностями стенки канала, вызывает появление утечки через кольцевой зазор между гребнем стенки канала червяка и внутренней поверхностью корпуса. Обычно утечка по сравнению с двумя другими разновидностями течения очень незначительна и ею можно пренебречь.

Производительность дозирующей зоны равна, таким образом, разности между расходом вынужденного потока и расходом противотока и течения утечки.

Вынужденный поток представляет собой поступательное течение расплава, возникающее вследствие существования относительного движения корпуса и цилиндра. Представим себе шприц-машину, на выходе из червяка которой расплав не встречает никакого сопротивления, так как и пакет сит и мундштук отсутствуют. В такой машине давление в головке будет равно нулю. Поэтому в канале червяка противотока не будет. Материал, находящийся в кольцевом пространстве между вращающейся наружной поверхностью сердечника червяка и внутренней поверхностью корпуса, подвергается деформации сдвига, которая в результате воздействия стенок винтового канала превращается в поступательное движение материала по каналу, т. е. в вынужденный поток. Основными параметрами, определяющими величину объемного расхода вынужденного потока, являются: глубина канала, ширина канала, диаметр червяка и скорость его вращения.

Противоток возникает в результате существования избыточного давления расплава в головке шприц-машины. Чтобы лучше понять причину появления противотока, представим, что червяк неподвижен, а в головке машины имеется избыточное давление. В этих воображаемых условиях винтовой канал червяка уподобится длинному капилляру прямоугольного сечения.

Вследствие существования давления в головке расплав потечет вдоль винтового канала в обратном направлении. В действительности противоток представляет собой своеобразное огра-

ничение вынужденного потока, возникающее вследствие существования повышенного давления в головке. Практически в канале червяка никогда не возникает потока материала в обратном направлении. На величину противотока влияют в основном следующие факторы: глубина канала, диаметр червяка, длина зоны давления, вязкость расплава и величина давления в головке.

Рабочие характеристики шприц-машины. Познакомившись с основными видами потоков, существующих в канале червяка, можно попытаться предсказать, каким образом будет зависеть производительность шприц-машины от условий переработки при использовании червяков различных конструкций.

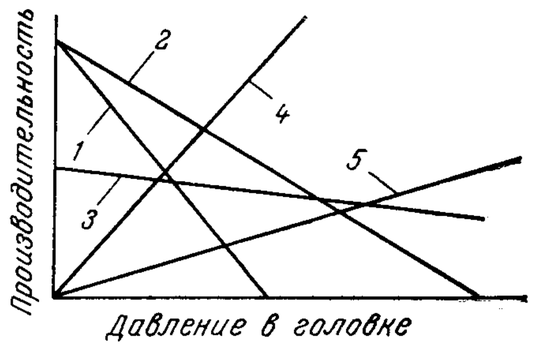


Рис. 4,6. Характеристики червяка и головки:

1—червяк с короткой и глубокой дозирующей зоной; *2*—червяк с длинной и глубокой дозирующей зоной; *3*—червяк с мелкой дозирующей зоной; *4*—головка с матрицей большого сечения (малое сопротивление); *5*—головка с матрицей малого сечения (большое сопротивление).

В качестве примера на рис. 4,6 приведены графики зависимости производительности от давления в головке для трех червяков, отличающихся друг от друга длиной дозирующей зоны. Предполагается, что расплав представляет собой ньютоновскую жидкость, и все три червяка испытываются в одинаковых условиях: одинаковая скорость вращения, одинаковая вязкость расплава. Процесс проводят изотермически. На приведенном выше графике представлены характеристики головок с матрицей малого сечения и с матрицей большого сечения.

Характеристика червяка с глубоким каналом на участке дозирующей зоны представлена на графике прямой *1*. Производительность такого червяка при «свободном выходе» (нулевое давление) очень велика, так как расход вынужденного потока при глубоких каналах весьма значителен. В то же время производительность шприц-машины с червяком такого типа оказывается очень чувствительной к величине давления в головке, так как глубокий канал представляет собой по существу капилляр с большой площадью поперечного сечения, в котором легко возникает противоток. Этим объясняется быстрое уменьшение производительности с увеличением противодавления в головке.

Характеристика червяка с одинаковой глубиной канала, но с большей длиной дозирующей зоны по сравнению с червяком, соответствующим кривой *1*, представлена прямой *2*. Расходы вынужденного потока при нулевом давлении в головке («открытый

выход») у обоих червяков одинаков, однако, благодаря увеличению длины канала, влияние противодавления на производительность существенно уменьшается.

Если глубина винтового канала в дозирующей зоне невелика (мелкий канал), то производительность червяка при режиме «открытого выхода» уменьшится (прямая *3*), так как величина возможного объемного расхода вынужденного потока пропорциональна глубине канала. В то же время производительность такого червяка гораздо меньше чувствительна к изменениям величины противодавления, так как сопротивление противотоку у мелкого канала намного больше.

При шприцевании расплавов, обладающих свойствами ньютоновских жидкостей, всякое изменение скорости вращения червяка приводит к параллельному смещению прямых, изображенных на рис. 4.6. С изменением вязкости расплава угол наклона этих прямых также изменяется.

На том же графике прямыми линиями *4* и *5* представлены характеристики головок с матрицами малого (прямая *5*) и большого (прямая *4*) поперечного сечения. При нулевом давлении в головке течение через матрицу отсутствует. По мере увеличения давления, создаваемого червяком в головке, расход протекающего через головку материала увеличивается. При этом расход материала через головку, в которой установлена матрица большего поперечного сечения, увеличивается быстрее, чем расход через головку, в которой установлена матрица с меньшим поперечным сечением.

Точка пересечения соответствующих характеристик мундштука и червяка определяет объемную производительность, которую обеспечивает данное сочетание червяка и мундштука.

Потребляемая мощность и тепло, выделяющееся в шприцуемом материале в результате работы сил вязкого трения. В предыдущих параграфах рассматривался только объемный расход шприцуемого материала. В них мы не касались ни величины потребляемой при шприцевании мощности, ни изменения температуры расплава, наблюдающихся в процессе шприцевания.

При любых условиях шприцевания расплава относительное движение червяка и стенок корпуса вызывает деформацию сдвига, находящегося в канале червяка материала. Мощность, расходуемая на деформацию полимера, превращается в тепло и вызывает повышение температуры полимера. Количество выделяющегося в материале тепла увеличивается с уменьшением глубины канала или увеличением длины червяка и с повышением скорости вращения червяка.

Другими факторами, существенно влияющими на количество тепла, выделяющегося в результате механической деформации полимера, являются его реологические свойства. Высокие вяз-

кости расплавов и малая зависимость вязкости от температуры приводит к увеличению потребляемой мощности и возрастанию количества тепла, выделяющегося в материале во время шприцевания.

Количество тепла, выделяющегося в полимере в результате механической работы, сильно зависит от величины сопротивления мундштука. Уменьшение поперечного сечения матрицы приводит к увеличению противодавления в головке, которое, вызывая уменьшение объемного расхода на оборот червяка, подвергает находящийся в червяке расплав более продолжительному сдвигу. При этом количество выделяющегося в полимере тепла увеличивается.

Эта связь между величиной сопротивления головки и количеством выделяющегося тепла позволяет понять, почему можно управлять температурой шприцуемой массы и степенью смешения, которому она подвергается при прохождении через червяк, устанавливая на выходе из червяка различные сопротивления потоку, такие, как пакеты сеток или дроссели. В дальнейшем будет показано, что все эти приспособления применимы в основном при червяках с глубокими каналами, в которых без этого дополнительного ограничения работа смешения была бы недостаточной и в которых незначительное увеличение противодавления вызывает существенное уменьшение производительности червяка.

Выше приводился качественный анализ основных зависимостей, определяющих процесс шприцевания. Однако для расчетного определения производительности червячных машин необходимо располагать методами количественной оценки влияния каждого из этих факторов.

Ограничимся только одним примером. Если производительность зоны питания и зоны плавления недостаточна и не обеспечивает дозирующую зону необходимым для ее полной загрузки количеством материала, дозирующая зона при достаточно высокой скорости вращения червяка будет работать с недостаточным питанием. Производительность зоны плавления в ряде случаев определяется только коэффициентом теплопередачи от стенки корпуса. Поэтому увеличение скорости вращения не даст существенного увеличения производительности этой зоны; в то же время производительность дозирующей зоны возрастает прямо пропорционально скорости вращения червяка. Следовательно, производительность машины оказывается ограниченной возможностями зон питания и плавления. При таких условиях шприцевание, как правило, сопровождается пульсациями давления и колебаниями производительности.

Для того чтобы решить, будет ли в действительности наблюдаться подобное явление, необходим точный расчет производительности дозирующей зоны при заданных условиях работы и

сопоставление ее с возможной производительностью зон питания и плавления. Этот пример показывает, что возникающие при эксплуатации и проектировании шприц-машин проблемы требуют точного количественного анализа производительности отдельных функциональных частей червяка.

В дальнейшем будут изложены методы расчета, позволяющие производить конструирование и выбор рабочего режима шприц-машин на такой количественной основе.

Шприц-машины специального назначения

Шприц-машины с дегазацией. На практике встречаются случаи, когда на шприц-машинах приходится перерабатывать полимеры, которые содержат легколетучие соединения (пары воды

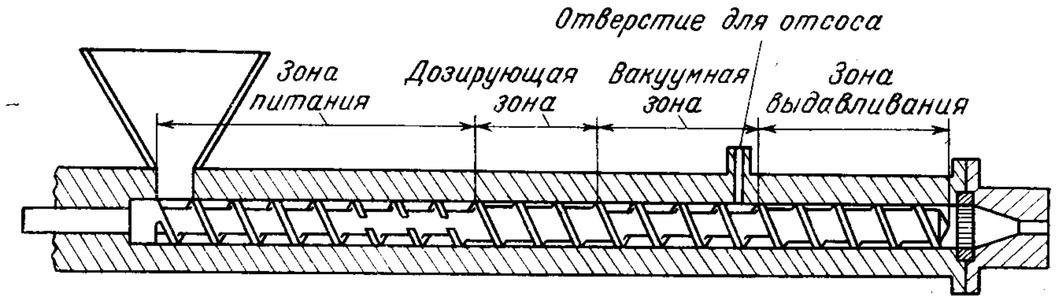


Рис. 4,7. Шприц-машина с вентилируемым корпусом.

либо растворенные или поглощенные газы). Если их не удалить из расплава до его выхода из отверстия матрицы, в теле шприцованного изделия будут появляться пузыри.

Удаление летучих соединений при шприцевании пластических масс может осуществляться двумя методами. Самый распространенный способ состоит в том, что в стенке корпуса делаются вентиляционные окна (рис. 4,7). Другой метод[10] состоит в том, что летучие соединения отбираются через отверстия, просверленные в дне канала червяка и сообщающиеся с центральной полостью червяка. В этом случае газы удаляются через подвижное уплотнение, установленное у заднего конца червяка.

В обоих методах удаление летучих соединений производится на специальном участке червяка, в котором канал червяка только частично заполнен материалом.

Схема такого вентилируемого червяка, в котором летучие продукты удаляются через центральное отверстие, изображена на рис. 4,8. Этот червяк имеет следующие четыре функциональные зоны:

Зона питания. Глубокий винтовой канал зоны питания обладает повышенной транспортирующей способностью. В этой зоне происходит нагрев и плавление гранулированного полимера. Для того, чтобы избежать чрезмерного повышения давления в конце зоны питания, в стенках двух-трех последних витков канала этой зоны могут быть сделаны пазы шириной около 13 *мм*, смещенные относительно друг друга на 180 °С (см. рис. 4,7 и 4,8). Эти пазы помогают избежать пульсации потока и проникновения их через дозирующую зону в остальные зоны червяка.

Дозирующая зона. Дозирующая зона регулирует величину расхода материала, поступающего из питающей зоны, и определяет фактическую производительность шприц-машины. Эта зона имеет самый мелкий винтовой канал.

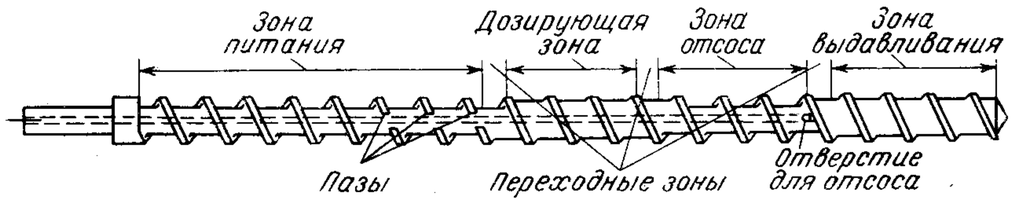


Рис. 4,8. Червяк с отсасывающими каналами.

Зона отсоса. Обычно глубина канала в зоне отсоса раза в четыре больше, чем в дозирующей зоне, а так как материал в зону отсоса поступает из дозирующей зоны, пропускная способность которой меньше, чем у зоны отсоса, зона отсоса работает в условиях недостаточного питания.

В результате винтовой канал на участке этой зоны оказывается не полностью заполненным материалом, и летучие продукты, которые выделяются из расплава, могут быть отобраны из пространства, образующегося позади стенки винтового канала. Расчет производительности червяка с частично заполненным каналом будет приведен ниже (стр. 208—211). Отверстия в червяке для отсоса летучих продуктов просверливаются позади передней стенки канала на последнем витке зоны отсоса. При этом для предотвращения попадания расплава в вакуумную систему эти отверстия отделяют от остальной части канала невысокой стенкой, высота которой равна примерно половине глубины канала.

Зона выдавливания. Давление, создаваемое в этой зоне, должно обеспечить продавливание расплава через профилирующую матрицу. При этом возможная производительность выдавливающей зоны должна превышать пропускную способность дозирующей зоны, для того чтобы предотвратить заполнение канала на участке зоны отсоса. Наилучшие результаты получаются, если глубина

канала выдавливающей зоны в 1,5 раза больше глубины канала дозирующей зоны.

Конструкция червяков шприц-машин с вентилируемым корпусом (см. рис. 4,7), в которых отсос летучих соединений производится через отверстия, просверленные в стенках корпуса, аналогична описанной выше. Единственное отличие состоит в отсутствии вентиляционных отверстий в дне канала червяка. Отверстия в корпусе располагаются обычно в конце зоны отсоса. Для предотвращения засорения отверстий шприцуемым материалом им следует придать соответствующий профиль. Существуют также такие конструкции червяков для шприц-машин с вентилируемым корпусом, в которых вместо дозирующей зоны установлено дросселирующее приспособление, регулирующее величину расхода материала, поступающего в зону отсоса.

Смесительные шприц-машины. Очень часто шприц-машины используются в качестве смесителей. В настоящее время имеются различные наконечники, которые надеваются на обычные червяки для того, чтобы улучшить однородность выдавливаемого из машины материала. Два таких наконечника изображены на рис. 4,5 (червяки *4* и *5*). Для этой цели используются также и другие устройства, состоящие из вращающихся дисков или шестерен. Использование шприц-машины в качестве смесителя подробно описано в главе VII.

Шприц-машины периодического действия. Как уже отмечалось, на червячной шприц-машине осуществляется пластикация большего количества материала и обеспечивается его более равномерный нагрев по сравнению с плунжерным литьевым устройством такого же размера. Поэтому уже неоднократно делались попытки применить шприц-машины в литьевых прессах, превратив их для этого в устройства периодического действия.

В некоторых литьевых прессах обычная шприц-машина, работая периодически, нагнетает расплав пластмассы или непосредственно в форму или в вспомогательный литьевой цилиндр[1, 2].

Известны также шприц-машины, головки которых заканчиваются распределительным трубопроводом, на котором устанавливаются два или более крана. Управление кранами осуществляется автоматически, чтобы по меньшей мере один из кранов все время оставался открытым. Машины такого типа применяются при изготовлении бутылок и тары из пластмассы. Этот процесс описан в главе IX.

Периодическую подачу материала можно осуществить также на шприц-машине, червяки которой могут не только вращаться, но и совершать возвратно-поступательное движение внутри неподвижного корпуса. Работа таких машин протекает следующим образом. Пока материал не подается, вращающийся червяк

постепенно смещается назад и накапливает порцию пластицированного материала в передней части корпуса. В нужный момент этот материал выдавливается через форсунку поступательным движением червяка, который приводится от специального гидравлического цилиндра.

Другой метод, обеспечивающий периодическую подачу материала, состоит в том, что на головку обычной шприц-машины с непрерывно вращающимся червяком устанавливается специальный кран, который автоматически открывается и закрывается в определенные моменты цикла. При этом из головки выходят порции материала заданного веса и определенной температуры. Чтобы предотвратить перегрев материала и чрезмерное повышение давления в головке в то время, когда кран закрыт, в этих машинах применяются червяки специальной конструкции[11].

Вывод основных уравнений течения для червячной шприц-машины

Обычно, за некоторыми исключениями, червячные шприц-машины применяются для выдавливания высоковязких материалов. Действительно, давление, создаваемое винтовым насосом при перекачивании расплава, возникает вследствие существования у перекачиваемой жидкости конечной вязкости. Поэтому принцип, на котором основана работа шприц-машины, совершенно отличен от принципов, на которых основана работа центробежных, поршневых или шестеренчатых насосов. По этой причине некоторые авторы[61] называли винтовые насосы «вязкостно-винтовыми насосами». Вследствие высокой вязкости перекачиваемой жидкости течение в винтовых насосах всегда ламинарное, а не турбулентное.

Математическое описание работы винтового насоса может быть получено совместным решением уравнений, которые выражают законы сохранения массы, энергии и количества движения при ламинарном течении, с уравнениями, описывающими физическое состояние перекачиваемой жидкости.

Получить строгое решение этих уравнений в сложных случаях течения чрезвычайно трудно.

Успехи в развитии вычислительной техники и новые достижения в области гидродинамики вязких жидкостей приближают возможность получения подобных общих решений. Однако в настоящее время приходится довольствоваться решениями, область применения которых ограничена некоторыми упрощающими предположениями. Несмотря на эти ограничения, полученные результаты могут быть во многих случаях применены для вывода уравнений, описывающих процесс шприцевания.

Схематическое описание работы одночервячной шприц-машины

Вследствие своеобразия и геометрической сложности течения при гидродинамическом анализе червячной шприц-машины необходимо прежде всего четко представить картину модельной системы и выбрать направление осей координат.

На рис. 4,9 представлена схема червячной шприц-машины с двухзаходным червяком. Хотя в основном в шприц-машинах применяются однозаходные червяки, уравнения, описывающие процесс шприцевания, выводятся в самой общей форме, применимой к червяку при любом числе заходов.

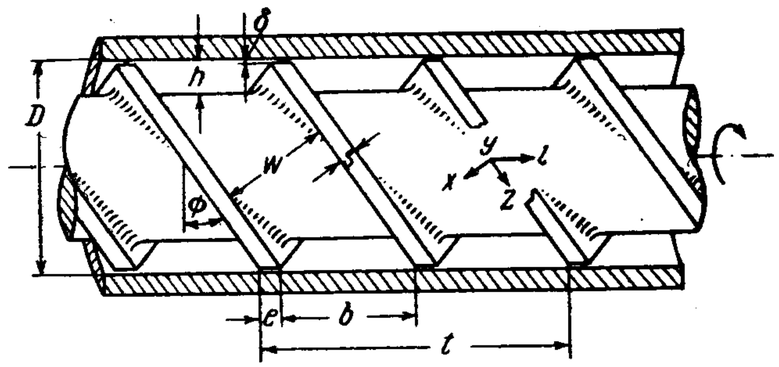


Рис. 4,9. Одночервячная шприц-машина (двухзаходный червяк).

В большинстве случаев каналы многозаходного червяка можно рассматривать просто как отдельные каналы, работающие одновременно.

Нетрудно показать, что нет никакой разницы между тем, вращается ли червяк внутри неподвижного корпуса или, наоборот, корпус вращается относительно неподвижного червяка. Работа шприц-машины в обоих случаях протекает совершенно одинаково. По чисто конструктивным соображениям червячные шприц-машины обычно изготавливаются с вращающимся червяком. Однако для наглядности можно предположить, что корпус вращается относительно неподвижного червяка. При этом очевидно, что вдоль оси червяка перемещается в основном тот материал, который стремится «вращаться» вместе с корпусом, а не тот, который стремится прилипнуть к червяку. Поэтому во всех случаях, когда это упрощает понимание, мы будем считать корпус вращающимся.

На рис. 4,9 показано расположение неподвижной системы координат x, y, z и вспомогательной оси l. Положительное направление осей отмечено стрелками. Ось z направлена вдоль оси винтового канала червяка, ось l—вдоль оси червяка.

Угол подъема винтовой линии канала, т. е. угол между боковой поверхностью стенки канала и плоскостью, перпендикулярной к оси червяка, увеличивается от минимального его значения на наружном диаметре до максимального значения на дне канала у тела червяка. Величина угла подъема винтовой линии канала определяется выражением

$$\varphi = \operatorname{arc\,tg}\, t/\pi D$$

где D—переменный диаметр канала, замеренный на любом расстоянии от дна канала. В дальнейшем, несмотря на то, что можно

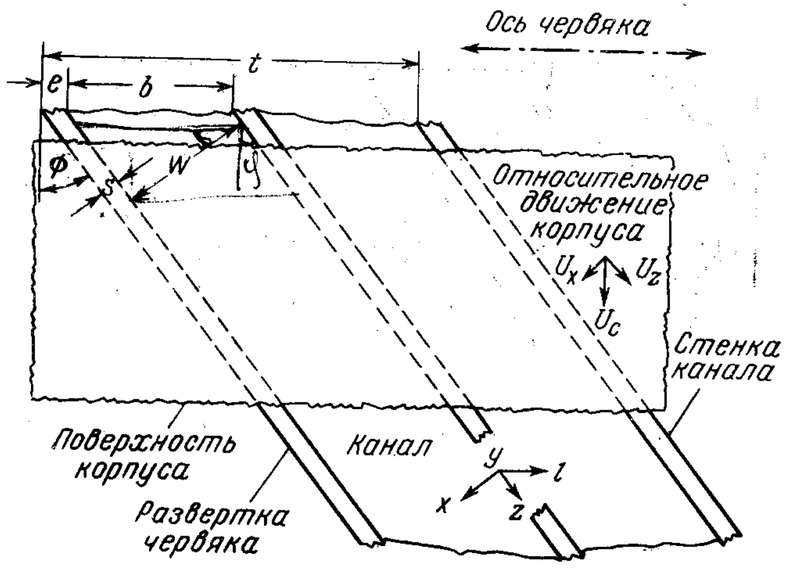


Рис. 4,10. Плоская модель, иллюстрирующая работу одночервячной шприц-машины с двухзаходным червяком.

привести ряд соображений, оправдывающих применение при расчете различных значений угла подъема, вычисленных для различной глубины канала, будет рассматриваться только минимальное значение угла подъема, соответствующее наружному диаметру червяка. Для червяков с каналом малой глубины разница в величине внешнего и внутреннего угла подъема невелика.

Существенное упрощение достигается, если пренебречь кривизной канала. В этом случае канал червяка можно, фигурально говоря, развернуть на плоскость, как это показано на рис. 4,10. При этом корпус машины будет изображаться бесконечной плоскостью, движущейся над развернутыми каналами в перпендикулярном к оси червяка направлении. Применение упрощенной модели подобного рода сопряжено с возможностью появления ошибок и неопределенности в правильном вычислении диаметра,

который входит в последующие расчеты. Это обстоятельство, будучи несущественным для червяков с каналами малой глубины, может оказаться ощутимым при анализе червяков с глубокими каналами. В дальнейшем будет изложен приближенный метод учета влияния кривизны канала.

Окружную скорость корпуса U_c можно разложить на две взаимно перпендикулярные компоненты U_z и U_x, соответственно направленные вдоль и поперек канала червяка. Аналогично скорость жидкости в любой точке канала характеризуется соответствующей величиной взаимно перпендикулярных компонент v_z и v_x. Существование скорости поперечного течения v_x и одновременное соблюдение условия неразрывности потока приводит к возникновению в канале течения жидкости в направлении оси y со скоростью v_y. Величина этой скорости особенно значительна у передней и задней стенок канала, у которых жидкость, текущая в поперечном направлении, изменяет направление течения. Так как слагающая скорости, параллельная оси y, возникает только вследствие изменения величины скорости поперечного течения v_x, влияние ее на производительность можно не учитывать. Поэтому в дальнейшем предполагается, что v_y во всех случаях равна нулю. Из дальнейшего очевидно, что скорость поперечного течения не оказывает прямого влияния на величину объемной производительности червяка. Поэтому ошибка, вносимая в определение величины расхода в результате пренебрежения компонентной скорости v_y, будет невелика.

Поскольку роль поступательной скорости v_z и поперечной скорости v_x в процессе шприцевания весьма различна, при анализе удобнее рассматривать влияние этих компонент потока независимо друг от друга. Этим одновременно существенно упрощается математический аппарат.

Вывод дифференциальных уравнений течения жидкости в канале червяка, которые играют основную роль в дальнейшем исследовании, приведен ниже более подробно.

Распределение скоростей в канале червяка

Распределение скоростей вдоль оси винтового канала (ось z). В качестве отправного пункта для вывода дифференциальных уравнений течения и уравнения объемного расхода для канала червяка можно воспользоваться известными уравнениями течения вязкой жидкости[54]. Если рассматривается стационарное ламинарное течение несжимаемой изотропной жидкости, то уравнение движения для потока в направлении оси z принимает вид:

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \mu\left(\frac{\partial^2 v_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2}\right) + \frac{\partial v_z}{\partial x}\cdot\frac{\partial \mu}{\partial x} + \frac{\partial v_z}{\partial y}\cdot\frac{\partial \mu}{\partial y} \qquad (1)$$

В этом уравнении вязкость может зависеть от положения элемента жидкости в канале и определяться величиной температуры и градиента скорости в этой точке канала. Другими словами, уравнение (1) не накладывает на поток никаких ограничений (не требует, чтобы жидкость обладала ньютоновской вязкостью, а течение было изотермическим).

Обычно вязкость жидкости очень мало изменяется вдоль оси x в поперечном сечении канала, так как температура жидкости в канале и величина градиента скорости при переходе от одной стенки канала к другой существенно не меняются. Поэтому в уравнении (1) частную производную $(\partial\mu/\partial x)$ можно приравнять нулю. Тогда уравнение (1) принимает следующую форму:

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \mu\left(\frac{\partial^2 v_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2}\right) + \frac{\partial v_z}{\partial y}\cdot\frac{\partial \mu}{\partial y} \qquad (2)$$

Уравнение (2) описывает неизотермическое течение неньютоновской жидкости в канале червяка для всех практических случаев. Общее аналитическое решение уравнения (2) весьма сложно и до настоящего времени еще не получено. Однако получены частные решения уравнения (2), описывающие изотермический и адиабатический режимы работы для червяков с заданной геометрией винтового канала при шприцевании жидкости с определенными реологическими свойствами. Эти решения приложимы к большинству практических задач и являются хорошей теоретической основой для расчетного определения или анализа характеристики червячного насоса.

Если предположить, что вязкость жидкости по высоте канала не меняется, то последний член в уравнении (2) исчезнет, так как $\frac{\partial \mu}{\partial y}$ равно нулю.

Такое допущение предполагает, что червяк термонейтрален, т. е. не нагревается и не охлаждается до такой степени, чтобы это могло повлиять на величину вязкости находящегося в канале расплава. Аналогично можно предположить, что теплопередача от корпуса к расплаву достаточно мала и существенно не влияет на вязкость расплава. При этом считают, что вязкость расплава у стенки корпуса равна вязкости расплава на дне канала (более общий случай, без этих ограничений, рассматривается ниже). Следует отметить, что сделанные предположения не накладывают никаких ограничений на возможность изменения вязкости жидкости по длине канала червяка, т. е. по направлению оси z.

С учетом вышеизложенных ограничений получается следующее уравнение:

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \mu\left(\frac{\partial^2 v_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2}\right) \qquad (3)$$

Решение этого дифференциального уравнения, удовлетворяющее граничным условиям, существующим в винтовых насосах, было дано независимо друг от друга в различной форме рядом ученых[16, 46, 61, 58, 68, 22].

В 1955 г. Мескат[48] критически рассмотрел результаты, полученные всеми этими авторами, и показал, что найденные решения по существу равнозначны. В дальнейшем изложении решение этого уравнения будет представлено в форме, которую мы считаем более удобной, чем формы решения, полученные вышеупомянутыми авторами.

Вынужденный поток. Если в канале червяка существует только вынужденный поток, который возникает вследствие прилипания жидкости к поверхности корпуса и развивается в массе жидкости за счет вязкого трения, то уравнение (3) должно удовлетворять следующим граничным условиям:

$$v_z = 0 \text{ при } x = 0 \text{ и } x = w,\ y = 0$$

$$v_z = U_z \text{ при } y = h$$

На рис. 4,11 приведена схема поперечного сечения канала, на которой эти граничные условия представлены особенно наглядно. Поскольку в канале наблюдается только вынужденное течение, возникающее вследствие вязкого трения, градиент давления по оси канала $\partial p/\partial z$ равен нулю. Тогда уравнение (3) превращается в однородное дифференциальное уравнение, решение

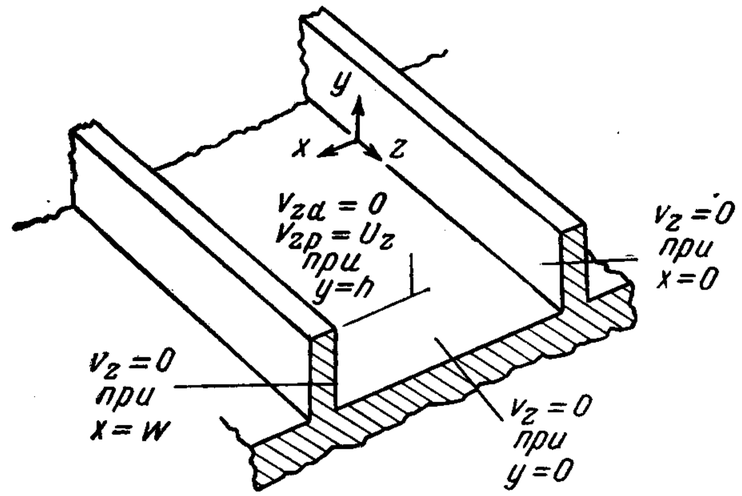


Рис. 4,11. Поперечное сечение канала. Граничные условия для вынужденного потока и противотока.

которого удовлетворяет заданным граничным условиям и имеет вид:

$$v_{zd} = \frac{4U_z}{\pi} \sum_{g=1,\ 3,\ 5,..}^{\infty} \frac{1}{g} \cdot \frac{\operatorname{sh} g\pi y/w}{\operatorname{sh} g\pi h/w} \sin g\pi x/w \qquad (4)$$

Интегрируя уравнение (4) по площади поперечного сечения канала, получим величину объемного расхода поступательного потока:

$$q_d = n \int_0^w \int_0^h v_z dx dy \qquad (5)$$

где n—число параллельных каналов червяка.

Результат этого интегрирования выражался каждым автором различно. Пожалуй, наиболее удобной является форма, предложенная Сквайрсом[66]:

$$q_d = \frac{nU_z wh}{2} F_d \qquad (6)$$

где F_d—коэффициент формы для расхода вынужденного потока, который определяется из выражения

$$F_d = \frac{16}{\pi^3 h/w} \sum_{g=1,\ 3,\ 5,...}^{\infty} \frac{1}{g_3} \operatorname{th}\left[\frac{g\pi\,(h/w)}{2}\right] \qquad (7)$$

Величина F_d зависит только от геометрии канала червяка и полностью определяется отношением глубины канала к его ширине, h/w.

Вычисленные из уравнения (7) значения F_d в зависимости от величины h/w представлены графически на рис. 4,12.

Результаты экспериментальной проверки значений коэффициента формы для вынужденного потока изложены в работе Сквайрса[66], который опытным путем определял объемную производительность червяков диаметром 50,8 *мм* при шприцевании полиизобутилена и расплава полиэтилена. Геометрические размеры каналов червяков изменялись в широких пределах.

На рис. 4,13 показано несколько червяков, которые испытывались при шприцевании полиизобутилена. Определенные экспериментальные значения коэффициента формы вынужденного потока представлены графически на рис. 4,14. Удовлетворительное совпадение между экспериментальными и расчетными данными указывает на справедливость теоретического уравнения (7).

Противоток. В большинстве случаев в винтовом канале червяка существует градиент давления dp/dz, так как червячные шприц-машины или создают давление, необходимое для выдавливания материала, или осуществляют регулирование расхода пластика, выходящего из области с более высоким давлением, т. е.

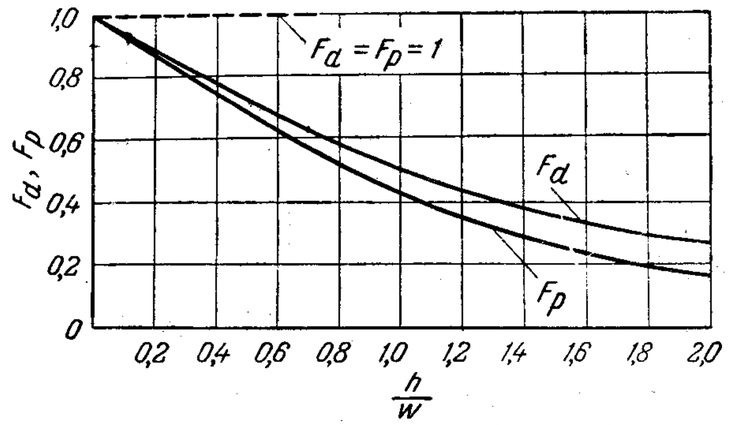


Рис. 4,12. Коэффициенты формы вынужденного потока и противотока.

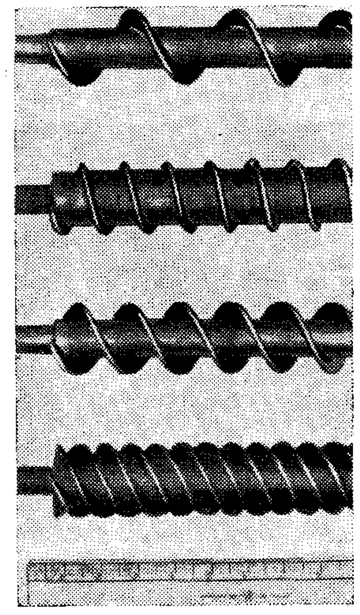


Рис. 4,13. Червяки различной формы, испытывавшиеся при шприцевании полиизобутилена.

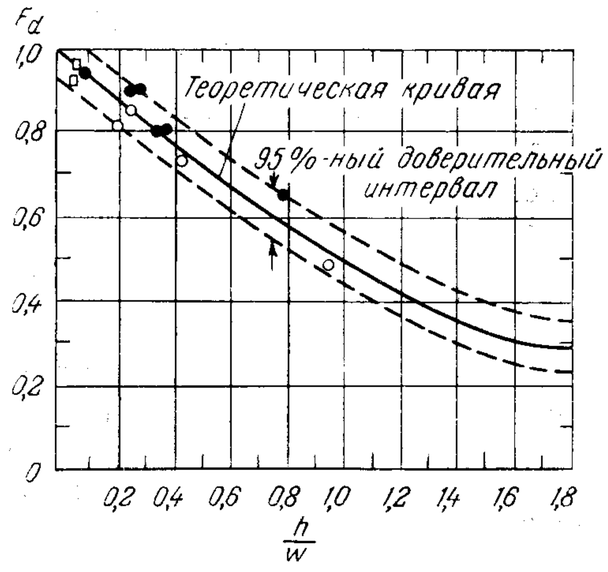


Рис. 4,14. Сопоставление теоретических значений коэффициента формы вынужденного потока F_d с экспериментальными данными:

○ и ●—полиизобутилен; □—полиэтилен.

играют роль «динамических дросселей». Поток, возникающий в результате существования градиента давлений, может быть описан частным решением уравнения (3), удовлетворяющим следующим граничным условиям:

$$v_z = 0 \text{ при } x = 0; \quad x = w, \quad y = 0 \text{ и } y = h$$

Решение, удовлетворяющее этим граничным условиям и описывающее распределение скоростей в противотоке, выражается следующим уравнением:

$$v_{zp} = \frac{1}{\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \left\{ \frac{y^2}{2} - \frac{hy}{2} + \frac{4h^2}{\pi^3} \sum_{g=1,3,5,\ldots}^{\infty} \frac{1}{g^3} \cdot \frac{\operatorname{ch}\left[\frac{g\pi(2x-w)}{2h}\right]}{\operatorname{ch}\left[\frac{g\pi}{2(h/w)}\right]} \cdot \sin g\pi\left(\frac{y}{h}\right) \right\} \quad (8)$$

В этой форме уравнение, описывающее распределение скоростей в противотоке, было предложено Гоуром и Мак-Келви[34].

Интегрируя уравнение (8) по площади поперечного сечения канала, получим объемный расход противотока, являющийся следствием существования в канале градиента давлений. Этот объемный расход равен:

$$q_p = -\frac{nwh^3}{12\mu}\left(\frac{\partial p}{\partial z}\right) F_p \quad (9)$$

где F_p—коэффициент формы для расхода противотока.

Так же как и коэффициент формы вынужденного потока, коэффициент формы противотока зависит только от отношения глубины канала к его ширине, h/w:

$$F_p = 1 - \frac{192h/w}{\pi^5} \sum_{g=1,\,3,\,5,\ldots}^{\infty} \frac{1}{g^5} \operatorname{th}\left[\frac{g\pi}{2h/w}\right] \quad (10)$$

Значения F_p, рассчитанные по уравнению (10) при изменении h/w в интервале от 0 до 2,0, приведены на рис. 4.12.

Результирующий поток, возникающий вследствие наложения противотока на вынужденный поток. Теория одномерного течения. Истинная величина и направление вектора скорости в каждой точке сечения канала, так же как и результирующая величина объемного расхода, могут быть определены путем суммирования компонент вынужденного потока и противотока.* На данной

* Такой подход, строго говоря, справедлив только при шприцевании ньютоновских жидкостей, так как в противном случае вследствие нелинейности уравнений нельзя пользоваться принципом аддитивности решений.—*Прим. перев.*

стадии течения утечками, существующими в зазоре между гребнем червяка и внутренней стенкой корпуса, можно пренебречь. Таким образом, складывая уравнения (6) и (9), получим выражение для величины результирующего объемного расхода q:

$$q = q_d + q_p$$

$$q = \frac{nU_z wh}{2} F_d - \frac{nwh^3}{12\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} F_p \quad (11)$$

Подставим в уравнение (11) следующие выражения:

$$U_z = U_c \cos\varphi = \quad (12)$$

$$= \pi DN \cos\varphi \quad (13)$$

$$w = b \cos\varphi = \quad (14)$$

$$= \left(\frac{t}{n} - e\right)\cos\varphi = \quad (15)$$

$$= \frac{\pi D\left(1 - \frac{ne}{t}\right)\sin\varphi}{n} \quad (16)$$

$$t = \pi D \operatorname{tg}\varphi \quad (17)$$

$$z = l/\sin\varphi \quad (18)$$

где N—число оборотов червяка в единицу времени;

n—число заходов червяка (все остальные обозначения приведены на рис. 4,11).

При этом уравнение (11) может быть записано в одной из трех более удобных для расчета червяка форм:

$$q = \frac{F_d n\pi DNhw\cos\varphi}{2} - \frac{F_p nh^3 w\sin\varphi}{12\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial l} \quad (19)$$

$$q = \frac{F_d n\pi DNh\left(\frac{t}{n} - e\right)\cos^2\varphi}{2} - \frac{F_p nh^3\left(\frac{t}{n} - e\right)\sin\varphi\cdot\cos\varphi}{12\mu} \cdot \frac{\partial p}{dl} \quad (20)$$

$$q = \frac{F_d \pi^2 D^2 Nh\left(1 - \frac{ne}{t}\right)\sin\varphi\cos\varphi}{2} - \frac{F_p \pi Dh^3\left(1 - \frac{ne}{t}\right)\sin^2\varphi}{12\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial l} \quad (21)$$

Каждое из трех вышеприведенных уравнений может быть записано в форме:

$$q = F_d aN - F_p \frac{\beta}{\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial l} \quad (22)$$

где α, β, F_d и F_p зависят только от геометрических размеров червяка. При этом формулы, определяющие значения α и β, различны и зависят от того, какое из уравнений применяется. Если воспользоваться формой уравнения (21), то получим:

$$\alpha = \frac{\pi^2 D^2 h \left(1 - \frac{ne}{t}\right) \sin\varphi \cos\varphi}{2} \tag{23}$$

и

$$\beta = \frac{\pi D h^3 \left(1 - \frac{ne}{t}\right) \sin^2\varphi}{12} \tag{24}$$

Полученные уравнения позволяют выявить несколько существенных особенностей работы винтовых насосов.

Во-первых, из этих уравнений вытекает, что если вязкость жидкости во всех точках сечения канала постоянна, то расход вынужденного потока не зависит от вязкости перекачиваемой жидкости (влияние изменений вязкости по высоте канала на величину производительности будет рассмотрено ниже). В пределах этого по существу небольшого ограничения входящий в уравнение (22) член, определяющий расход вынужденного потока, описывает в равной мере расход как ньютоновских, так и неньютоновских жидкостей.

Во-вторых, если пренебречь изменениями второго порядка в величине F_d и $\left(1 - \frac{ne}{t}\right)$, то можно считать, что расход вынужденного потока при постоянном угле подъема винтового канала увеличивается пропорционально квадрату диаметра червяка и пропорционально глубине винтового канала.

В-третьих, величина расхода вынужденного потока прямо пропорциональна скорости вращения червяка.

В отличие от вынужденного потока величина противотока зависит от вязкости жидкости. Поэтому при расчете расхода противотока необходимо учитывать как аномалию вязкости расплава, так и изменение вязкости материала вдоль оси винтового канала (методы, позволяющие учесть изменение вязкости при расчете производительности червяка, изложены ниже, стр. 205—208). Кроме того, расход противотока очень сильно зависит от глубины канала, так как он пропорционален третьей степени глубины винтового канала. И, наконец, последнее отличие состоит в том, что расход противотока увеличивается прямо пропорционально диаметру червяка и совершенно не зависит от скорости вращения червяка.

Единственная связь между скоростью вращения червяка и расходом противотока состоит в том, что изменение скорости вращения может влиять на величину вязкости расплава или потому, что при этом меняется температура расплава, или потому, что расплав обладает аномалией вязкости.

Физический смысл коэффициентов формы F_d и F_p состоит в следующем. Эти коэффициенты определяют отношение фактического расхода вынужденного течения или противотока к тому предельному теоретическому значению, которое имела бы величина расхода, если бы краевой эффект стенок канала был равен нулю. Боковые стенки канала искривляют поле скоростей потока в прилежащих к ним областях. Это искажение уменьшает величину объемного расхода как поступательного потока, так и противотока по сравнению со значениями, полученными при условии, что ширина канала в направлении оси x бесконечна. По мере уменьшения величины отношения h/w значения обоих коэффициентов формы F_d и F_p приближаются к единице.

Если принять, что коэффициенты F_d и F_p равны единице, то уравнение (11) принимает вид:

$$q = \frac{nU_z wh}{2} - \frac{nwh^3}{12\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \tag{25}$$

Используя коэффициенты α и β, определяемые соответственно уравнениями (23) и (24), получим:

$$q = \alpha N - \frac{\beta}{\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial l} \tag{26}$$

Так как из уравнения (25) следует, что скорость в канале изменяется только в направлении оси y, это выражение получило название «одномерного» или упрощенного уравнения шприцевания[21].

Уравнение (25) можно непосредственно вывести из исходного дифференциального уравнения (3), если предположить, что член $(\partial^2 v_z/\partial x^2)$ равен нулю, как это и имеет место в каналах с весьма малым значением отношения глубины к ширине. В этом случае имеем:

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \mu \frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2} \tag{27}$$

Интегрируя это уравнение, при следующих граничных условиях $v_z=0$, $y=0$ и $v_z=U_z$, при $y=h$ получим распределение скоростей в канале:

$$v_z = \frac{U_z y}{h} + \frac{y^2 - hy}{2\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \tag{28}$$

Оба члена, стоящие в правой части уравнения (28), представляют собой предельные значения скоростей соответственно вынужденного потока и противотока, которые получаются из уравнений (4) и (5) при уменьшении отношения h/w. Интегрируя уравнение (28) по площади сечения n параллельных винтовых каналов, получим уравнение, из которого определяется суммарная объемная производительность сравнительно мелких каналов:

$$q = \frac{nU_z w h}{2} - \frac{nwh^3}{12\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \tag{29}$$

Очевидно, что это уравнение полностью идентично уравнению (25), представляющему собой предельный случай, к которому стремится двумерное уравнение шприцевания по мере уменьшения глубины канала.

Мор, Секстон и Джепсон[51] предложили записать уравнения (28) и (26) в несколько иной форме:

$$v_z = U_z[(1 - 3a)(y/h) + 3a(y/h)^2] \tag{30}$$

и

$$q = \frac{nU_z hw}{2}(1 - a) \tag{31}$$

где a—это отношение расхода противотока к расходу вынужденного потока.

$$a = -q_p/q_d \tag{32}$$

или

$$a = \frac{h^2}{6U_z\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial z} \tag{33}$$

Знак минус вводится для того, чтобы сделать отношение a положительной величиной, так как расход q_p в используемой системе координат имеет отрицательный знак. Можно записать a в несколько иной форме, если воспользоваться уравнениями (12) и (18):

$$a = \frac{h^2 \operatorname{tg}\varphi}{6\pi DN\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial l} \tag{34}$$

В общем случае, если к обоим концам червяка приложены произвольные внешние давления, a может принимать любые—как положительные, так и отрицательные значения. Однако если такие внешние давления отсутствуют, значение a изменяется от нуля до единицы. При этом $a=0$ для червяка, работающего в режиме свободного выхода, и $a=1$ для червяка, работающего с полностью

закрытым выходом, но при отсутствии утечек (как будет показано в дальнейшем, существование утечек приводит к тому, что a всегда немного меньше единицы).

Во всех предыдущих рассуждениях течение жидкости через зазор, образующийся между гребнем стенки канала и внутренней поверхностью корпуса, не принималось во внимание. Метод учета этого так называемого течения «утечки» будет приведен ниже, на стр. 215—218.

Течение, направленное поперек канала. Поскольку направление относительного движения корпуса составляет острый угол с осью винтового канала червяка z, жидкость в канале движется не только вдоль оси канала, но также и поперек канала, в направлении, перпендикулярном к стенкам канала, как это показано на рис. 4,10. До сих пор мы рассматривали ту часть потока, которая образуется за счет существования параллельной оси z компоненты вектора скорости жидкости, так как эта часть потока определяет производительность шприц-машины. Поперечное течение увеличивает значение мощности, расходуемой червяком, и влияет на процесс теплопередачи в червяке, и на возможность использования червяка в качестве смесителя.

Интересно, что впервые детальный анализ поперечного течения был опубликован в связи с проходившей недавно дискуссией, посвященной обсуждению возможностей использования одночервячных шприц-машин как смесителей.

Для описания поля скоростей поперечного потока могут быть использованы уравнения, аналогичные уравнениям (30) и (31)

$$v_x = U_x[(1 - 3c)(y/h) + 3c(y/h)^2] \tag{35}$$

где

$$U_x = \pi DN \sin\varphi \tag{36}$$

и

$$\frac{q_x}{L/\sin\varphi} = \frac{U_x h}{2}(1 - c) \tag{37}$$

Величина $\frac{q_x}{L/\sin\varphi}$ представляет собой отношение объемного расхода поперечного течения к длине винтового канала червяка. Отношение расхода противотока в циркуляционном течении к расходу нормальной составляющей вынужденного течения определяется выражением:

$$c = \frac{h^2}{6U_x\mu} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \tag{38}$$

Для простоты при выводе уравнений (35)—(38) краевые эффекты, возникающие у стенок канала, существование течений утечки

и изменение вязкости жидкости по глубине канала не учитывались в предположении, что их влияние пренебрежимо мало.

Если пренебречь утечками, величина которых обычно очень мала, суммарное значение расхода для течения в поперечном направлении будет равно нулю, так как с обеих сторон поток ограничен стенками канала. Поэтому $q_x=0$, а $c=1$. При этом условии уравнение (35) принимает вид:

$$v_x = U_x[3(y/h)^2 - 2(y/h)] \qquad (39)$$

Профили скоростей. Выведенные в предыдущем разделе уравнения полностью описывают распределение скоростей, которое существует в канале червяка. Исключением являются только

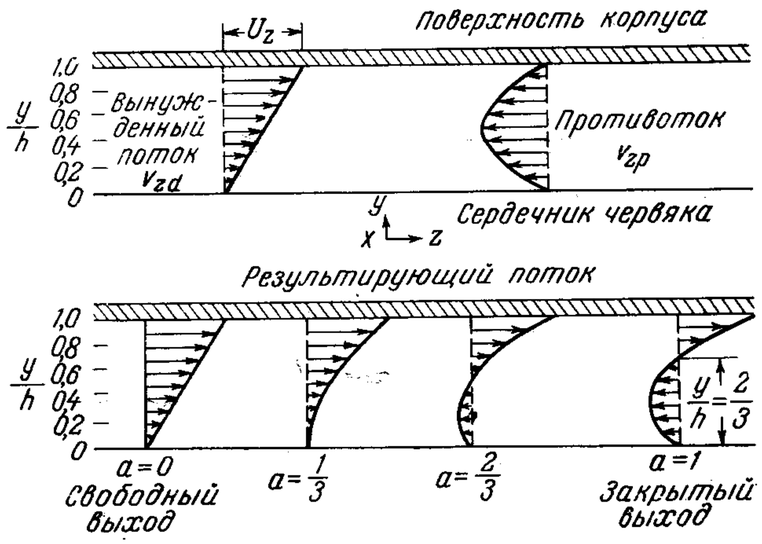


Рис. 4,15. Профили скоростей потока, направленного по оси канала.

расположенные у стенок канала области, в которых поперечный поток меняет направление. При повороте потока у стенки канала, естественно, возникает компонента скорости v_y, перпендикулярная дну канала. Эта вертикальная компонента до сих пор не учитывалась. Однако более внимательное рассмотрение линий тока в этих местах позволяет лучше разобраться в работе червячной шприц-машины.

Продольное течение (*вдоль оси винтового канала*). Если ограничиться рассмотрением каналов со сравнительно малой величиной отношения глубины канала к его ширине, профиль скоростей потока, направленного параллельно оси винтового канала, определяется уравнением (30). Наиболее типичные эпюры скоростей, рассчитанные по этому уравнению, представлены на рис. 4,15.

Эпюра скоростей вынужденного потока имеет форму прямоугольного треугольника, а эпюра скоростей противотока—параболы. Фактический профиль скоростей потока устанавливается в результате наложения на профиль скоростей вынужденного потока профиля скоростей противотока. Эпюры результирующего профиля скоростей соответствуют различным значениям отношения расхода противотока к расходу вынужденного потока.

Эпюра скоростей, построенная для $a=1/3$, представляет особенный интерес, так как при этом распределении скоростей, как это будет показано ниже, обеспечивается максимальная производительность шприц-машины при любом противодавлении в головке.

Однако из рассмотрения только этих эпюр, характеризующих распределение скоростей в плоскости, параллельной оси винтового канала (ось z), можно прийти к выводу, что в канале червяка вследствие существования противотока появляется область обратного течения, в которой жидкость движется в направлении от головки к загрузочной воронке.

За исключением пренебрежимо малых утечек через кольцевой зазор в действительности ни при каких условиях работы шприц-машины в канале червяка не возникает течения, направленного противоположно основному потоку.

Встречающиеся в литературе ссылки на возникающий в канале противоток[8, 33, 43, 45, 58, 62] привели к распространению ошибочного мнения о том, что в канале действительно происходит течение в обратном направлении. Так называемый «противоток» в действительности представляет собой просто проекцию скоростей истинного потока на ось z в любой точке канала. Это воображаемое течение, образованное проекциями скоростей действительного потока, может оказаться направленным в обратную сторону, хотя векторы скорости суммарного потока в этих же точках направлены в сторону головки.

Несмотря на это, предположение о существовании обратно направленного течения противотока, вызванного давлением в головке, оказывается весьма полезным для анализа зависимости производительности шприц-машины от давления в головке и от геометрических размеров червяка. При этом следует остерегаться ошибочных выводов о действительном направлении линий тока в канале червяка, которые могли бы явиться результатом упрощенного понимания очень распространенного графического изображения эпюры проекций действительных скоростей потока на ось z. Для того чтобы получить правильное представление о действительном течении жидкости в канале червяка, необходимо одновременно с продольным течением рассматривать поперечное течение, которое возникает в результате существования нормаль-

ных компонент скорости потока, являющихся проекциями истинных скоростей потока на ось x.

Циркуляционное течение. Эпюра скоростей потока, существующего в нормальном сечении канала, т. е. в плоскости, параллельной оси x, представлена на рис. 4,16.

Поперечный поток фактически представляет собой циркуляционное течение, поле скоростей которого приближенно описывается уравнением (39). Распределение скоростей поперечного потока не зависит от давления в головке и полностью определяется геометрическими размерами канала и скоростью вращения червяка.

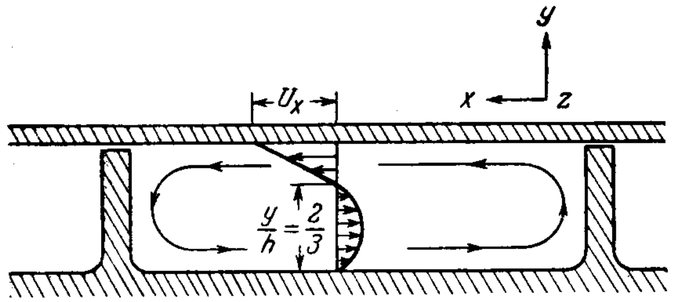


Рис. 4,16. Профиль скоростей циркуляционного течения.

Результирующее распределение скоростей. Для того чтобы представить себе истинное распределение скоростей в трехмерном потоке, необходимо векторно сложить компоненты скорости в каждой точке. Диаграмма, иллюстрирующая результат такого сложения проекций вектора скорости на нормальную и параллельную оси канала плоскости, представлена на рис. 4,17. На этой диаграмме компоненты скорости течения для сечений, расположенных на различном расстоянии от дна канала, изображены так, как их будет видеть наблюдатель, смотрящий на канал вдоль оси y. На рис. 4,18 эти же диаграммы распределения скоростей изображены в перспективе. Диаграммы построены для червяка с каналом прямоугольного поперечного сечения. Угол подъема винтового канала—17°42′. Однако полученные результаты справедливы для червяка с любым значением угла подъема канала.

Величины поступательной (параллельной оси z) и нормальной (параллельной оси x) компонент вектора скорости рассчитывались для различных значений отношения y/h при режиме свободного выхода ($a=0$), нулевого расхода ($a=1$) и для промежуточного режима ($a=0{,}5$). На рис. 4,17 эти компоненты изображены в виде пунктирных стрелок. Отметим, что, как это было указано выше, поперечная компонента вектора скорости не зависит от режима работы и при изменении a остается постоянной. Векторно складывая эти две нормальные компоненты, получим вектор истинной локальной скорости для соответствующей точки в сечении канала. Суммарные векторы, изображающие фактическую величину

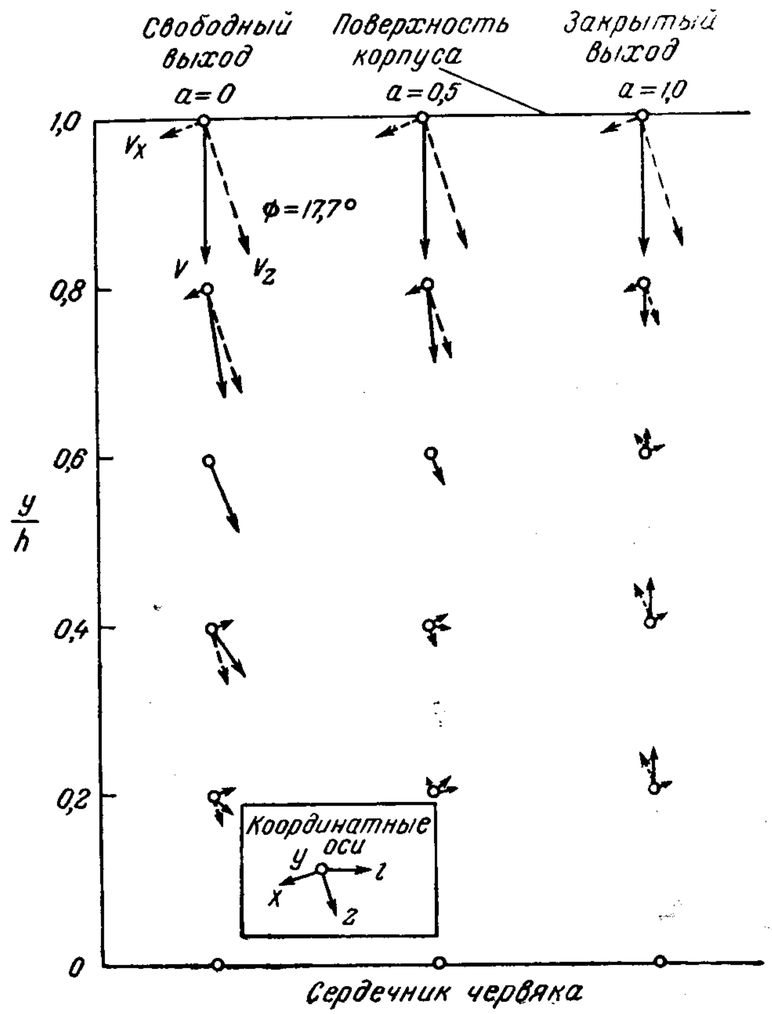


Рис. 4,17. Направление и величина скорости потока на различном расстоянии от дна канала червяка, если смотреть на движение материала в канале вдоль оси y.

скорости в данной точке потока, изображены на рис. 4,17 сплошными толстыми стрелками. Необходимо заметить следующее:

1) Ни при каких условиях в канале червяка не возникает локальных скоростей, направленных к загрузочной воронке, проекции которых на ось l имели бы отрицательный знак.

2) Ни при каких условиях в канале червяка не существует поверхности, на которой не было бы течения жидкости. Единственным исключением является режим нулевого расхода, при

котором в сечении канала, отстоящем от его дна на расстоянии двух третей глубины канала, обе компоненты вектора скорости одновременно равны нулю.

3) Наиболее правильное толкование влияния изменения относительного значения расхода противотока (изменение a) состоит в том, что при всяком изменении a одновременно соответственно меняется направление векторов скорости во всем сечении потока.

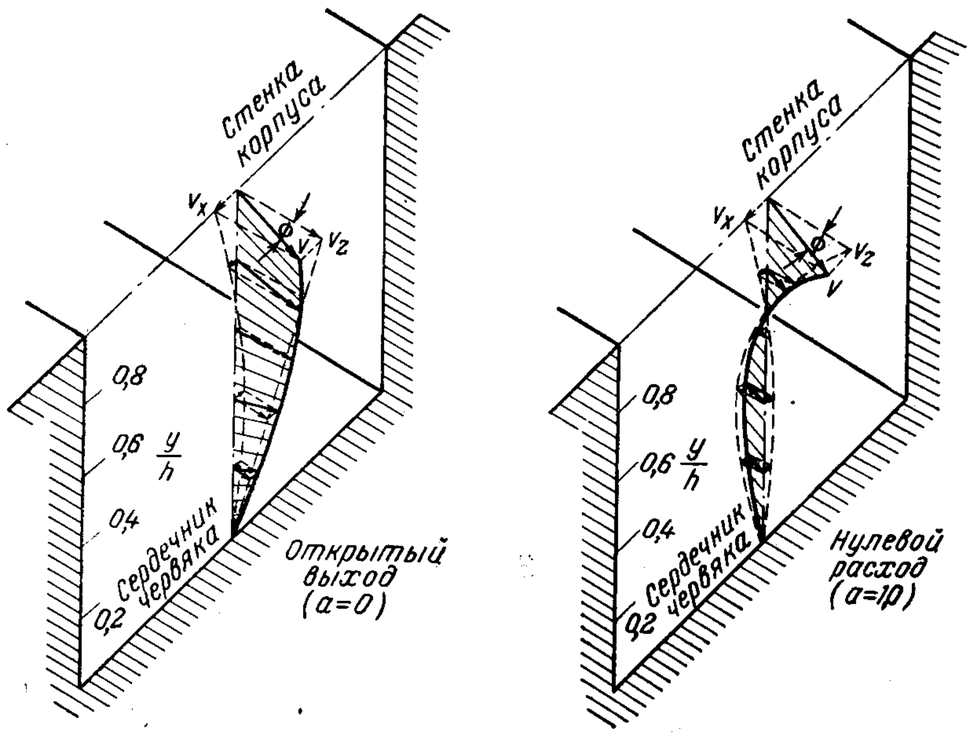


Рис. 4,18. Пространственная диаграмма распределения скоростей в канале червяка.

4) При работе в режиме нулевого расхода течение жидкости в червяке превращается в замкнутый круговой поток, расположенный в нормальной к оси червяка плоскости.

5) При отсутствии пристенного скольжения скорости потока на границах имеют следующие значения: на дне канала $v=0$, у стенки корпуса $v=U_c$.

Недавно Эккер и Валентинотти опубликовали экспериментальную работу, в которой приведены результаты непосредственных замеров локальных скоростей жидкости, протекающей по каналу червяка шприц-машины с прозрачным корпусом[26]. Эта работа является единственным опубликованным исследованием, в котором приведены данные о фактическом распределении скоростей в канале червяка шприц-машины. Все ранее опубликованные экспериментальные данные были основаны на замерах суммарных значений расхода шприцуемого материала. Поэтому исследования, выполненные Эккером и Валентинотти, можно считать наиболее серьезным подтверждением существующей теории шприцевания, так как их результаты хорошо совпадают с выводами теории. Особенно это относится к теоретическому распределению скоростей в потоке, изображенному на рис. 4,17 или 4,18, которое полностью подтверждается результатами их исследования.

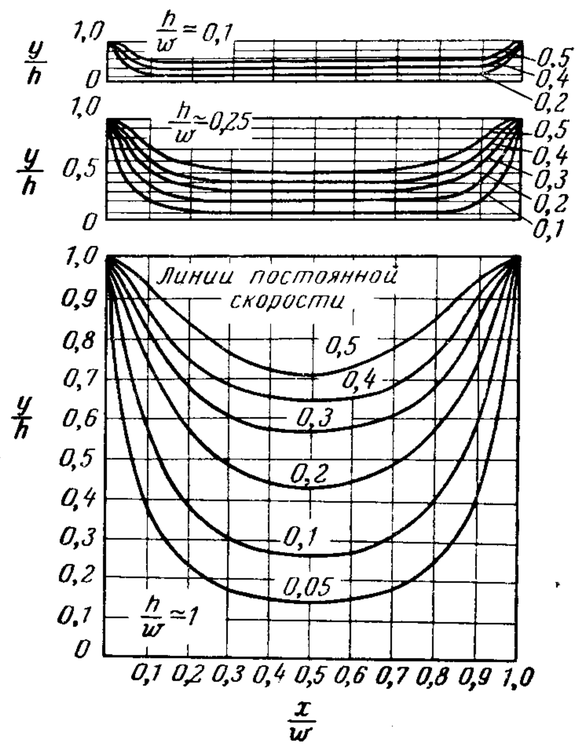


Рис. 4,19. Диаграмма распределения поступательных скоростей в канале червяка.

Цифры на кривых—величина отношения $\frac{v_z}{U_z}$.

Двумерное течение. Поскольку эпюры скоростей продольного течения (см. рис. 4,15) были рассчитаны по уравнениям одномерной теории шприцевания, естественно, что влияние стенок канала на поле скоростей не нашло в них никакого отражения. Более точная картина течения будет получена, если воспользоваться уравнениями двумерной теории шприцевания, которые позволяют очень четко выявить влияние стенок и краевых эффектов на распределение скоростей в канале червяка.

Свободный выход. При отсутствии сопротивления, например, головки, установленной на конце цилиндра, в шприц-машине не возникает никакого противодавления, и в канале червяка существует только вынужденное течение. В этих условиях для расчета профиля скоростей продольного потока можно воспользоваться уравнением (4).

На рис. 4,19 приведены графики, иллюстрирующие результаты, полученные для трех червяков, которые отличаются друг от друга величиной отношения глубины канала к его ширине*. На верхней диаграмме изображено распределение скоростей в

* Приведенные на рис. 4,19 диаграммы распределения скоростей продольного течения заимствованы из еще неопубликованной (во время подготовки рукописи) работы Гора Мак-Келви[34].

сравнительно мелком канале, геометрические размеры которого подобны размерам каналов дозирующей зоны большинства червяков для переработки пластических масс. Средняя диаграмма, на которой изображены результаты, полученные для червяка с не очень глубоким каналом, $h/w=0{,}25$, иллюстрирует распределение скоростей в загрузочной зоне или в зоне сжатия дозирующих червяков. Глубокий винтовой канал, к которому относится нижняя диаграмма, совершенно не типичен для пластмассовых шприц-машин, но вполне возможен в машинах для переработки резины.

На этих графиках хорошо заметно искривление линий постоянной скорости. Это искривление увеличивается с увеличением глубины канала. Влияние этого искажения поля скоростей на величину суммарного расхода поступательного течения можно учесть, воспользовавшись коэффициентом формы F_d, график значений которого приведен на рис. 4,12.

Диаграммы показывают, что материал, находящийся в углах канала, почти совершенно неподвижен. Если червяк предназначен для переработки термочувствительного полимерного материала, то желательно скруглить прямые углы у дна канала для того, чтобы уничтожить область замедленного течения материала и уменьшить возможность термического разложения материала.

Режим нулевого расхода. Если закрыть материалу выход из корпуса шприц-машины, то объемный расход будет равен нулю, а давление в конце червяка достигнет максимального значения. В этих условиях расход вынужденного потока равен расходу противотока, или

$$q_d + q_p = 0 \tag{40}$$

Объединяя это выражение с уравнением (11), получим:

$$\frac{1}{\mu}\cdot\frac{\partial p}{\partial z} = \frac{6U_z}{h^2}\cdot\frac{F_d}{F_p} \tag{41}$$

Используя уравнения (41) и (8), получим выражение, которое описывает распределение локальных скоростей при нулевом расходе. Действительная величина скорости в соответствующей точке сечения канала определяется как сумма скорости вынужденного течения в этой точке, определенной из уравнения (4), и скорости противотока.

В результате получаем:

$$\frac{v_z}{U_z} = \frac{4}{\pi}\sum_{g=1,3,5,\ldots}^{\infty}\frac{1}{g}\cdot\frac{\operatorname{sh} g\pi\,(y/w)}{\operatorname{sh} g\pi\,(h/w)}\sin g\pi\,(x/w) + \frac{F_d}{F_p}\left\{\frac{3y}{h^2}(y-h) + \right.$$

$$\left. + \frac{24}{\pi^3}\sum_{g=1,3,5,\ldots}^{\infty}\frac{1}{g^3}\cdot\frac{\operatorname{ch}\left[\dfrac{g\pi\,(2x-w)}{2h}\right]}{\operatorname{ch}\left[\dfrac{g\pi}{2\,(h/w)}\right]}\sin g\pi\,(h/w)\right\} \tag{42}$$

На рис. 4,20 приведена рассчитанная по этому уравнению диаграмма типичного распределения скоростей в нормальном к оси z сечении для режима нулевого расхода.

Еще раз предостерегаем читателя от ошибочного вывода о существовании в канале червяка, направленного в сторону загрузочной воронки, течения расплава, который мог бы быть сделан

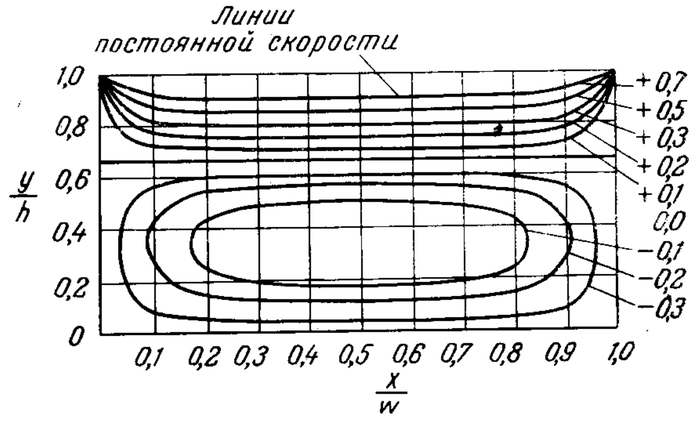


Рис. 4,20. Диаграмма распределения поступательных скоростей в канале при нулевом расходе.

Цифры на кривых—величина отношения $\frac{v_z}{U_z}$.

на основе этой диаграммы. Не следует забывать, что на этой диаграмме изображено распределение только параллельных оси z компонент векторов скорости истинного течения.

Эккер и Валентинотти[26] получили блестящее экспериментальное подтверждение теории распределения скоростей в канале червяка для режима нулевого расхода, изображенного на рис. 4,20.

Течение с переменной по глубине канала вязкостью. Во всех предыдущих рассуждениях предполагалось, что вязкость расплава в поперечном сечении червяка остается постоянной.

Поскольку в большинстве случаев червячные шприц-машины снабжаются устройствами для обогрева или охлаждения корпуса или червяка, исследование влияния температурного градиента, существующего в заполняющем канал расплаве, на рабочие характеристики машины представляет несомненный интерес.

Штруб[68] дал решения этой задачи для случаев линейного и экспоненциального изменения вязкости по глубине канала. К сожалению, Штруб ошибочно воспользовался дифференциальными уравнениями течения Навье—Стокса, которые справедливы только для постоянной вязкости, и его результаты оказались неправильными. Интегрируя уравнение Навье—Стокса, Штруб фактически пренебрег членом $\left(\frac{\partial v_z}{\partial y}\cdot\frac{\partial \mu}{\partial y}\right)$, который появляется, если воспользоваться более общей формой уравнений движения [уравнение (2)]. Задача эта рассматривалась повторно[67], и ниже приведено, по-видимому, совершенно правильное решение, которое основано на том, что вязкость расплава в канале червяка изменяется пропорционально расстоянию от дна канала. Если пренебречь краевыми эффектами, т. е. если предположить, что течение материала в канале является одномерным, то уравнение (2) сводится к виду:

$$\frac{\partial p}{\partial z} = \mu\frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2} + \frac{\partial v_z}{\partial y}\cdot\frac{\partial \mu}{\partial y} \qquad (43)$$

В этом уравнении μ является переменной величиной, которая изменяется по глубине канала, т. е. вдоль оси y. Если принять, что вязкость изменяется пропорционально расстоянию от дна канала, то, интегрируя уравнение (43), получим для распределения скоростей следующее выражение:

$$v_z = \frac{U_z}{\ln\gamma}\ln\left[1-\frac{y}{h}(1-\gamma)\right] - \frac{yh}{\mu_s-\mu_b}\cdot\frac{\partial p}{\partial z} + \\ + \frac{h^2}{(\mu_s-\mu_b)\ln\gamma}\cdot\frac{\partial p}{\partial z}\ln\left[1-\frac{y}{h}(1-\gamma)\right] \qquad (44)$$

где μ_s—вязкость расплава на дне канала червяка;
μ_b—вязкость расплава у стенок корпуса;
$\gamma=\mu_b/\mu_s$.

Интегрируя уравнение (44) по площади поперечного сечения канала, получим следующее выражение для объемной производительности червяка:

$$q = F_{\mu d}\alpha N - F_{\mu p}\frac{\beta}{\mu_m}\cdot\frac{\partial p}{\partial l} \qquad (45)$$

где μ_m—средняя вязкость находящегося в канале расплава, т. е.

$$\mu_m = \frac{\mu_b+\mu_s}{2} \qquad (46)$$

$F_{\mu d}$ и $F_{\mu p}$—поправочные коэффициенты, учитывающие влияние изменения вязкости на вынужденное течение и противоток. Оба

эти коэффициента зависят только от γ и определяются следующими выражениями:

$$F_{\mu d} = 2\left(\frac{\gamma}{\gamma-1}-\frac{1}{\ln\gamma}\right) \qquad (47)$$

и

$$F_{\mu p} = \frac{3(1+\gamma)}{1-\gamma}\left[1-2\left(\frac{\gamma}{\gamma-1}-\frac{1}{\ln\gamma}\right)\right] = \frac{3(1+\gamma)}{1-\gamma}[1-F_{\mu d}] \qquad (48)$$

Зависимость поправочных коэффициентов $F_{\mu d}$ и $F_{\mu p}$ от величины γ представлена графически на рис. 4,21.

При $\mu_b=\mu_s$ коэффициенты $F_{\mu d}$ и $F_{\mu p}$ равны единице, а уравнение (45) превращается в выражение, описывающее течение с постоянной по сечению канала вязкостью. Если червяк охлаждается, то вязкость расплава на дне канала больше, чем у стенки корпуса, и отношение μ_b/μ_s меньше единицы. При этом расход вынужденного течения уменьшается, так как уменьшается коэффициент $F_{\mu d}$ (см. рис. 4,21). Наоборот, если червяк обогревается, расход вынужденного течения увеличивается до тех пор, пока в пределе он не превысит в два раза первоначальное значение, которое имел при $\mu_b/\mu_s=1$. В отсутствие противотока этот последний вариант соответствует полному скольжению расплава по поверхности червяка.

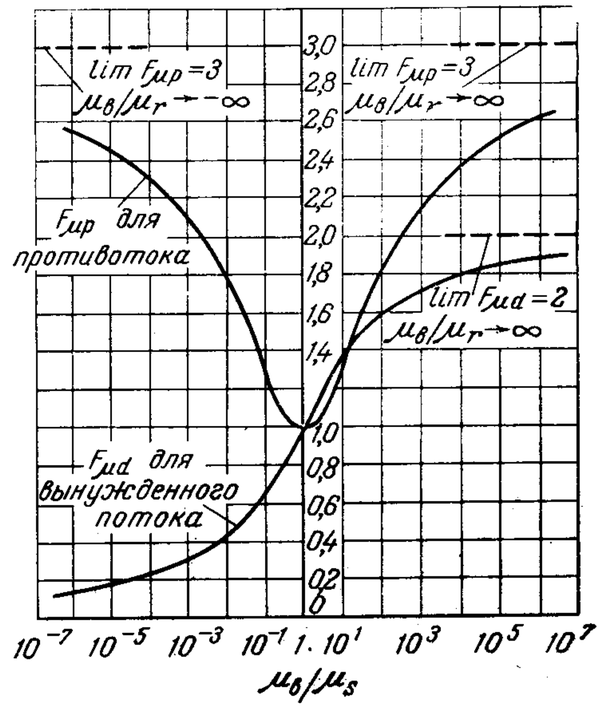


Рис. 4,21. Поправочные коэффициенты, учитывающие изменение вязкости по глубине канала червяка.

Величина противотока увеличивается при любом изменении отношения μ_b/μ_s, независимо от того, становится ли это отношение больше или меньше единицы. Поэтому при постоянной скорости вращения охлаждение червяка во всех случаях сопровождается уменьшением объемной производительности, если только величина средней вязкости расплава μ_m не увеличивается при этом слишком сильно.

Производительность шприц-машины при нагревании червяка может увеличиваться или уменьшаться в зависимости от соотношения между расходом вынужденного течения и расходом противотока. Так как в большинстве случаев расход вынужденного течения намного превышает расход противотока, то увеличение расхода вынужденного потока перекрывает увеличение расхода противотока при изменениях величины отношения μ_b/μ_s до 100. Поэтому можно ожидать, что нагрев червяка при постоянной скорости его вращения будет часто способствовать увеличению производительности машины.

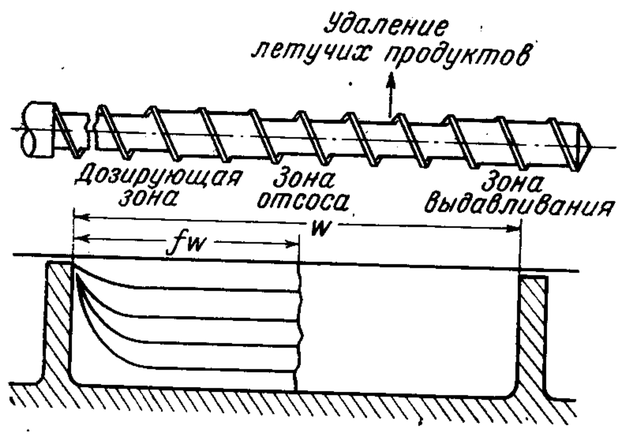


Рис. 4,22. Дегазационный червяк с частично заполненным каналом.

Мори, Ототаки и Игараши[52, 53] рассмотрели случай шприцевания материала с переменной по сечению канала вязкостью, вызванной неньютоновскими свойствами шприцуемого материала. Предполагалось, что материал обладает свойствами бингамовой жидкости.

Червяк с частично заполненными каналами. Возникший в последнее время интерес к дегазационным червякам, винтовой канал которых при работе не полностью заполнен расплавом, послужил причиной исследования производительности червяков с частично заполненным каналом.

На рис. 4,22 изображены схема дегазационного червяка и нормальное сечение его канала. Для того чтобы уравнение (3) удовлетворяло условиям течения в канале такого червяка, необходимо приравнять к нулю величину градиента давлений, $\frac{dp}{dz}=0$; поскольку канал червяка заполнен не полностью, давление в расплаве не может увеличиться, и в канале не возникнет противотока. Граничные условия, при которых следует искать решение для течения в не полностью заполненном канале, также отличаются от граничных условий, которые использовались при интегрировании уравнения (23) для заполненного канала. Теперь граница жидкости с координатами $x=fw$ является свободной поверхностью, на которой $dv_z/dx=0$. Сквайрс показал[66], что величина объемной производительности червяка с частично заполненным каналом может быть очень просто рассчитана по уравнению, выведенному для одномерного вынужденного течения и умноженному на коэффициент формы F_d, учитывающий краевые эффекты и степень заполнения канала:

$$q_d = F_d \alpha N \tag{49}$$

где α зависит только от геометрических размеров канала червяка и определяется по уравнению (23)

$$\alpha = \frac{\pi^2 D^2 h \left(1 - \frac{ne}{t}\right) \sin\varphi \cos\varphi}{2} \tag{23}$$

F_d—коэффициент формы, учитывающий уменьшение объемного расхода поступательного течения, которое возникает вследствие искривления потока, вызванного влиянием стенок канала в результате неполного заполнения канала. Этот коэффициент зависит только от геометрических размеров канала и степени его заполнения f и определяется из выражения

$$F_d = \frac{32f^2}{\pi^3 (h/w)} \sum_{g=1,3,5,\ldots}^{\infty} \frac{1}{g^3} \operatorname{th}\left[\frac{g\pi h/w}{4f}\right] \tag{50}$$

На рис. 4,23 представлена серия кривых, изображающих зависимость коэффициента формы вынужденного течения для частично заполненных каналов при различных значениях степени заполнения канала f от отношения глубины канала к его ширине. Физический смысл коэффициента формы F можно истолковать как отношение производительности реального червяка к производительности этот же червяка, рассчитанной без учета влияния на поток краевых эффектов стенок канала, для работы с полностью заполненным каналом.

Таким образом, кривая $F_d=1$ (пунктирная кривая) относится к такому идеализированному червяку с полностью заполненным каналом, в котором жидкость не прилипает, а скользит по боковым стенкам канала, т. е. эффект стенок отсутствует.

Сопоставление этой кривой с кривыми, соответствующими различным степеням заполнения, позволяет заметить одно весьма

интересное явление. Вначале объемная производительность по мере увеличения коэффициента заполнения канала f возрастает, но в тот момент, когда канал оказывается полностью заполненным и расплав соприкасается с его стенками, объемная производительность резко падает до значения, которое определяется величиной коэффициента F_d, соответствующего червяку с полностью заполненным каналом. Другими словами, если значение F_d для червяка с частично заполненным каналом лежит выше этой пунктирной кривой, этот червяк, работая с незаполненными каналами

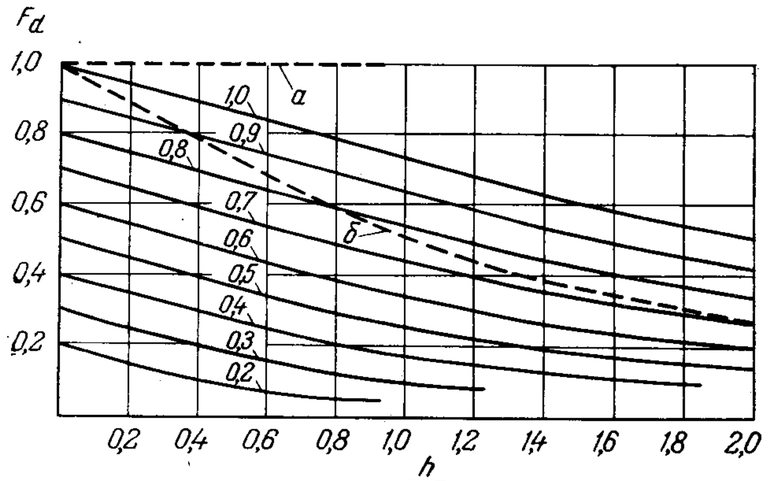


Рис. 4,23. Коэффициент формы для червяка с частично заполненным каналом:

a—F_d=1 для червяка с заполненным каналом при отсутствии эффекта стенок; b—для червяка с заполненным каналом, передняя стенка канала смочена. Цифры на кривых—степени заполнения канала f.

будет подавать больше материала, чем такой же червяк, но с полностью заполненными жидкостью каналами. Этот несколько неожиданный результат возникает вследствие того, что при частично заполненном канале тормозящее воздействие стенок канала не проявляется.

Это явление может быть одной из причин нестабильной производительности дозирующей зоны червяка, которая работает в условиях, близких к недостаточному питанию.

Периодическое проскальзывание и прилипание к стенкам находящегося в канале материала будет вызывать изменения производительности червяка от значения, соответствующего величине F_d и определяющегося на рис. 4,23 верхней кривой (полное проскальзывание), до значения, соответствующего величине F_d, характеризующегося пунктирной кривой (полное прилипание материала к стенкам канала).

Из рис. 4,21 можно также заметить, что объемная производительность червяка увеличивается быстрее, чем возрастает степень заполнения. Так, для канала с $h/w=1{,}0$, коэффициент формы, а следовательно, и объемная производительность при 80%-ном заполнении канала примерно в три раза больше, чем производительность при 40%-ном заполнении канала.

Поправка, учитывающая кривизну канала. При выводе вышеприведенных уравнений процесса шприцевания предполагалось, что геометрия червяка достаточно полно отображается использовавшейся плоской моделью. Для червяков с малой относительной глубиной канала это, по-видимому, вполне допустимое предположение. Однако геометрия червяков с глубоким каналом существенно отличается от той, которая изображается плоской моделью. Возникает необходимость оценить величину ошибок, к которым приводит использование плоской модели в этих условиях. Например, в уравнения (19) и (21), выведенные для плоской модели, входит диаметр червяка и угол подъема винтового канала. Совершенно очевидно, что, используя плоскую модель, невозможно логически обосновать выбор того или иного диаметра или значения угла подъема винтового канала, которые должны быть подставлены в эти уравнения. Следует отметить, что угол подъема винтового канала не постоянен по всей глубине канала и меняется одновременно с изменением диаметра, соответствующего глубине канала, на которой он измеряется. Зависимость угла подъема от диаметра определяется выражением $\varphi=\operatorname{arctg} t/\pi D$.

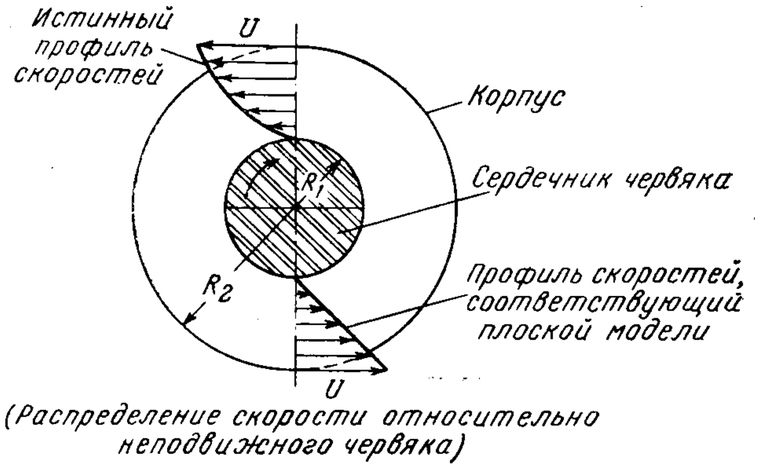
В опубликованных работах разные авторы при расчете угла подъема использовали различные диаметры: наружный диаметр червяка, средний диаметр и, реже, внутренний диаметр червяка.

В данной работе угол подъема винтового канала рассчитывается по наружному диаметру гребней, т. е. по наружному диаметру червяка. Выбор наружного диаметра в качестве расчетного сделан не случайно, так как разработанный Сквайрсом метод учета влияния кривизны канала[66] позволяет, как это будет показано, получить коэффициент кривизны, близкий к единице, если расчет производится по наружному диаметру червяка. Этот расчет также является приближенным, так как он не учитывает изменения угла подъема по глубине канала червяка. Угол подъема, соответствующий наружному диаметру, применяется в основном для удобства расчета.

Если предположить, что угол подъема канала мал, то вынужденное течение расплава в канале будет напоминать течение жидкости, находящейся в зазоре между двумя вращающимися относительно друг друга коаксиальными цилиндрами. Схематиче-

ски такая картина течения изображена на рис. 4,24. Предполагается, что при этом вращающейся деталью является корпус. Картина течения будет совершенно аналогичной, если предположить, что корпус неподвижен, а вращается червяк. В этом случае надо, однако, иметь в виду, что в вынужденное течение вовлекается та часть жидкости, которая тормозится корпусом, а не та, которая вращается вместе с червяком.

Распределение скоростей в модельной системе, которая изображена на рис. 4,24, изучено достаточно хорошо. Описание распределения скоростей можно найти в большинстве курсов по



(Распределение скорости относительно неподвижного червяка)

Рис. 4,24. Модель шприц-машины в виде концентрично расположенных цилиндров.

гидродинамике вязкой жидкости, так как эта модель по существу представляет собой обычный ротационный вискозиметр с концентрично расположенными цилиндрами.

Для ньютоновской жидкости величина скорости жидкости относительно стенки канала определяется выражением

$$v_z = 2\pi N r \left[\frac{1 - \left(\frac{R_1}{r}\right)^2}{1 - \left(\frac{R_1}{R_2}\right)^2} \right] \cos\varphi \qquad (51)$$

Если предположить, что распределение скоростей в канале червяка описывается этим выражением и пренебречь влиянием стенок, то, интегрируя уравнение (51) по площади поперечного сечения канала, можно получить выражение для объемного расхода вынужденного течения в такой модели искривленного канала. Выражение для объемного расхода в такой модели будет

аналогично по форме выражению для расчета расхода вынужденного течения в плоской модели, если ввести в это выражение коэффициент F_{cd}, учитывающий влияние кривизны канала.

Тогда величина расхода вынужденного течения в искривленном канале определится следующим образом:

$$q_d = F_{cd} a N \qquad (52)$$

Константа вынужденного потока по-прежнему определяется выражением

$$a = \frac{\pi^2 D^2 h \left(1 - \frac{ne}{t}\right) \sin\varphi \cos\varphi}{2} \qquad (23)$$

Единственное различие состоит в том, что за расчетный диаметр вместо какого-либо среднего диаметра принимается внутренний диаметр корпуса или, если величиной зазора между червяком и корпусом можно пренебречь, наружный диаметр червяка. После ряда преобразований получаем следующее выражение для коэффициента кривизны канала:

$$F_{cd} = \frac{1}{2\frac{h}{D}} - \frac{\ln\left[\frac{1}{1-2(h/D)}\right]}{\frac{h}{D}\left[\left(\frac{1}{1-2(h/D)}\right)\right]^2 - 1} \qquad (53)$$

где D — наружный диаметр.

Определенный таким образом коэффициент кривизны зависит только от величины отношения глубины канала к диаметру червяка. Графически эта зависимость изображена в виде сплошной кривой на рис. 4,25.

Абсолютно точно величину коэффициента кривизны можно вычислить только для канала с нулевым углом подъема.

Вполне вероятно, однако, что для червяков, угол подъема винтового канала которых меньше или равен 20°, ошибка, полученная при определении коэффициента кривизны, невелика, так как течение в них носит в основном круговой характер. Поскольку величина коэффициента кривизны близка к единице, на практике его вполне можно принимать равным единице (по крайней мере до тех пор, пока не будет разработан более точный метод учета истинного значения угла подъема канала).

Косвенное указание на допустимость приравнивания коэффициента кривизны единице для червяков с углом подъема мень-

шим 20° дают экспериментальные данные Сквайрса[66], на основании которых рассчитывалась величина коэффициента формы, графически представленная на рис. 4,14. Эти данные позволяют также обосновать выбор наружного диаметра червяка или внутреннего диаметра корпуса в качестве расчетной величины (вместо среднего диаметра), которая входит в уравнения течения, выведенные на основе плоской модели.

То обстоятельство, что коэффициент кривизны больше единицы приводит к тому, что если бы удалось рассчитать точное значение диаметра, которое нужно подставить в уравнение течения плоской модели, то его величина была бы больше, чем наружный диаметр червяка. Авторы же большинства прежних работ, руководствуясь интуицией, подставляли в эти уравнения диаметр, меньший наружного диаметра червяка. Обычно, за отсутствием лучшего, это был среднеарифметический диаметр.

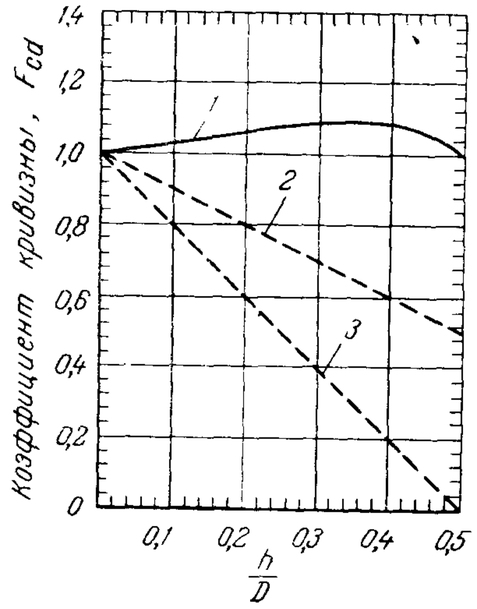


Рис. 4,25. Коэффициент, учитывающий влияние кривизны канала на величину вынужденного потока:

1—коэффициент кривизны канала, вычисленный по наружному диаметру червяка; *2*—коэффициент кривизны канала по среднему диаметру; *3*—коэффициент кривизны канала по сердечнику.

На рис. 4,25 приведены пунктирные кривые, позволяющие оценить величину возникающей при этом ошибки. Эти кривые представляют собой значения коэффициента кривизны, которые он принимает, если вычислить расход вынужденного течения по уравнению (22), подставляя в это уравнение в качестве определяющего диаметра соответственно наружный, среднеарифметический или внутренний диаметр червяка. Фактическая величина ошибки определяется в каждом случае разностью между значением соответствующей пунктирной кривой и сплошной линией, которая описывает более точное значение коэффициента кривизны, Так, для отношения $h/D=0{,}1$ действительное значение производительности примерно на 17% больше, чем величина производительности, которая будет получена при подстановке в уравнение (22) среднеарифметического диаметра.

Подобный метод оценки влияния кривизны канала на величину расхода противотока в настоящее время еще не разработан.

Утечки

В дополнение к течению в канале червяка в шприц-машине существует обычно очень незначительное течение жидкости через кольцевой зазор между внутренним диаметром корпуса и внешним диаметром червяка. Это течение называется утечкой.

Мор и Маллок[50] в недавно опубликованной статье выводят уравнение шприцевания несколько необычным способом. Вместо того чтобы рассматривать, как это делалось во всех предыдущих работах, течение через плоскость, нормальную к винтовой оси канала, они рассматривают течение жидкости через плоскость, нормальную к оси червяка (плоскость AA' на рис. 4,26). Такой подход позволяет значительно точнее выявить роль утечки.

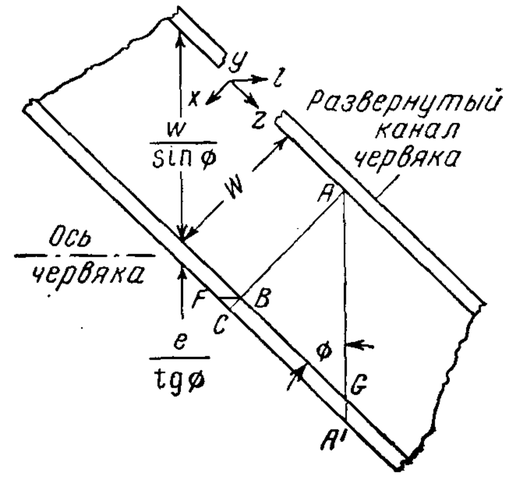


Рис. 4,26. Геометрические размеры канала.

Поток, нормальный плоскости AA', разделяется на две части: одна часть—это поток, который течет по каналу AG, другая часть—поток, который пересекает стенку винтового канала. Величина расхода потока, протекающего через AG, определяется интегрированием поля скоростей, которое образовано параллельными к оси червяка компонентами векторов скоростей продольного и поперечного течений:

$$q_{AG} = \int (v_z \sin\varphi - v_x \cos\varphi)\, dA \qquad (54)$$

где

$$dA = \frac{w}{\sin\varphi} dy \qquad (55)$$

Если не учитывать влияния стенок канала, то величина скорости продольного течения v_z может быть вычислена из приведенного выше уравнения (30):

$$v_z = U_z[(1-3a)(y/h) + 3a(y/h)^2] \qquad (30)$$

Величину скорости поперечного течения v_x находят по уравнению (35):

$$v_x = U_x[(1-3c)(y/h) + 3c(y/h)^2] \qquad (35)$$

где a и c соответственно определяются уравнениями (33) и (38).

Коэффициент c определяет отношение расхода вынужденного потока к расходу противотока в поперечном круговом течении. Если между наружным диаметром червяка и внутренней поверхностью корпуса существует зазор, то часть жидкости, вовлеченной в поперечное круговое течение в направлении $+x$ поперечным вынужденным потоком, не будет увлекаться противотоком в обратном направлении. Эта часть жидкости будет продолжать течение в направлении $+x$ (поверх гребня стенки канала). Поэтому, если между наружным даиметром червяка и внутренней поверхностью корпуса существует зазор, величина c всегда меньше единицы.

Мор и Маллок показали, что c может быть определено из следующего выражения:

$$c = \frac{(1-J) - \dfrac{[J^3(\mu/\mu_L)\,\pi Da]}{ne\,\mathrm{tg}\,\varphi}}{1 + \dfrac{[J^3(\mu/\mu_L)\,w]}{e\cos\varphi}} \tag{56}$$

где J равно

$$J = \delta/h \tag{57}$$

Мор и Маллок в отличие от других авторов определяют величину h не как глубину канала, а как разность между радиусом внутренней поверхности корпуса и радиусом сердечника червяка. Так как обычно величина J намного меньше единицы, то уравнение (56) можно с удовлетворительной степенью точности апроксимировать выражением:

$$c = 1 - J \tag{58}$$

Подставляя уравнения (55), (30) и (35) в уравнение (54) и интегрируя его, получим:

$$q_{AG} = \frac{nU_z wh}{2}(1-a) - \frac{nU_x wh}{2\mathrm{tg}\,\varphi}(1-c) \tag{59}$$

Первый член этого уравнения полностью идентичен вышеприведенному уравнению (31) и представляет собой результирующий расход, который возникает в результате наложения вынужденного течения и противотока. Второй член уравнения (59) учитывает влияние утечки на величину суммарного расхода. Если зазор $\delta=0$ и, следовательно, расход утечек равен нулю, то $c=1$, и этот член равен нулю.

Подставим в уравнение (59) следующие выражения:

$$U_x = \pi DN\sin\varphi \tag{36}$$

$$U_z = \pi DN\cos\varphi \tag{13}$$

и

$$w = \frac{\pi D\left(1 - \dfrac{ne}{t}\right)\sin\varphi}{n} \tag{16}$$

Преобразуя, получим следующее уравнение:

$$q_{AG} = \frac{\pi^2 D^2 Nh\left(1 - \dfrac{ne}{t}\right)\sin\varphi\cos\varphi}{2}(c-a) \tag{60}$$

или

$$q_{AG} = \frac{\pi^2 D^2 Nh\left(1 - \dfrac{ne}{t}\right)\sin\varphi\cos\varphi}{2}(1-a-J) \tag{61}$$

Теперь рассмотрим течение через плоскость GA'. Можно представить утечку через эту плоскость в направлении оси червяка как течение через плоскую щель толщиной δ и шириной, равной $\frac{ne}{g\varphi}$, возникающее в результате существования градиента давления. В этих условиях величина расхода определится выражением:

$$q_{GA'} = \frac{(ne/\mathrm{tg}\,\varphi)\delta^3}{12\mu_L}\left(\frac{\partial p}{\partial l}\right)_{BF} \tag{62}$$

Мор и Маллок и независимо от них авторы настоящей главы показали, что

$$\left(\frac{\partial p}{\partial l}\right)_{BF} = \frac{-6\mu\pi DN\cos\varphi}{h^2}\left[a\left(\frac{\pi D\cos\varphi}{ne} + \sin\varphi\right) + \frac{bc\sin\varphi}{e}\right] \tag{63}$$

Подставляя это значение осевого градиента давлений в уравнение (62), получим:

$$q_{GA'} = \frac{-n\delta^3\pi DN\cos^2\varphi}{2h^2}\cdot\frac{\mu}{\mu_L}\left[bc + a\left(\frac{\pi D}{n\,\mathrm{tg}\,\varphi} + e\right)\right] \tag{64}$$

Следует отметить, что уравнение (64) указывает на наличие утечек, даже если осевой градиент давлений в канале отсутствует, так как градиент давлений в поперечном направлении существует и в этом случае.

Результирующий расход для червяка определяется как сумма уравнений (61) и (64):

$$q = \frac{\pi^2 D^2 N h \left(1 - \frac{ne}{t}\right) \sin\varphi \cos\varphi}{2} (1 - a - J) - \\ - \frac{n\delta^3 \pi D N \cos^2\varphi}{2h^2} \cdot \frac{\mu}{\mu_L} \left[bc + a \left(\frac{\pi D}{n \operatorname{tg}\varphi} + e \right) \right] \qquad (65)$$

Как правило, второй член правой части уравнения (65) намного меньше первого, и им без большой погрешности можно пренебречь. В этом случае производительность червяка определится только первым членом уравнения (65) или, что то же самое, уравнением (61). Следовательно, радиальный зазор главным образом вызывает уменьшение расхода осевого потока, так как входящая в первый член правой части уравнения (65) величина $J > 0$.

Исследование уравнения (61) показывает, что, если $a=0$, т. е. если противоток полностью отсутствует, то величина суммарного расхода определяется из уравнений (19)—(21), причем учитывается только член, который характеризует расход вынужденного течения. При этом входящая в эти уравнения величина h заменяется разностью $h-\delta$, т. е. истинной глубиной канала.

Следует также отметить, что если в шприц-машине существует расход утечек конечной величины, то даже при полностью перекрытом выходе из головки коэффициент a не равен единице. В этом случае расход противотока равняется разности между расходом вынужденного течения и расходом утечки. Поэтому a—отношение расхода течения противотока к расходу вынужденного течения—несколько меньше единицы.

Окончательная форма уравнений течения в червяке шприц-машины

В предыдущих параграфах были приведены различные формы решения системы дифференциальных уравнений течения жидкости в канале червяка шприц-машины. Эти решения отличаются друг от друга граничными условиями, характером распределения вязкости в поперечном сечении канала, геометрией исходной модели. Специфика каждого случая учитывалась введением в основное одномерное уравнение, полученное на основе плоской модели, поправочных коэффициентов, на которые соответственно умножались члены, определяющие величину расхода вынужденного потока и величину расхода противотока.

Очевидно, что просто перемножая различные поправочные коэффициенты, которые вводятся в упрощенное уравнение одномерной модели, нельзя точно учесть влияние всех факторов, так как результирующее уравнение не может одновременно удовлетворять всем условиям, наложенным на исходное уравнение при выводе каждого из этих поправочных коэффициентов. Несмотря на этот известный недостаток математической строгости, все же полезно попытаться представить результаты всех предыдущих рассуждений в обобщенной форме:

$$q = q_d + q_p = F'_d \alpha N - F'_p \left(\frac{\beta}{\mu}\right) \frac{\partial p}{\partial l} \qquad (66)$$

Поправочные коэффициенты F, учитывающие влияние различных факторов, линейно сгруппированы в коэффициенты F'_d и F'_p следующим образом:

$$F'_d = F_d F_{\mu d} F_{cd} \qquad (67)$$

$$F'_p = F_p F_{\mu p} \qquad (68)$$

где α и β—это геометрические константы соответственно вынужденного течения и противотока. Различные формы их выражения даны уравнениями (23), (24) или (19)—(21);

N—скорость вращения червяка;

μ—среднее значение вязкости в сечении канала;

$\partial p/\partial l$—градиент давлений вдоль оси червяка;

F_d и F_p—коэффициенты формы, учитывающие влияние стенок и степени заполнения канала на величину расхода вынужденного течения и противотока. Эти коэффициенты определяются графически: для полностью заполненного канала по диаграмме, приведенной на рис. 4,12; для частично заполненного канала—по диаграмме, приведенной на рис. 4,23;

$F_{\mu d}$ и $F_{\mu p}$—коэффициенты, учитывающие влияние переменной по глубине канала вязкости на вынужденное течение и противоток. Они определяются графически по диаграмме, изображенной на рис. 4,21.

F_{cd} и F_{cp}—коэффициенты, учитывающие влияние кривизны канала на условия течения. Величина F_{cd} графически определяется по диаграмме, приведенной на рис. 4,25.

В настоящее время еще не существует методов определения F_{cp}.

Можно надеяться, что в ближайшее время будет найден метод расчета поправочного коэффициента, учитывающего влияние кривизны на величину противотока F_{cp}, аналогичный методу расчета коэффициента F_{cd} для вынужденного потока, который можно будет ввести в уравнение (68).

До тех пор, пока не будет получено более точного решения, влияние различных факторов следует учитывать, перемножая поправочные коэффициенты так же, как это было сделано в уравнениях (67) и (68). Для большинства практических случаев допускаемая при этом ошибка будет невелика.

Мощность, расходуемая в червячных шприц-машинах

Одной из наиболее ранних работ, посвященных методу оценки величины мощности, необходимой для привода винтового насоса, была работа Роуэлла и Финальсона[61], опубликованная в 1928 г. Несколько позже появилась работа Роговского[60], в которой он рассматривал эту проблему с позиций теории подобия. В 1953 г. Маллок и Мак-Келви[47] опубликовали более точный и подробный метод расчета величины мощности, необходимой для привода червяка. В дальнейшем Мор и Маллок[50], а также независимо от них Гоур и Мак-Келви[34] разработали метод учета мощности, расходуемой на циркуляционное течение, которая не рассматривалась в ранее опубликованных работах.

К определению величины мощности, расходуемой в канале червяка, можно подойти двумя различными путями.

1) Зная вязкость расплава и определив величину градиента скорости на внутренней поверхности корпуса [дифференцируя для этого уравнения (4), (8) и (39), которые описывают распределение скоростей в канале], можно определить величину напряжений сдвига на стенке корпуса, действующих в направлении вращения:

$$\tau_b = \mu\,(dv/dy)_b$$

Величина мощности, необходимой для привода червяка, определяется как произведение напряжения сдвига на суммарную площадь внутренней поверхности корпуса и на окружную скорость червяка.

2) Величина мощности, необходимая для привода червяка, может быть определена как сумма мощности, расходуемой в виде тепла, которое возникает вследствие вязкого трения, и мощности, затрачиваемой на увеличение потенциальной энергии потока, которое сводится к увеличению давления расплава.

В обоих случаях необходимо также принимать во внимание мощность, расходуемую в кольцевом зазоре между наружным диаметром червяка и внутренней стенкой корпуса.

Первый способ определения мощности основан на составлении уравнения равновесия сил, действующих на червяк и корпус машины. Этот способ достаточно полно изложен в уже цитированных работах.

Второй подход к расчету мощности, основанный на учете тепла, выделяющегося в результате вязкого трения, является более строгим и будет изложен ниже. Этим методом определения мощности червячной шприц-машины воспользовались Мор и Маллок[50]. Независимо от них Буй[15] приводит уравнения для расчета мощности, выведенные тем же методом.

Суммарная мощность, расходуемая в элементарном объеме текущего по каналу расплава, определяется следующим выражением:

$$dZ = dZ_s + dZ_p + dZ_L = \psi_s dV_s + dZ_p + \psi_L dV_L \qquad (69)$$

где $\psi_s dV_s$—мощность, расходуемая в элементарном объеме расплава в результате работы сил вязкого треняя и превращающаяся в тепло;

dZ_p—мощность, необходимая для увеличения давления расплава;

$\psi_L dV_L$—мощность, расходуемая в кольцевом зазоре между червяком и стенкой корпуса и представляющая собой работу сил вязкого трения;

ψ—функция диссипации для работы сил внутреннего трения;

dV_s и dV_L—элементарные объемы жидкости, выделенные соответственно в канале червяка и кольцевом зазоре.

Ниже каждый из членов, входящих в это уравнение, рассматривается в отдельности.

Мощность, расходуемая в виде работы сил внутреннего трения. Количество тепла, выделяющегося в единице объема в результате работы сил внутреннего трения, определяется функцией диссипации ψ, которая может быть получена из дифференциальной формы уравнения сохранения энергии[54]. Если принять, что находящаяся в канале жидкость несжимаема и пренебречь концевыми эффектами, то функция диссипации ψ_s выразится следующим уравнением:

$$\psi_s = \mu\left[\left(\frac{\partial v_x}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial v_z}{\partial y}\right)^2\right] \qquad (70)$$

При выводе этого уравнения предполагалось также, что геометрические размеры винтового канала на рассматриваемом участке червяка сохраняются неизменными. Только в этом случае можно пренебречь членом $\left(\frac{dv_z}{dz}\right)^2$, учитывающим ускорение жидкости, который в противном случае войдет в уравнение (70). Отметим, что если даже в уравнение входят члены, учитывающие ускорение, величина их обычно пренебрежимо мала.

Элементарный объем dV_s можно определить как

$$dV_s = nwdydz \tag{71}$$

Тогда мощность, расходуемая в канале червяка в результате внутреннего трения, выразится следующим образом:

$$dZ_s = \mu\left[\left(\frac{\partial v_x}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial v_z}{\partial y}\right)^2\right] nwdydz \tag{72}$$

Дифференцируя уравнения (39) и (30), получим:

$$\frac{\partial v_x}{\partial y} = \frac{2U_x}{h}\left[3\left(\frac{y}{h}\right) - 1\right]$$

и

$$\frac{\partial v_z}{\partial y} = \frac{U_z}{h}\left[1 - 3a\left(1 + 2\frac{y}{h}\right)\right]$$

Подставив эти выражения в уравнение (72), получим:

$$dZ_s = \mu\left\{\left(\frac{2U_x}{h}\right)^2\left(\frac{3y}{h} - 1\right)^2 + \left(\frac{U_z}{h}\right)^2\left[1 - 3a\left(1 + \frac{2y}{h}\right)\right]^2\right\} nwdydz \tag{73}$$

Выразим входящие в уравнение величины через геометрические размеры и скорость вращения червяка:

$$U_x = \pi DN\sin\varphi \tag{36}$$

$$U_z = \pi DN\cos\varphi \tag{13}$$

$$w = \frac{\pi D\left(1 - \frac{ne}{t}\right)\sin\varphi}{n} \tag{16}$$

$$dz = \frac{dl}{\sin\varphi} \tag{18}$$

Подставляя их в уравнение (73) и интегрируя его по y в пределах от $y=0$ до $y=h$, получим следующее выражение:

$$dZ_s = \frac{\pi^3 D^3 N^2 \mu\left(1 - \frac{ne}{t}\right)}{h}\left[(1 + 3a^2)\cos^2\varphi + 4\sin^2\varphi\right] dl \tag{74}$$

Это уравнение определяет количество тепла, выделяющегося в канале червяка в результате внутреннего трения. Член $4\sin^2\varphi$ учитывает существование поперечного циркуляционного течения. Если при расчете поперечное течение не учитывается, то этот член в уравнении выпадает. Однако получающаяся при этом ошибка весьма существенна.

Мощность, расходуемая на увеличение давления расплава и на вязкое трение в зазоре. Мощность, необходимая для создания давления в расплаве, определяется следующим уравнением:

$$dZ_p = qdp \tag{75}$$

Мощность, расходуемая на вязкое трение в зазоре между гребнями стенки канала и внутренней поверхностью корпуса, может быть определена из выражения, аналогичного по форме выражению для мощности, расходуемой в канале:

$$dZ_L = \psi_L dV_L \tag{76}$$

При этом функция диссипации ψ_L, если учитывается только деформация сдвига, возникающая в зазоре вследствие существования окружной скорости, будет иметь вид:

$$\psi_L = \mu_L\left(\frac{\partial v_c}{\partial y}\right)^2 \tag{77}$$

Элементарный объем можно определить следующим образом:

$$dU_L = n\delta edz\cos\varphi \tag{78}$$

где δ—величина радиального зазора;

e—ширина стенки канала, замеряемая вдоль оси червяка.

Поле скоростей вынужденного вязкого потока, возникающего в кольцевом зазоре, определяется выражением:

$$v_c = U_c(y/\delta) \tag{79}$$

Из уравнения (79) следует, что

$$\frac{\partial v_c}{\partial y} = \frac{U_c}{\delta} \tag{80}$$

Подставляя уравнения (77), (78) и (80) в (76), получим:

$$dZ_L = \frac{nU_c^2\mu_L e\cos\varphi}{\delta}\,dz \tag{81}$$

Поскольку

$$U_c = \pi DN \tag{82}$$

и

$$dz = dl/\sin\varphi \tag{18}$$

уравнение (81) может быть записано в форме:

$$dZ_L = \frac{n\pi^2D^2N^2\mu_L e}{\delta\operatorname{tg}\varphi}\,dl \tag{83}$$

Необходимо иметь в виду, что вязкость расплава в зазоре μ_L отличается от вязкости расплава в канале μ. Вязкость расплава в зазоре может быть намного меньше вязкости в канале в результате местного перегрева, возникающего вследствие прохождения через материал тепла от нагревателей или в результате интенсивного внутреннего трения [уравнение (83)].

Суммарная мощность, расходуемая в червячных шприц-машинах. Из уравнения (69) следует, что складывая уравнения (74), (75) и (83), получим полную величину расходуемой червяком мощности:

$$dZ = \frac{\pi^3D^3N^2\mu\left(1-\frac{ne}{t}\right)}{h}[(1+3a^2)\cos^2\varphi+4\sin^2\varphi]\,dl + qdp + \frac{h\pi^2D^2N^2\mu_L e}{\delta\operatorname{tg}\varphi}\,dl \tag{84}$$

У уравнении (84) первое и последнее слагаемое правой части представляют собой мощность, которая превращается в тепло, выделяющееся при течении перекачиваемой жидкости. Можно преобразовать уравнение (84), воспользовавшись для этого значением dp, определенным по уравнению (34):

$$dp = \frac{6\pi DN\mu a}{h^2\operatorname{tg}\varphi}\,dl \tag{85}$$

Выразив q через

$$q = q_d(1-a) \tag{86}$$

(величина q_d определяется как первый член правой части уравнения (21), в котором F_d принято равным единице), получим

следующее выражение для мощности:

$$dZ = \frac{\pi^3D^3N^2\mu\left(1-\frac{ne}{t}\right)}{h}[(1+3a)\cos^2\varphi+4\sin^2\varphi]\,dl + \left(\frac{n\pi^2D^2N^2\mu_L e}{\delta\operatorname{tg}\varphi}\right)dl \tag{87}$$

Энергия, расходуемая в канале на деформацию сдвига, и энергия, расходуемая на повышение давления жидкости, учитываются первым членом правой части уравнения (87).

Интересно, что уравнение (87) отличается от уравнения (84) только величиной показателя степени у a и отсутствием члена qdp.

Уравнение (84) можно также представить в форме:

$$dZ = \frac{\pi^3D^3N^2\mu\left(1-\frac{ne}{t}\right)}{h}(1+3\sin^2\varphi)\,dl + q_d dp + \frac{n\pi^2D^2N^2\mu_L e}{\delta\operatorname{tg}\varphi}\,dl \tag{88}$$

Мор и Маллок[50] применили изложенную выше теорию к случаю, при котором величина c в уравнении (35) не равна единице, т. е. когда нельзя пренебречь утечкой через кольцевой зазор. Полученное ими выражение учитывает как существование течения утечек, вызванного градиентом давлений, так и влияние течения утечек на циркуляционное течение:

$$dZ = \frac{\pi^3D^3N^2\mu\left(1-\frac{ne}{t}\right)}{h}[(1+3a)\cos^2\varphi+(4-3J)\sin^2\varphi]\,dl + \frac{n\pi^2D^2N^2\mu_L e}{\delta\operatorname{tg}\varphi}\left\{1+3J^2(\mu/\mu_L)\left(\frac{a\cos^2\varphi-\pi Da\sin\varphi\cos\varphi}{ne}\right)-\left[\frac{\pi Dc\left(1-\frac{ne}{t}\right)\sin^2\varphi\operatorname{tg}\varphi}{ne}\right]\right\}dl \tag{89}$$

где c определяется так же, как и прежде, а

$$J = \delta/h \tag{57}$$

Обычно зазор невелик и J можно принять равным нулю. В этом случае уравнение (89) превращается в уравнение (87), которое не учитывает течение утечек.

При выводе выражения для мощности, расходуемой в шприц-машине, предполагалось, что влияние стенок канала пренебрежимо мало, т. е. что глубина канала червяка по сравнению с его шири-

ной мала. Гоур и Мак-Келви[34], видоизменив уравнение (88), предложили следующее выражение, учитывающее влияние стенок канала на величину расходуемой в канале мощности:

$$dZ = \frac{\pi^3 D^3 N^2 \mu \left(1 - \frac{ne}{t}\right)}{h} (F_z \cos^2 \varphi + 4 \sin^2 \varphi)\, dl + q_d dp + \\ + \frac{\pi^2 n D^2 N^2 \mu_L e}{\delta \sin \varphi}\, dl \qquad (90)$$

Коэффициент F_z, зависящий только от величины отношения h/w, графически изображен на рис. 4,27. Для мелких каналов

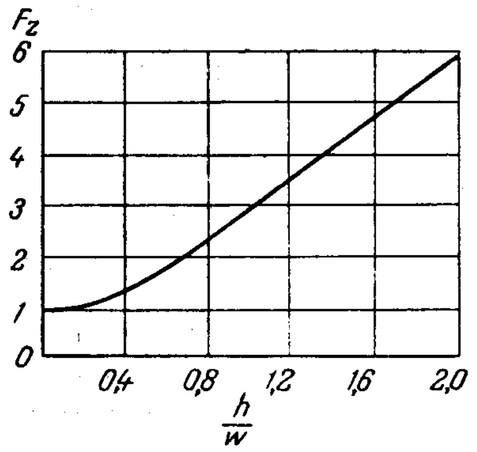


Рис. 4,27. Поправочный коэффициент, учитывающий влияние краевого эффекта на величину мощности.

величина F_z приближается к единице. При этом уравнение (90) превращается в уравнение (88), которое не учитывает существования эффекта стенок.

Расчет производительности пластицирующих шприц-машин

Все рассмотренные до сих пор уравнения для расчета производительности и мощности шприц-машин были представлены в дифференциальной форме по отношению к длине червяка. Другими словами, каждое уравнение описывает характеристику процесса только в определенном сечении канала, расположенном где-то вдоль оси червяка. Для того чтобы получить приемлемые расчетные уравнения, описывающие результирующие характеристики шприц-машины, надо проинтегрировать эти уравнения по эффективной длине червяка. При этом необходимо учитывать изменения вязкости расплава и геометрии канала по длине червяка. Для идеализированных режимов работы и определенных типов червяков такие интегральные уравнения в настоящее время получены. Одним из таких идеализированных режимов является изотермический режим, при котором вязкость расплава по длине канала постоянна. Получены также аналитические решения уравнений, определяющих производительность шприц-машины для адиабатического режима. В большинстве случаев работа шприц-машины может быть вполне удовлетворительно описана уравнениями, выведенными для одного из этих двух идеализированных режимов.

Описывающие рабочий процесс уравнения, которые будут приведены ниже, приложимы только к тем зонам червяка, в которых материал находится уже в виде однородного расплава. Специфические проблемы, возникающие при транспортировке твердых или полурасплавленных материалов, рассмотрены на стр. 253.

Общий случай

Характеристики шприц-машины. Если пренебречь утечкой, то зависимость между производительностью шприц-машины и давлением в головке для общего случая, в котором вязкость расплава, плотность расплава и размеры канала изменяются вдоль оси червяка, описывается интегральной формой уравнения (66):

$$\Delta p = \int_0^L \frac{\rho F'_d \alpha N - q_w}{\rho \left(F'_p \beta / \mu\right)} dl \qquad (91)$$

где Δp—перепад давлений, существующий на участке червяка длиной L;

q_w—величина массового расхода.

Уравнение (91) выражено в единицах массы. Для этого обе части исходного уравнения (61) умножены на плотность расплава ρ.

Коэффициенты F'_d, F'_p, α и β зависят только от геометрических размеров канала, так как предполагается, что распределение вязкости в поперечном сечении канала не меняется по всей длине червяка. Поскольку в общем случае геометрические размеры канала изменяются в зависимости от расстояния вдоль оси червяка l, все эти коэффициенты становятся функциями l. Однако, будучи однажды определены, эти функциональные зависимости остаются для любого выбранного червяка неизменными и не зависят от режима работы.

Зависимость вязкости расплава от расстояния вдоль оси червяка может быть очень сложной. Величина вязкости зависит от средней температуры расплава в поперечном сечении, устанав-

ливающейся в результате совместного воздействия тепла внутреннего трения и охлаждения или обогрева корпуса и червяка, и от реологической характеристики перерабатываемого материала (вязкость в зависимости от градиента скорости). Так как методы аналитического расчета сложного энергетического баланса, необходимого для определения локальных температур расплава, в настоящее время отсутствуют, приходится ограничиться приближенной оценкой продольного изменения вязкости. Если целью расчета является анализ характеристик существующей машины, а не проектирование новой, то для точного определения продольного изменения вязкости необходимо экспериментально определить продольное распределение температур. Определенное таким образом температурное поле позволяет также оценить и продольные изменения плотности расплава.

Располагая вышеперечисленными данными, можно проинтегрировать уравнение (91) графически. Производя такое интегрирование несколько раз для различных значений N и q_ω, получим ряд характеристик червяка, т. е. ряд кривых, описывающих зависимость расхода от давления в головке при различной скорости вращения червяка.

Использование этого общего метода было рассмотрено Штрубом[68]. Мейллефер[46] экспериментально проверил уравнение (91) при шприцевании двух материалов: минерального масла и термопласта (полиэтилена). Этим общим методом пользовались также Иошида и др.[76] при анализе течения расплавов полиэтилена в червячной шприц-машине.

Мощность привода червяка. В общем случае суммарную величину мощности привода червяка можно определить таким же путем, каким определялись интегральные характеристики червяка вида «производительность—давление».

Например, интегрируя уравнение (90) по длине червяка, получим суммарную мощность червяка:

$$Z = \int_0^L \left\{ \frac{\pi^3 D^3 N^2 \mu \left(1 - \frac{ne}{t}\right)}{h} (F_z \cos^2 \varphi + 4 \sin^2 \varphi) + \right.$$

$$\left. + \frac{\pi^2 n D^2 N^2 \mu_L e}{\delta \operatorname{tg} \varphi} \right\} dl + \int_{P_0}^{P_L} q_d dp \qquad (92)$$

Если глубина канала по сравнению с его шириной мала, вместо уравнения (90) можно воспользоваться интегральными формами

выражений (84), (87) и (88). Если зазор между кромкой червяка и стенкой корпуса велик, необходимо использовать интегральную форму уравнения (89).

Изотермический режим

Если принять, что температура расплава вдоль оси червяка остается неизменной, а следовательно, вязкость расплава и плотность расплава также не меняются, то можно получить семейство довольно простых уравнений, описывающих процесс шприцевания. Для того чтобы поддерживать изотермический режим, необходимо непрерывно отводить тепло, выделяющееся в расплаве в результате внутреннего трения. При исследовании работы дозирующих червяков со сравнительно мелким каналом на участке зоны дозирования очень часто оказывается, что они работают в изотермическом режиме. В особенности это касается маленьких шприц-машин, у которых отношение площади наружной поверхности к объему велико и обеспечивает интенсивный отвод тепла.

Для того чтобы оправдать применение уравнений изотермического шприцевания, совсем нет необходимости в точном соблюдении изотермического режима. Отклонения от изотермического режима (наблюдающиеся вдоль оси червяка) влияют только на противоток, величина которого по сравнению с вынужденным потоком часто мала.

Канал с постоянными размерами. *Характеристика червяка и головки.* Для изотермического режима величина градиента давлений в канале постоянного сечения определяется выражением:

$$\frac{\partial p}{\partial l} = \frac{\Delta p}{L} \qquad (93)$$

где Δp—перепад давлений на участке червяка длиной L. Если пренебречь утечкой, то производительность червяка определится уравнением (66), в котором $\partial p/\partial l$ заменено на $\Delta p/L$:

$$q = F'_d \alpha N - \frac{F'^3_p}{\mu} \cdot \frac{\Delta p}{L} \qquad (94)$$

Если подставить в уравнение (94) значения коэффициентов α и β, то получим:

$$q = \frac{F'_d \pi^2 D^2 N h \left(1 - \frac{ne}{t}\right) \sin \varphi \cos \varphi}{2} - \frac{F'_p \pi D h^3 \left(1 - \frac{ne}{t}\right) \sin^2 \varphi}{12 \mu L} \Delta p \qquad (95)$$

Из уравнения (95) следует, что характеристика червяка с постоянными размерами канала при изотермическом режиме в координатах «производительность—давление» графически изображается прямой с тангенсом угла наклона, равным $-\frac{F'_p\beta}{\mu L}$, пересекающей ось ординат ($\Delta p=0$) в точке с координатой $q=F'_d\alpha N$.

Если перепад давлений по длине червяка отсутствует, то производительность шприц-машины не зависит от вязкости материала и прямо пропорциональна скорости вращения червяка.

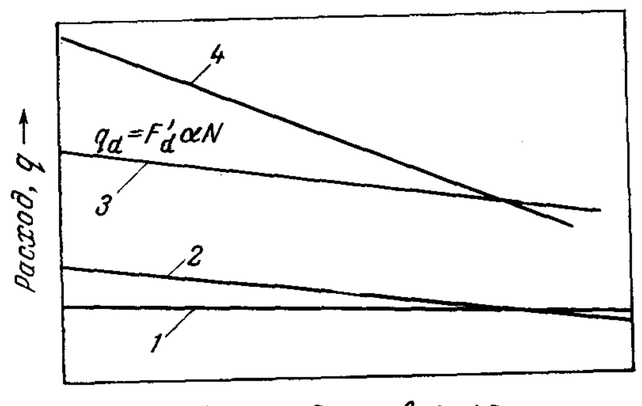


Рис. 4,28. Характеристики червяков, работающих в изотермическом режиме:

1—червяк с глубиной канала h_1, скорость вращения N *об/сек*; *2*—червяк с глубиной канала $h_2=1{,}5h_1$, скорость вращения N *об/сек*; *3*—червяк с глубиной канала h_1, скорость вращения $2N$ *об/сек*, тангенс угла наклона характеристики $=\frac{F_p\beta}{\mu L_1}$; *4*—червяк с глубиной канала $h_2=1{,}5\ h_1$, скорость вращения $2N$ *об/сек*.

На рис. 4,28 графически представлено уравнение (94) для двух червяков с каналами различной глубины при двух значениях скорости вращения. Характеристика червяка с более мелким каналом имеет меньший угол наклона, т. е. производительность такого червяка меньше зависит от противодавления. С увеличением скорости вращения угол наклона характеристик обоих червяков увеличивается, так как при увеличении скорости вращения градиент скорости в канале увеличивается, в вязкость находящегося в канале расплава, являющегося неньютоновской жидкостью, уменьшается.

Экспериментально установлено, что при работе в режиме, близком к изотермическому, характеристики червяка имеют вид прямых линий[17, 31, 35, 45, 62]. Прямолинейная зависимость наблюдается даже при шприцевании таких неньютоновских жидкостей, как расплавы полиэтилена. Причина этого, по-видимому, заключается в том, что средний эффективный градиент скорости расплава в канале червяка складывается из скорости сдвига поперечного циркуляционного течения, совершенно не зависящего от давления в головке, и скорости сдвига поступательного течения, средняя абсолютная величина которой сравнительно мало зависит от давления в головке.

Если выход из головки полностью закрыть, так чтобы расход материала был равен нулю, давление, развивающееся в головке, будет максимальным.

Величину максимального давления для червяка с каналом постоянных размеров, работающего в изотермическом режиме, можно определить из уравнений (94) и (95), предположив, что $q=0$:

$$\Delta p_{\max}=\frac{F'_d\alpha N}{\left(\frac{F'_p\beta}{\mu L}\right)} \tag{96}$$

$$\Delta p_{\max}=\frac{6F'_q\pi DN\mu L}{F'_p h^2\ \mathrm{tg}\ \varphi} \tag{97}$$

В действительности величина максимального давления всегда несколько меньше вследствие утечки и неизбежного разогрева материала, возникающего в результате преобразования в тепло механической работы червяка.

Фактическая производительность шприц-машины определяется взаимным влиянием характеристики червяка и характеристики головки. В общем случае величина расхода через мундштук может быть описана следующим уравнением:

$$q=k\frac{\Delta p_D}{\mu_D} \tag{98}$$

где k—постоянный коэффициент, зависящий от геометрических размеров головки;

Δp_D—перепад давлений в мундштуке;

μ_D—вязкость жидкости в мундштуке, которая зависит от градиента скорости, а следовательно, от величины расхода q.

Вязкость μ_D даже при изотермическом режиме работы может не совпадать с вязкостью жидкости в канале червяка вследствие различия в величине градиентов скорости.

Для наиболее распространенных червяков и мундштуков градиент скорости в мундштуке имеет бóльшую величину, чем в канале червяка. Поэтому в мундштуке вязкость всех неньютоновских жидкостей меньше, чем в канале червяка, за исключением дилатантных систем. Однако материалы, перерабатывающиеся на шприц-машинах, редко обладают дилатантными свойствами.

Для головки с цилиндрическим сечением коэффициент k определяется выражением:

$$k = \frac{\pi R_D^4}{8L_D} \tag{99}$$

Для щелевой головки

$$k = \frac{w_D h_D^3}{12L_D} \tag{100}$$

где R_D—радиус отверстия в цилиндрической головке;
h_D—толщина щели в щелевой головке (минимальный размер);
w_D—ширина щели, замеренная нормально к направлению потока;
L_D—длина головки, замеренная параллельно направлению потока.

Основные типы профилирующих головок представлены на рис. 4,29.

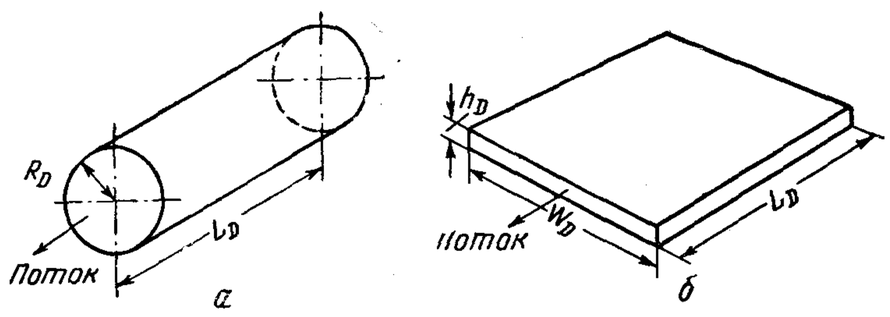


Рис. 4,29. Основные типы профилирующих головок:
а—цилиндрическая головка; *б*—щелевая головка.

Если принять, что h_D—толщина кольцевого зазора, а w_D—его средняя длина, то уравнение (100) может быть использовано для расчета трубных головок.

Если приравнять давление на выходе из червяка и давление на входе в головку, то перепад давлений вдоль оси червяка Δp равен перепаду давлений в головке Δp_D.

Тогда, объединяя уравнения (99) и (98), получим:

$$q = \frac{F'_d \alpha N}{1 + \left(\frac{\mu_D}{\mu}\right)\left(\frac{F'_p \beta}{kL}\right)} \tag{101}$$

и

$$\Delta p = \frac{F'_d \alpha N}{\left(\frac{k}{\mu_D}\right) + \left(\frac{F'_p \beta}{\mu L}\right)} \tag{102}$$

Эти уравнения позволяют определить производительность и давление шприцевания как точку пересечения характеристик червяка и мундштука.

Если бы шприцуемая жидкость обладала ньютоновскими свойствами, то для изотермического режима $\mu = \mu_D$, а уравнения (101) и (102) превращались бы соответственно в

$$q = \frac{F'_d \alpha N}{1 + \left(\frac{F'_p \beta}{kL}\right)} \tag{103}$$

и

$$\Delta p = \frac{F'_d \alpha N \mu}{k + F'_p \beta / L} \tag{104}$$

Анализ этих двух последних уравнений показывает, что при изотермическом шприцевании ньютоновских жидкостей производительность шприц-машины не зависит от вязкости (или температуры) материала. Однако величина давления, развивающегося в головке, прямо пропорциональна вязкости материала.

Сопоставление уравнений (101) и (102) с уравнениями (103) и (104) проливает дополнительный свет на особенности шприцевания материалов, обладающих неньютоновскими свойствами, а также на изотермическое шприцевание, при котором температуры червяка и головки хотя и постоянны, но отличаются друг от друга. В этом последнем случае из уравнения (101) следует, что производительность машины, даже при шприцевании неньютоновских жидкостей, почти не зависит от температуры, так как, несмотря на то, что значения вязкости материала в червяке и головке вследствие различия в величине градиентов скорости неодинаковы, их отношение с изменением температуры остается почти постоян-

ным. Это происходит потому, что значения вязкости в червяке и головке при изменении температуры изменяются примерно одинаково.

Те, кто знаком с работой шприц-машины, возможно, замечали, что в определенных пределах можно влиять на производительность машины, изменяя температуру головки. Причина этого становится очевидной, если обратиться к уравнению (101). При увеличении температуры головки средняя вязкость расплава в головке μ_D понимается. Поэтому величина отношения (μ_D/μ) также уменьшается, а это приводит к увеличению производительности машины. При этом величина давления в головке, как это следует из уравнения (102), будут уменьшаться. Характер этих изменений зависит от отношения коэффициента сопротивления головки k к геометрическому коэффициенту противотока $F'_p\beta/L$. Например, если величина $F'_p\beta/L$ мала по сравнению с величиной k (как это наблюдалось бы для мелкого червяка при большой площади поперечного сечения канала в мундштуке), то изменение вязкости материала в головке заметно не влияет на величину производительности, которая по существу определяется червяком, но вызывает значительные изменения давления в головке. Поэтому производительность мелких червяков гораздо меньше зависит от колебаний температуры головки, которые могут быть следствием периодического включения и отключения нагревательных элементов с обычной системой автоматического регулирования температуры.

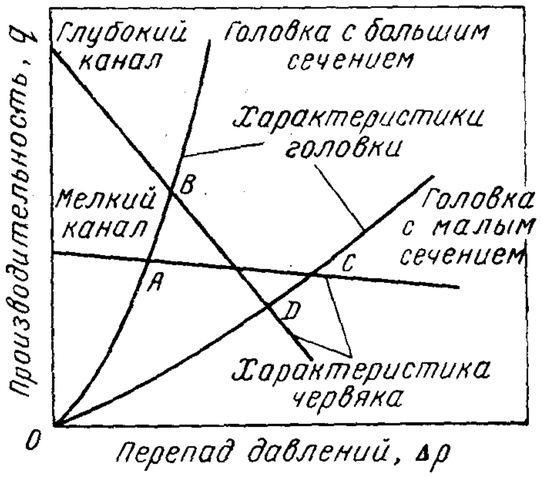


Рис. 4,30. Характеристика червяка и головки.

Рассмотренные выше характеристики червяка и головки могут быть изображены графически в координатах $q—\Delta p$. На графике «рабочая точка» шприц-машины определяется пересечением этих двух линий. Такой метод позволяет изобразить на одной диаграмме все многообразие возможных режимов шприцевания. Рис. 4,30 и 4,31 наглядно демонстрируют целесообразность применения этого метода. На рис. 4,30 изображены характеристики двух червяков (отличающихся друг от друга только глубиной

винтового канала) и характеристики двух головок с большой и малой площадью поперечного сечения. При установке головки с большим поперечным сечением (меньший коэффициент сопротивления) точка A определяет режим работы червяка с мелким каналом, а точка B—червяка с глубоким каналом. В данном случае червяк с более глубоким каналом обеспечивает более высокую производительность. Если установлена головка с большим сопротивлением (меньшая площадь поперечного сечения), то точка C будет определять режим работы червяка с мелким каналом, а точка D—червяка с глубоким каналом. В этом случае лучшие результаты дает червяк с мелким каналом, который создает более высокое давление и одновременно обеспечивает бо́льшую производительность. Очевидно, что каждой головке соответствует некоторая оптимальная геометрия канала червяка, обеспечивающая максимальную производительность (этот наивыгоднейший канал будет рассмотрен ниже).

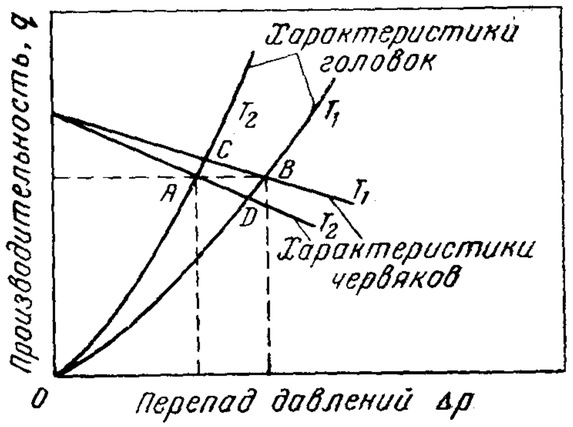


Рис. 4,31. Влияние температуры червяка и головки на производительность шприц машины.

На рис. 4,31 представлено влияние изменений температуры материала в головке и червяке на давление в головке и производительность машины. На графике изображены характеристики червяка и головки при температурах T_1 и T_2 $(T_2>T_1)$. Если температуры расплава в червяке и головке одинаковы и равны T_2, режим работы машины определяется точкой A. Если одновременно уменьшить температуры расплава в червяке и головке до температуры T_1, то давление в головке увеличится до значения, определяемого точкой B. Величина же производительности при этом останется практически неизменной Однако если температура расплава в червяке по-прежнему равна T_2, а температура расплава в головке уменьшена до T_1, то производительность шприц-машины понизится до значения, определяемого точкой D. Напротив, если температура расплава в червяке равна T_1, а головка нагрета до более высокой температуры T_2, производительность машины, определяемая точкой C, окажется несколько большей.

Диаграммы такого типа показывают, что производительность мелких и длинных червяков в значительно меньшей мере зависит

от температуры расплава, чем производительность более глубоких и коротких червяков.

Для того чтобы воспользоваться вышеприведенными расчетными уравнениями, необходимо знать величину вязкости расплава в червяке и в головке. В том случае если расплав обладает свойствами неньютоновской жидкости, величины вязкостей должны быть определены соответственно при значениях градиента скорости, существующих в канале червяка и в головке шприц-машины. Чтобы оценить величину эффективной вязкости расплава, находящегося в канале червяка при различных температурах и скоростях вращения червяка, необходимо экспериментально определить производительность и перепад давлений на данном участке червяка в этих условиях. Располагая этими данными и зная геометрические размеры канала червяка, можно решить уравнение (95) относительно вязкости.

Мак-Келви[40, 41] и Саккет[62] пользовались этим методом для определения эффективной вязкости расплавов при шприцевании. Маддок[45] недавно опубликовал экспериментальные данные, свидетельствующие об удовлетворительном совпадении между значениями эффективной вязкости полиэтилена, определенными таким способом, и значениями, рассчитанными по реологической кривой, полученной на капиллярном вескозиметре. Величина среднего эффективного градиента скорости определялась при этом как отношение окружной скорости к глубине канала $\pi DN/h$.

Реологические характеристики неньютоновских жидкостей при течении через матрицы простой геометрической формы можно достаточно строго рассчитывать, используя методы, изложенные в главе I настоящей монографии. В большинстве случаев для определения вязкости расплава в головке можно пользоваться кривой течения, полученной на капиллярном вискозиметре. При этом величина градиента скорости в головках с профилирующим отверстием круглой формы определяется из выражения $\dot{\gamma}=4q/\pi R^3$, в головках щелевого типа $\dot{\gamma}=6q/wh^2$ (в последнем случае h—минимальная высота щели, w—ширина щели, замеренная перпендикулярно направлению потока).

Роуэлл и Финальсон[61], исследовавшие шприцевание вязких масел и мыл, и Пиготт[58], исследовавший шприцевание резиновых смесей и масел, также подтвердили справедливость изотермической теории шприцевания.

Во всех упомянутых выше исследованиях эксперименты производились на червяках со сравнительно малой глубиной винтового канала. Поэтому коэффициенты формы вынужденного потока и противотока мало отличались от единицы. В результате в этих работах отсутствует критическая проверка справедливости теоретических значений коэффициентов формы. Работа Сквайрса[66], исследовавшего червяки с глубоким винтовым каналом, представляет собой прекрасное экспериментальное подтверждение как теоретических значений коэффициентов формы, так и вообще теории изотермического шприцевания.

Оптимальная конструкция, обеспечивающая максимальную производительность. Выше уже указывалось, что для любой головки существует определенная оптимальная геометрия винтового канала червяка, обеспечивающая при заданной скорости вращения червяка максимальную производительность. Для того чтобы определить оптимальную глубину канала, приравняем нулю первую производную уравнения (101) по h. При этом получим:

$$h = \left[\frac{6kL}{F'_p\left(\frac{\mu_D}{\mu}\right)\pi D\left(1-\frac{ne}{t}\right)\sin^2\varphi} \right]^{1/3} \tag{105}$$

Червяк, винтовой канал которого имеет глубину, определенную из этого выражения, будет развивать максимальное давление в головке при любой скорости вращения.

Если подставить полученное выражение для глубины канала в уравнение (101), то из него следует, что

$$q = \frac{2}{3} q_d \tag{106}$$

Отсюда, так как $a=(q-q_d)/q_d$

$$a = \frac{1}{3} \tag{107}$$

Как уже отмечалось, это значение a соответствует такому распределению скоростей в продольном сечении, при котором градиент скорости, вычисленный в направлении оси z, на дне канала равен нулю.

Таким образом, червяк, который обеспечит для данной головки максимальную производительность при любой скорости вращения, должен иметь канал, глубина которого определяется из уравнения (105). Производительность такого червяка составляет две трети максимально возможной производительности, т. е. две трети производительности, соответствующей режиму открытого выхода. Величина развивающегося при этом давления равна одной трети максимального давления, соответствующего режиму нулевого расхода

$$\Delta p = \frac{1}{3}\left(\frac{6\pi DN\mu L}{h^2 \operatorname{tg}\varphi}\right)\left(\frac{F'_d}{F'_p}\right) = \frac{2\pi DN\mu L}{h^2 \operatorname{tg}\varphi}\left(\frac{F'_d}{F'_p}\right) \tag{108}$$

Для того чтобы определить оптимальную величину угла подъема винтового канала в зависимости от глубины канала и коэффициента сопротивления головки, необходимо приравнять нулю первую производную по φ уравнения (101). Проделав это, получим после ряда преобразований:

$$\sin^2\varphi = \frac{1}{\left[\frac{F'_p\left(\frac{\mu_D}{\mu}\right)\pi Dh^3\left(1-\frac{ne}{t}\right)}{12kL}\right]+2} \qquad (109)$$

Это уравнение показывает, что величина оптимального угла подъема винтового канала при данной глубине канала изменяется в зависимости от величины коэффициента сопротивления головки в интервале от $\varphi=45°$ при $k=\infty$ (открытый выход) до $\varphi=0$ при $k=0$ (нулевой расход).

Для того чтобы и глубина и угол подъема канала имели оптимальные значения, необходимо найти их значения, одновременно удовлетворяющие уравнениям (105) и (109). Принимая, что все поправочные коэффициенты F равны единице, и решая эту систему уравнений, получим:

$$\varphi = 30° \qquad (110)$$

и

$$h = \left[\frac{24kL}{\pi D\left(\frac{\mu_D}{\mu}\right)\left(1-\frac{ne}{t}\right)}\right]^{1/3} \qquad (111)$$

Червяк, глубина и угол подъема винтового канала которого удовлетворяют этим уравнениям, будет развивать максимальное давление при любой скорости вращения.

На практике, однако, почти не встречается червяков, геометрические размеры которых удовлетворяли бы этим уравнениям (за исключением червяков винтовых насосов, перекачивающих расплавы).

Дарнелл[24] показал, что червяки пластицирующих шприц-машин, которые захватывают и транспортируют твердый материал, должны иметь угол подъема винтового канала в зоне питания для большинства гранулированных материалов, равный 17—20° (см. стр. 257—259). Наибольшее распространение получили червяки с углом подъема винтового канала, равным 17°42′, так как при этом значении угла шаг канала равен диаметру червяка.

Червяки с таким углом подъема обычно обладают вполне удовлетворительными характеристиками, так как диапазон оптимальных значений угла подъема винтового канала зон, транспортирующих твердый (зона питания) и расплавленный (дозирующая зона) материалы, достаточно широк.

При конструировании червяков с оптимальными размерами следует также иметь в виду, что глубина канала, допускаемая

прочностными характеристиками, часто оказывается меньшей, чем при расчете по уравнениям (105) или (111). Кроме того, от глубины канала существенно зависит величина рассеиваемой энергии, а следовательно, и температура материала.

Потребляемая мощность. Величину расходуемой мощности при изотермическом режиме шприцевания можно подсчитать, воспользовавшись любым из ранее выведенных уравнений (84), (87), (88), (89) или (90), заменив в них dp на Δp и dl на L.

Величину вязкости расплава в канале червяка следует рассчитывать по среднему значению градиента скорости, существующему в канале червяка. Приближенно величину среднего градиента скорости можно определить как $\pi DN/h$. Аналогично градиент скорости в зазоре приближенно определяется как $\pi DN/\delta$.

Величина энергии, расходуемой на перекачивание материала и определяемой произведением $q\Delta p$, обычно составляет ничтожную часть всей энергии, потребляемой при шприцевании высоковязких жидкостей, таких, как расплавы полимеров. Поэтому если определить термодинамический насосный к. п. д. шприц-машины обычным методом по величине отношения полезной работы ($q\Delta p$) ко всей затраченной энергии, то он окажется очень невелик. Однако следует иметь в виду, что в шприц-машине тепло, выделяющееся в результате вязкого трения, способствует плавлению твердых частиц полимера и повышению температуры расплава до заданного значения. Это отмечал уже Гаспар[31], который считал, что суммарный к. п. д. шприц-машины составляет примерно 80%. Основная часть потерь (20%) представляет собой потери тепла на охлаждение наружной поверхности корпуса и потери тепла, уносимого охлаждающей водой.

Канал с переменными размерами. Если геометрические размеры винтового канала изменяются вдоль оси червяка, то для того, чтобы рассчитать характеристику червяка, необходимо проинтегрировать уравнение (91). Интегрирование этого уравнения в общем виде для случая изотермического шприцевания рассматривалось многими исследователями[21, 34].

Гоур и Мак-Келви[34] приводят решение, представляющее собой сочетание результатов интегрирования уравнения (91) для червяка, состоящего из двух секций (секции длиной L_1, на участке которой глубина канала постепенно уменьшается от h_1 до h_2, и дозирующей секции с длиной L_2), и уравнения течения в головке $q=k\Delta p/\mu$

$$q = \frac{6\pi DN\cos\varphi/h_2\left(\frac{L_2}{h_2}+\frac{L_1}{h_1}\right)}{\frac{1}{k}+\frac{12}{\pi Dh_2^2\sin\varphi}\left[\frac{L_2}{h_2}+\frac{L_1}{h_1}\left(\frac{h_1+h_2}{2h_1}\right)\right]} \qquad (112)$$

Типовой пример расчета производительности червячной шприц-машины. Применение изложенной выше теории изотермического шприцевания показано на примере расчета типичной шприц-машины.

Определим производительность одночервячной шприц-машины, схема которой представлена на рис. 4,9, имеющей следующие геометрические размеры:

$$D = 63{,}5 \text{ мм} \qquad t = 63{,}5 \text{ мм}$$
$$L = 254 \text{ мм} \qquad n = 1$$
$$h = 2{,}54 \text{ мм} \qquad \delta = 0{,}178 \text{ мм}$$
$$e = 6{,}35 \text{ мм}$$

Эта шприц-машина может представлять собой насос для перекачивания расплава или дозирующую зону пластицирующей шприц-машины.

Уравнение (17) можно переписать в виде:

$$\varphi = \operatorname{arc\,tg}\, t/\pi D \qquad (17)$$

Поскольку шаг червяка равен его диаметру, т. е. $t=D$, получим:

$$\varphi = \operatorname{arc\,tg}\, 1/\pi = 17°42'$$

Ширину канала w можно определить из уравнения (15):

$$w = \left(\frac{t}{n} - e\right)\cos\varphi = \left(\frac{63{,}5}{1} - 6{,}35\right)\cos 17°42' = 54{,}3 \text{ мм} \qquad (15)$$

Величина отношения h/w для этого червяка равна 0,0467. По диаграмме (см. рис. 4,12) определяем значения коэффициентов F_d и F_p:

$$F_d = 0{,}97 \qquad F_p = 0{,}97$$

Так как значения коэффициентов формы близки к единице, то можно сделать вывод, что в данном червяка влияние стенок канала на поток невелико. Если бы шприц-машина была спроектирована или эксплуатировалась так, что канал червяка был бы заполнен частично, величину коэффициента формы для вынужденного потока следовало бы определять по диаграмме, изображенной на рис. 4,23. Примем, что коэффициент кривизны для вынужденного потока равен единице. Обычно глубина винтового канала на участке дозирующей зоны относительно мала и можно без большой ошибки принять коэффициенты формы и кривизны равными единице.

Предположим, что вязкость расплава постоянна по всему сечению канала. Поэтому коэффициенты $F_{\mu d}$ и $F_{\mu p}$, определяемые по диаграмме, представленной на рис. 4,21, равны единице.

Если в первом приближении пренебречь расходом утечек, то производительность червяка может быть определена из уравнения (95):

$$q = \frac{F'_d \pi^2 D^2 N h \left(1 - \frac{ne}{t}\right)\sin\varphi\cos\varphi}{2} - \frac{F'_p \pi D h^3 \left(1 - \frac{ne}{t}\right)\sin^2\varphi}{12\mu L}\Delta p \qquad (95)$$

Сделав соответствующие подстановки, получим:

$$q = q_d + q_p = 12{,}7N - 51{,}4\cdot 10^{-4}\frac{\Delta p}{\mu} \qquad (113)$$

где q выражено в $см^3/мин$; N—$об/мин$; p—$кГ/см^2$; μ—$кГ\cdot сек/см^2$.

Производительность. Определим производительность шприц-машины с таким червяком при 50 $об/мин$; шприцуемый материал—полиэтилен «Алатон 10», температура расплава 190 °С, величина противодавления в головке $\Delta p = 70$ $кГ/см^2$.

Величину среднего градиента скорости в канале можно определить в первом приближении из выражения:

$$\dot{\gamma} = \frac{\pi D N}{h} \qquad (114)$$

При подстановке в это выражение соответствующих значений получаем градиент скорости в канале, равный 6,55 $сек^{-1}$. По диаграмме зависимости эффективной вязкости от градиента скорости (см. часть III) определяем эффективную вязкость материала при 190 °С:

$$\mu_a = 1{,}4\cdot 10^{-2} \text{ кГ}\cdot\text{сек/см}^2$$

Если подставить в уравнение (11) следующие величины:

$$N = 50 \text{ об/мин}$$
$$\Delta p = 70 \text{ кГ/см}^2$$
$$\mu_a = 1{,}4\cdot 10^{-2} \text{ кГ}\cdot\text{сек/см}^2$$

то производительность определится выражением:

$$q = q_d + q_p = 635 - 25{,}6 = 609{,}4 \text{ см}^3/\text{мин}$$

Для определения массового расхода проэкстраполируем кривую зависимости плотности от температуры (см. часть III) до

190 °С при давлении 35 *кГ/см²* (среднее давление в канале червяка). Получим, что плотность при этих условиях равна 0,76 *г/см³*.

При этом массовая производительность будет равна:

$$q_w = 27{,}6 \ кг/ч$$

Если бы по длине червяка не было перепада давлений и, следовательно, противоток бы отсутствовал ($q_p=0$), производительность составляла бы 28,8 *кг/ч*. Таким образом, существование противодавления в 70 *кГ/см²* вызывает уменьшение производительности на 4,1%.

Максимальное давление шприцевания. Максимальное давление шприцевания развивается, если полностью закрыть выход материала из головки. Величина этого максимального давления определяется следующим уравнением:

$$\Delta p_{max} = \frac{6F'_d \pi D N \mu L}{F'_p h^2 \operatorname{tg} \varphi} \qquad (97)$$

После подстановки получим:

$$\Delta p_{max} = 2{,}48 \cdot 10^3 N\mu$$

Если $N=50$ *об/мин*, а эффективная вязкость $\mu = 1{,}4 \cdot 10^{-2}$ *кГ·сек/см²*, то

$$\Delta p_{max} = 1740 \ кГ/см^2$$

Влияние утечки. Существование утечки через кольцевой зазор между наружным диаметром червяка и внутренней поверхностью корпуса приводит к уменьшению как величины производительности, так и максимального давления шприцевания.

Если пренебречь последним членом уравнения (65) ввиду его малости по сравнению с первым членом, то формула для расчета производительности, учитывающая утечки, принимает вид:

$$q = \frac{F'_d \pi^2 D^2 h N \left(1 - \frac{ne}{t}\right) \sin\varphi \cos\varphi}{2} (1 - a - J) \qquad (115)$$

Коэффициент F'_d введен в это уравнение для того, чтобы оно имело форму, аналогичную уравнению (95). Член a представляет собой отношение расхода противотока к расходу вынужденного потока, взятое с обратным знаком. Из уравнения (113) следует:

$$a = \frac{-(-51{,}4 \cdot 10^{-4} \Delta p/\mu)}{12{,}7N} \qquad (116)$$

Подставляя значения Δp, μ и N, получим:

$$a = 0{,}0403$$

Кроме того

$$J = \delta/h = \frac{0{,}178}{2{,}54} = 0{,}07$$

Подставляя эти значения в уравнение (115), получаем $q=634(1-0{,}0403-0{,}07)=564$ *см³/мин*$=25{,}6$ *кг/ч*, в то время как при отсутствии утечек производительность составляла 27,6 *кг/ч*.

Чтобы определить величину максимального давления шприцевания, подставим значение a из уравнения (116) и приравняем в уравнении (115) величину q нулю:

$$\Delta p_{max} = 2{,}48 \cdot 10^3 N\mu (1 - J) \qquad (117)$$

После подстановки в это выражение значений N, μ и J, получаем $\Delta p_{max}=1610$ *кГ/см²*. При отсутствии утечек $\Delta p_{max}=1740$ *кГ/см²*. На практике, однако, даже это уменьшенное максимальное давление оказывается почти недостижимым в результате неизбежного разогрева расплава вследствие механической работы. Уменьшающаяся с повышением температуры вязкость вызывает пропорциональное понижение максимального давления. Так, при повышении температуры расплава на 15 °С максимальное давление шприцевания понижается до 750 *кГ/см²*.

Если бы эта секция червяка являлась дозирующей зоной пластицирующей шприц-машины, на входе в дозирующую зону существовало бы избыточное давление, развившееся в предыдущих питающей зоне и зоне плавления. Это давление необходимо было бы добавить к рассчитанному выше давлению на выходе.

Канал увеличенной глубины. Если увеличить глубину винтового канала до 5 *мм*, то характеристическое уравнение для червяка примет вид:

$$q = 25{,}4N - 4{,}1 \cdot 10^{-2} \Delta p/\mu \qquad (118)$$

Величина среднего градиента скорости, определяющаяся из уравнения (114), уменьшится до 3,28 *сек⁻¹*, а эффективная вязкость расплава соответственно увеличится до $1{,}89 \cdot 10^{-2}$ *кГ·сек/см²*.

Рабочие характеристики мелкого червяка и канала увеличенной глубины представлены графически на рис. 4,32. Диаграмма показывает, что если давление на выходе превышает 350 *кГ/см²*, мелкий червяк обладает более высокой производительностью. При давлении меньше этой величины бóльшую производительность имеет червяк увеличенной глубины.

Объединенная характеристика головки и червяка. Обычные условия работы отличаются от рассмотренных выше тем, что материал не нагнетается под постоянным противодавлением, а продавливается через профилирующую матрицу с отверстием заданных размеров. Поэтому характеристика шприц-машины определяется взаимным влиянием червяка и матрицы.

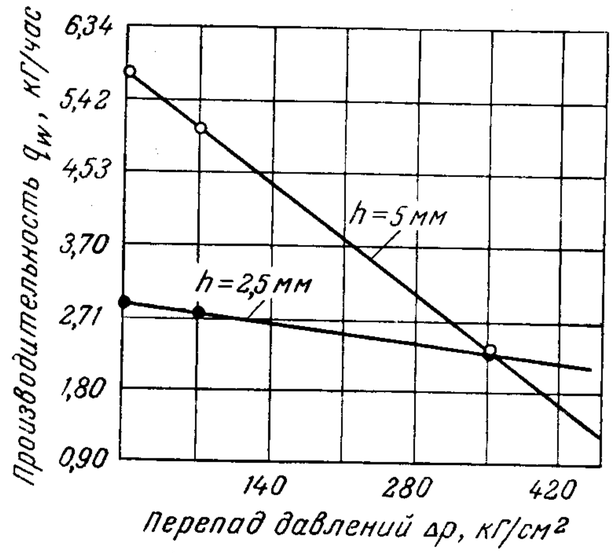


Рис. 4,32. Расчетные характеристики для червяка диаметром 63,5 *мм*, длиной 254 *мм* и шагом 63,5 *мм*.

Рассмотрим в качестве примера шприц-машину, в головке которой установлена цилиндрическая матрица с отверстием диаметром 4,77 *мм* и отношением $L/D=3{,}6$.

Напряжение сдвига на стенке отверстия матрицы и давление связаны между собой следующим образом:

$$\tau = \frac{\Delta p R_D}{2L} \qquad (119)$$

В данном случае уравнение (119) принимает вид:

$$\tau = \frac{\Delta p}{14{,}4}\ кГ/см^2 \qquad (120)$$

Далее эффективный градиент скорости на стенке связан с объемным расходом следующим соотношением:

$$\dot{\gamma}_A = \frac{4q}{\pi R_D^3} \qquad (121)$$

Из уравнения (121) следует, что если $\dot{\gamma}_A$ выражено в $сек^{-1}$, то

$$q = 2{,}89 \cdot 10^{-2} \dot{\gamma}_A\ кг/ч \qquad (122)$$

Используя уравнения (12) и (122) и располагая реологическими характеристиками полиэтилена «Алатон 10» (см. часть III), можно представить характеристику матрицы в виде кривой зависимости расхода от давления.

Характеристики матрицы и обоих червяков, рассчитанные при температуре 190 и 240 °С, приведены на рис. 4,33. Рабочая

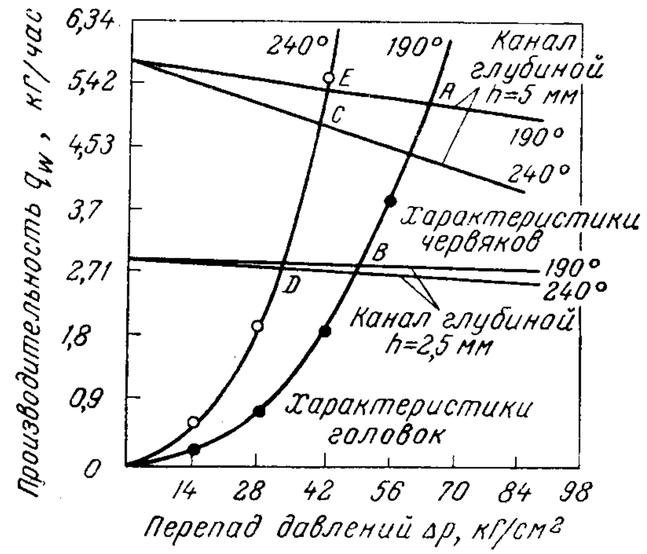


Рис. 4,33. Характеристики червяков и головок.

точка шприц-машины определяется пересечением соответствующих характеристик червяка и матрицы. Например, если температура расплава составляет 190 °С, то точка *A* будет характеризовать работу шприц-машины, червяк которой имеет канал глубиной 5 *мм*; точка *B*—работу машины, червяк которой имеет канал глубиной 2,5 *мм*. При 240 °С условия работы соответственно характеризуются точками *C* и *D*.

Легко заметить, что величина производительности почти не меняется при одновременном изменении температуры расплава в червяке и головке, в особенности для червяка с каналом малой глубины. Однако при увеличении температуры материала со 190 до 240 °С давление шприцевания уменьшается почти на 35%.

На рис. 4,33 приведены также рабочие точки, соответствующие режиму шприцевания, при котором температура расплава повышается только в головке. Так, если увеличить температуру рас-

плава в головке до 240 °С, поддерживая температуру материала в червяке по-прежнему равной 190 °С, то рабочая точка для более глубокого червяка переместится из A в E. (Подобным образом можно представить влияние на производительность колебаний температуры в головке, вызванных несовершенством системы автоматического регулирования температуры.) Производительность машины с глубоким червяком увеличится при этом примерно на 4%, в то время как давление перед матрицей уменьшится на 33%. Такие же колебания температуры в случае более мелкого червяка вызовут увеличение производительности примерно на 1,5%. Поэтому в данном конкретном случае можно заключить, что характеристика более глубокого червяка, обладающего более высокой производительностью, гораздо чувствительнее к колебаниям температуры материала в червяке или в головке.

Канал оптимальной глубины. Если задаться целью спроектировать червяк, обеспечивающий максимальную производительность, независимо от его чувствительности к колебаниям температуры, то из диаграммы рис. 4,33 следует, что глубина канала должна быть увеличена. Определить оптимальную глубину канала, сохраняя выбранное значение угла подъема, можно по уравнению (105):

$$h = \left[\frac{6kL}{F'_p \left(\frac{\mu_D}{\mu} \right) \pi D \left(1 - \frac{ne}{t} \right) \sin^2 \varphi} \right]^{1/3} \qquad (105)$$

Коэффициент сопротивления головки определится выражением:

$$k = \frac{\pi R_D^4}{8 L_D} \qquad (99)$$

Подставляя геометрические размеры, получим для выбранной цилиндрической матрицы:

$$k = 6{,}38 \cdot 10^{-4} \ см^3$$

Величину вязкостей μ_D и μ невозможно определить до тех пор, пока неизвестны глубина канала и производительность.

В качестве первого приближения можно принять, что $\mu_D = 1{,}4 \cdot 10^{-4}$ $кГ \cdot сек/см^2$, а $\mu = 2{,}1 \cdot 10^{-2}$ $кГ.\ сек/см^2$. Подставив все величины в уравнение (105), получим, что

$$h_{опт.} = 10{,}18 \ мм$$

Значение $h_{опт.}$ можно уточнить, определив величины μ_D и μ, соответствующие градиентам скорости, которые будут существовать в матрице и червяке, если глубина канала равна 10,18 *мм*. Подставив эти уточненные значения вязкостей в уравнение (105), можно получить более точное значение оптимальной глубины канала.

Производительность червяка с каналом такой глубины была бы весьма чувствительна к колебаниям температуры. Кроме того, этот червяк нельзя было бы применить для шприцевания материала через матрицы с высокими коэффициентами сопротивления, так как максимальное давление шприцевания для этого червяка составляет всего лишь 175 $кГ/см^2$. Такой червяк не мог бы обеспечить достаточно удовлетворительную проработку материала, так как величина градиента скорости, который существовал бы в таком глубоком канале, была бы невелика. Существенные трудности возникали бы при необходимости поддержания повышенных температур материала, так как бóльшая часть энергии, необходимой для разогрева расплава, должна была бы подводиться извне от нагревателей корпуса. При увеличении скорости вращения червяка количество тепла, которое может быть сообщено расплаву извне, не будет соответствовать увеличивающейся производительности машины. Это приведет к понижению температуры материала.

Кроме того, если использовать червяк с таким глубоким каналом в качестве дозирующей зоны, расположенной на выходе из пластицирующей шприц-машины, то производительность такого червяка окажется очень чувствительной к неизбежным колебаниям подачи материала, всегда существующим в зоне питания. Дросселирующее и выравнивающее действие дозирующей зоны с глубоким каналом вообще мало, и такая дозирующая зона не в состоянии устранить колебаний давления и расхода.

Поэтому, принимая во внимание все вышеизложенное, становится очевидным, что при определении глубины канала червяка следует отказаться от попытки обеспечить оптимальный насосный эффект.

Адиабатический режим

В предыдущих параграфах рассматривался предельный случай, характеризующийся тем, что температура расплава в червяке остается постоянной, так как или мало количество выделяющегося в жидкости тепла или интенсивность теплообмена с окружающей средой достаточно велика. Совершенно иное положение возникает, если выделяющееся в расплаве тепло не удаляется, а, напротив, аккумулируется материалом и вызывает повышение температуры полимера по мере его перемещения вдоль оси червяка. Такой предельный случай полного отсутствия теплоотвода называется адиабатическим шприцеванием.

Особое значение теория адиабатического шприцевания приобрела в последние несколько лет в связи с наметившейся в промышленности пластических масс тенденцией применять шприц-машины все большего и большего размера, а также с появлением шприц-машин с быстровращающимися червяками. Пластицирующие шприц-машины, в которых основная часть необходимого для работы тепла выделяется в результате внутреннего трения, известны уже давно. Такие машины работают не по чисто адиабатическому режиму, поскольку часть тепла теряется в результате теплоизлучения с поверхности корпуса и уносится с охлаждающей водой. Поэтому некоторые авторы именуют их «самогенерирующими», так как они сами выделяют необходимое тепло[36].

Теория адиабатического шприцевания ньютоновских жидкостей была разработана Мак-Келви[42]. Так же как в случае изотермического шприцевания, предложенный метод описания характеризует некоторый идеализированный режим. В действительности рабочий режим винтового насоса, перекачивающего расплавленную пластическую массу, расположен где-то между этими двумя идеализированными режимами.

При выводе уравнений адиабатического шприцевания необходимо дополнить дифференциальные уравнения течения (66) уравнениями энергетического баланса, позволяющими рассчитать увеличение температуры расплава вдоль оси червяка. Для того чтобы составить эти уравнения, необходмо знать величины удельной теплоемкости и вязкости расплава. Обычно без большой ошибки можно считать удельную теплоемкость расплава постоянной. Пренебречь же изменением вязкости с изменением температуры нельзя. Мак-Келви пользовался зависимостью:

$$\mu = ae^{-bT} \tag{123}$$

Эта зависимость приводит к выражению:

$$\mu = \mu_i e^{-b(T-T_i)} \tag{124}$$

где T—абсолютная температура (индекс i относится к условиям входа).

Более распространенное уравнение, описывавшее температурную зависимость вязкости, имеет вид:

$$\mu = Ae^{E/RT} \tag{125}$$

При использовании этого уравнения решение получается в виде медленно сходящихся рядов. Поэтому это выражение не применялось.

Для того чтобы определить увеличение температуры находящегося в канале расплава, необходимо приравнять изменение

теплосодержания материала при его протекании по каналу от одного сечения к другому количеству энергии, расходуемой на работу вязкого трения на этом же участке в единицу времени. Количество рассеянной энергии можно определить, суммируя уравнения (74) и (83).

Таким образом:

$$q\rho C_p\,dt = \frac{\pi^3 D^3 N^2 \mu \left(1-\frac{ne}{t}\right)}{h}\left[(1+3a^2)\cos^2\varphi + 4\sin^2\varphi\right]dl + \\ + \frac{n\pi^2 D^2 N^2 \mu_L e}{\delta \operatorname{tg}\varphi}\,dl \tag{126}$$

Выражение в квадратных скобках можно с достаточной степенью точности апроксимировать выражением $(1+3\sin^2\varphi)$. Если, кроме того, заменить $\left(1-\frac{ne}{t}\right)$ на эквивалентное выражение $(t-ne)/\pi D\operatorname{tg}\varphi$, то уравнение (126) принимает вид:

$$q\rho C_p\,dt = \varepsilon N^2 \mu\,dl \tag{127}$$

где

$$\varepsilon = \frac{\pi^2 D^2}{\operatorname{tg}\varphi}\left[\frac{(t-ne)(1+3\sin^2\varphi)}{h} + \frac{ne}{\delta}\right] \tag{128}$$

Воспользовавшись уравнением энергетического баланса [уравнение (127)], уравнением течения [уравнение (66)], температурной зависимостью вязкости и коэффициентом сопротивления головки [уравнение (98)], можно вывести все рабочие уравнения, описывающие адиабатический режим шприцевания ньютоновских жидкостей. В отличие от уравнений, описывающих изотермический режим шприцевания, эти уравнения позволяют определить, кроме давления и производительности, также и температуру шприцуемого материала.

Ниже приведены основные расчетные уравнения, вывод которых содержится в работе Мак-Келви[42].

Производительность. Производительность определяется следующим выражением:

$$q = \frac{MN^2 L}{R-1} \tag{129}$$

Давление. Перепад давлений по длине червяка, который принимается равным перепаду давления в головке, определяется уравнениями:

$$\Delta p = \frac{q\mu_i}{kR} \tag{130}$$

$$\Delta p = \frac{\mu_i MN^2 L}{kR(R-1)} \tag{131}$$

Температура. Приращение температуры расплава определяется выражением:

$$\Delta T = \frac{1}{b} \ln R \qquad (132)$$

Мощность. Потребляемая червяком мощность может быть определена из выражения:

$$Z = \rho C_p q \Delta T + q \Delta p \qquad (133)$$

В приведенных выше уравнениях M—это постоянная, которая зависит только от физических свойств материала и геометрических размеров червяка:

$$M = \frac{\mu_i b \varepsilon}{\rho C_p} \qquad (134)$$

Отношение вязкостей R определяется выражением:

$$R = \mu_i / \mu_D \qquad (135)$$

Если пренебречь расходом утечек, это отношение может быть определено из уравнения:

$$\left(\frac{\beta}{kL}\right) = \frac{\alpha}{MNL} R \ln R - \frac{R \ln R}{R-1} \qquad (136)$$

Трансцендентный характер уравнения (136) затрудняет непосредственное определение R. Однако величину R в зависимости от двух безразмерных параметров (β/kL) и (α/MNL) легко определить из номограммы, изображенной на рис. 4,34.

Указанный метод позволяет рассчитать характеристику адиабатической шприц-машины. Мак-Келви приводит пример типового расчета червяка, имеющего следующие геометрические размеры:

$D = 50{,}8$ *мм* $\quad h = 5{,}08$ *мм*
$L = 381$ *мм* $\quad e = 5{,}08$ *мм*
$t = 89$ *мм* $\quad \delta = 0{,}127$ *мм*

При расчете предполагалось, что перерабатываемый материал обладает свойствами расплавленного полиэтилена, т. е.

$$\mu_i = 1{,}4 \cdot 10^{-3} \ кГ \cdot сек/см^2$$

Величина $b = 0{,}025\ °K^{-1}$ (вычислено по тангенсу угла наклона кривой $\lg \mu$ в зависимости от T):

$$C_p = 21 \ кГ \cdot см/см^3 \cdot °K$$

Расчетом установлено, что при скорости вращения червяка 120 *об/мин* и коэффициенте сопротивления головки $k = 8{,}2 \cdot 10^{-4}\ см^3$ давление в головке составляет 154 $кГ/см^2$, а производительность 31 $см^3/сек$. При этом температура расплава повышается на 49 °C.

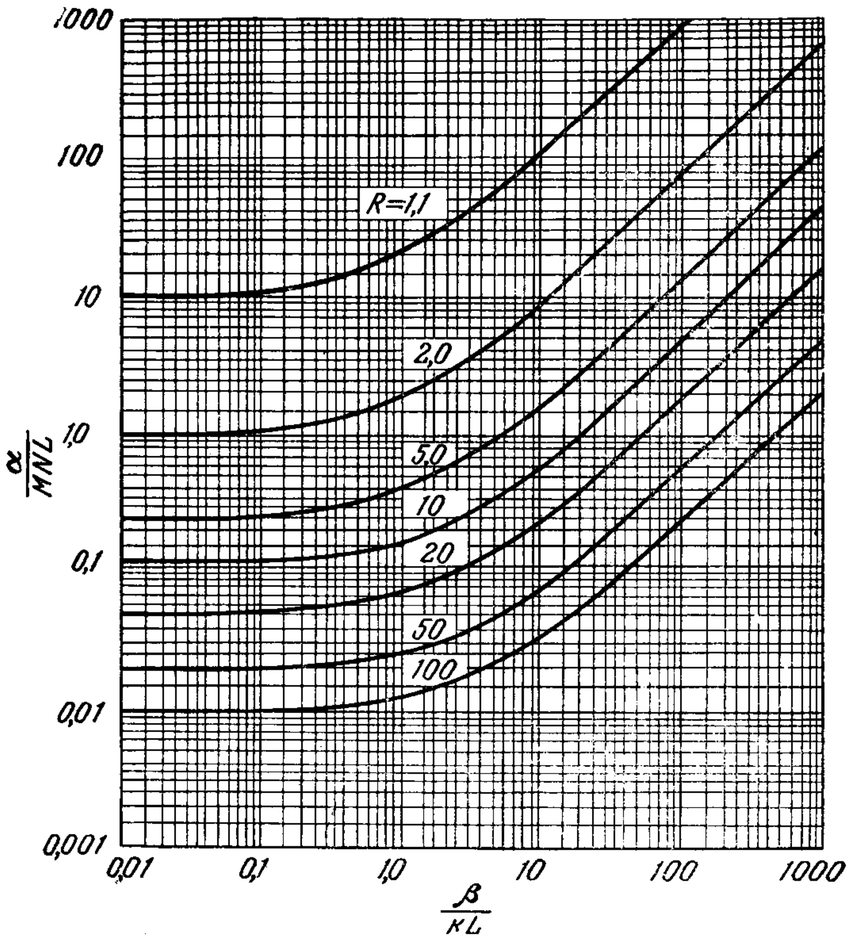


Рис. 4,34. Номограмма для проектирования адиабатических шприц-машин.
Цифры на кривых—значение величины R.

Приведенные данные характеризуют только одну рабочую точку из всего семейства характеристик адиабатического режима работы этого червяка, которые в виде номограммы изображены на рис. 4,35. Отметим, что при постоянном сопротивлении головки, k=const, приращение температуры расплава с увеличением скорости вращения червяка возрастает. Хотя это и не следует из графиков, изображенных на рис. 4,35, давление шприцевания при этом также повышается в соответствии с уравнением (130).

В ряде случаев оказывается удобнее представлять характеристики червяков, работающих в адиабатическом режиме, ана-

логично характеристикам червяков, работающих в изотермическом режиме, т. е. в виде графиков зависимости производительности от давления, а не от приращения температуры. Такой способ изображения характеристик применялся Колуэллом[23].

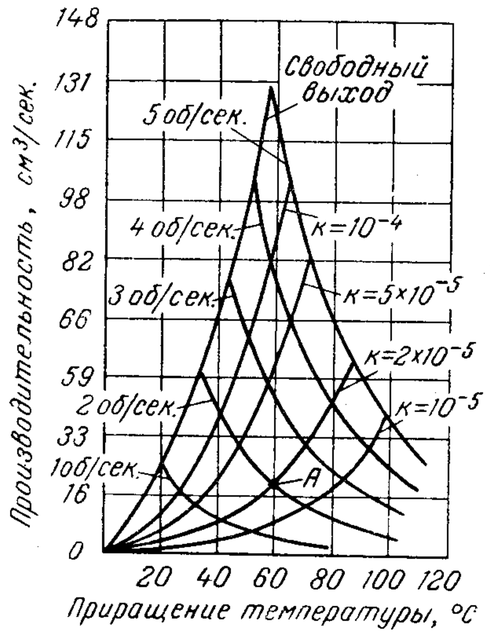


Рис. 4,35. Диаграмма, изображающая характеристики адиабатической шприц-машины.

На рис. 4,36 представлены характеристики разобранного примера адиабатического режима шприцевания (для сравнения пунктиром нанесены характеристики изотермического режима).

Результаты экспериментального исследования адиабатического шприцевания полиэтилена были опубликованы Бернхардтом и Мак-Келви[12]. Учитывая чувствительность процесса шприцевания к изменению физических свойств расплава, можно считать наблюдавшееся совпадение между расчетными и экспериментальными данными вполне удовлетворительным.

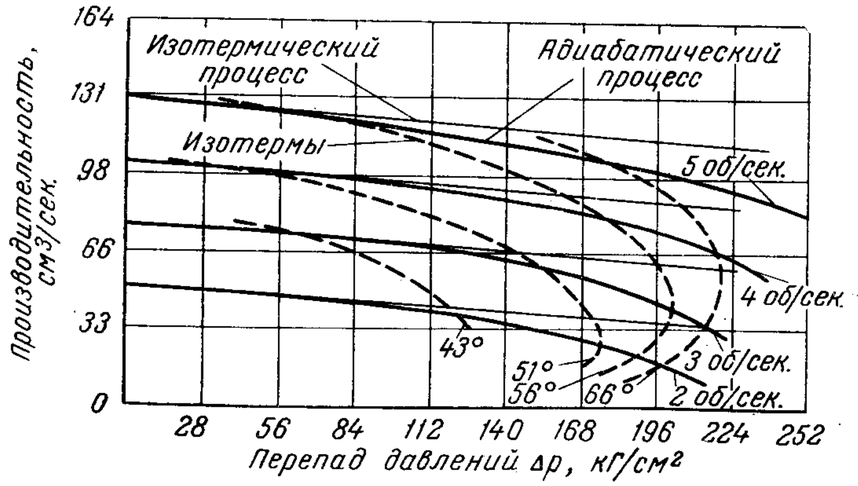


Рис. 4,36. Диаграмма, изображающая рабочие характеристики адиабатической шприц-машины в виде зависимостей производительности от давления, вычисленных для различных чисел оборотов червяка.

Уравнения, описывающие транспортировку сыпучих материалов

До сих пор рассматривалось течение в канале червяка только полностью расплавленного материала. Однако, поскольку питание шприц-машины осуществляется гранулами термопластичного материала, необходимо также рассмотреть процесс передвижения нерасплавленных частиц в зоне питания червяка. Как будет показано, в настоящее время уже разработаны вполне правомерные методы теоретического подхода, позволяющие анализировать процесс передвижения гранулированного материала через зону питания червяка.

Теория транспортировки сыпучих материалов

В зоне питания шприц-машины гранулы термопластичного материала находятся в нерасплавленном состоянии и пластическая масса не смачивает маталлических стенок. Поступающий материал заполняет винтовой канал червяка и продвигается по нему. Так как объем витка винтового канала по мере удаления от загрузочного окна уменьшается, перемещающиеся вдоль канала частицы материала преодолевают сопротивление, которое вызывает увеличение давления внутри уплотняющегося твердого материала.

Если питание машины осуществляется порошкообразным или мелкогранулированным материалом (похожим по структуре на столовую соль), возникающее в объеме материала трение между отдельными частицами делает процесс его транспортировки в некотором роде подобным вязкому течению, что позволяет использовать для расчета уравнения течения, выведенные для жидкости. Получающаяся при этом ошибка не превышает ±10%, т. е. лежит, с точки зрения требований инженерного расчета, в допустимых пределах.

Однако на практике гораздо чаще приходится иметь дело с транспортировкой сферических, кубических или цилиндрических гранул термопластичных смол, размер которых составляет 2,5—5,4 *мм*. При таких размерах частиц поступающего из бункера материала относительное движение отдельных гранул в загрузочной секции червяка полностью отсутствует и материал ведет себя как твердый упругий стержень. Такой стержень соприкасается со стенками канала и в нем может развиться давление.

Если червяк и корпус машины обработаны по одинаковому классу чистоты и имеют одинаковую температуру, коэффициент трения между пластическим материалом и поверхностью червяка и между пластическим материалом и поверхностью корпуса будет

одинаковым. В этом случае транспортирующая способность загрузочной зоны может быть определена из следующего выражения[24]:

$$\frac{q_s}{N} = \pi^2 Dh\,(D-h)\left[\frac{\operatorname{tg}\Theta \operatorname{tg}\varphi_b}{\operatorname{tg}\Theta + \operatorname{tg}\varphi_b}\right] \qquad (137)$$

где q_s—объемный расход гранулированного материала;
N—скорость вращения червяка (об./ед. времени);
D—внутренний диаметр корпуса или, если пренебречь зазором, наружный диаметр червяка;
h—глубина винтового канала;
Θ—угол движения наружной поверхности твердого стержня;
φ_b—угол подъема винтового канала на наружном диаметре червяка.

Для того чтобы можно было оценить величину объемного расхода, необходимо знать значение угла Θ, определяющего направление движения твердого упругого стержня относительно плоскости, перпендикулярной оси червяка. Угол Θ можно определить из следующего уравнения:

$$\cos\Theta = k\sin\Theta + C\,(K\sin\varphi_s + C\cos\varphi_s) + \frac{2h}{t}\,(KC\operatorname{tg}\varphi_s + E^2) + \frac{hE}{Lf_b}\sin\varphi_a\,(E\cos\varphi_a + K\sin\varphi_a)\ln\frac{p_2}{p_1} \qquad (138)$$

где

$$K = \frac{E\,(\operatorname{tg}\varphi_a + f_s)}{1 - f_s\operatorname{tg}\varphi_a} \qquad (139)$$

$$C = \frac{D-2h}{D} \qquad (140)$$

φ_s—угол подъема винтового канала у сердечника червяка;
φ_a—угол подъема винтового канала на среднем диаметре канала;
t—шаг винтового канала;
$E = \frac{D-h}{D}$;
L—длина загрузочной зоны, замеренная вдоль оси червяка;
f_b—коэффициент трения между гранулами материала и поверхностью корпуса;
f_s—коэффициент трения между гранулами материала и поверхностью червяка;
p_1, p_2—давление в начале и конце загрузочной зоны.

Если предположить, что коэффициент трения между материалом и червяком пренебрежимо мал, и увеличение давления в канале червяка отсутствует, то для этого чисто теоретического случая уравнение (137) принимает простую форму:

$$\frac{q_s}{N} = \pi^2 D^2 h\cos\varphi_b\sin\varphi_b \qquad (141)$$

Величина объемного расхода, вычисленная из уравнения (141), точно в два раза превышает объемный расход, который имел бы место, если бы материал был жидким и в нем была возможна деформация сдвига. Другой упрощенный вариант уравнения (137) можно получить, если предположить, что материал не соприкасается с передней стенкой канала. Такое положение, предполагающее, что в транспортируемом материале не происходит увеличения давления, в действительности наблюдается в первых нескольких витках загрузочной зоны (в червяках с $L/D = 20:1$). Длина этого участка составляет от шести до восьми витков:

$$\cos\Theta = K\sin\varphi + C\,(K\sin\varphi_s + \cos\varphi_s) \qquad (142)$$

Проектирование пластицирующих шприц-машин

Все теории шприцевания, изложенные в предыдущих разделах настоящей главы, рассматривают только процесс перемещения вязкого или гранулированного материала по каналу червяка. При проектировании шприц-машины, предназначенной для переработки термопластичных материалов, кроме этих двух процессов, необходимо рассмотреть также сложные процессы размягчения, уплотнения и транспортировки материала, протекающие в переходной зоне червяка. Однако вследствие большой сложности и крайней запутанности различных процессов, протекающих одновременно в зоне перехода, до настоящего времени не удалось разработать общих теоретических методов, которые могли бы быть использованы для аналитического расчета характеристик этой зоны червяка. Именно существование подобной неопределенности в теории переходной зоны приводит к тому, что шприцевание термопластичных материалов в настоящее время не является полностью научно обоснованным технологическим процессом.

Подробное описание технологии шприцевания термопластов приводится во многих работах[27–29, 38, 63, 72]. В монографии, вышедшей под редакцией Ренфру и Моргана, Кеннавей и Уикс[38] рассматривают применение ранее разработанных теорий шприцевания к проектированию шприц-машин для переработки полиэтилена. В этой работе авторы различают два типа червяков: так называемые «неограниченные» червяки, производительность которых определяется загрузочной зоной, и «ограниченные» червяки, у которых последний участок червяка ограничивает

величину расхода материала, не давая ему достигнуть значений, которые могли бы обеспечиваться производительностью зоны загрузки.

Дополнительные сведения по вопросу проектирования шприц-машин для переработки полиэтилена содержатся в статье Мак-Келви[40] и недавно опубликованной статье Маддока[45], который приводит также обзор основных положений теории шприцевания. Обширные данные о работе шприц-машин для переработки полиэтилена можно найти у Гаспара[31], который особое внимание обращает на суммарный термический коэффициент полезного действия. Бек[6] опубликовал ряд статей, в которых изложен опыт эксплуатации быстроходных шприц-машин, работающих в адиабатическом режиме. Много интересных сведений можно найти также в статьях Уитката[7], Аткинсона и Оуена[3], Фишера[27, 28] и Бейжента[5]. В последних двух статьях рассмотрены не только одночервячные, но и многочервячные шприц-машины.

Серьезный пробел, существовавший до последнего времени в технологическом аспекте теории шприцевания, был восполнен статьей Маддока[44], где рассмотрены различные факторы, влияющие на качество материала, выходящего из одночервячной шприц-машины. Было показано, что однородность шприцуемого материала определяется произведением градиента скорости на продолжительность пребывания материала внутри машины. Как будет показано ниже, к аналогичным выводам пришли также Мор, Секстон и Джепсон[51], использовавшие гидродинамическую теорию шприцевания для количественной оценки смесительного эффекта, реализуемого в шприц-машине. Причем в качестве основного критерия эти авторы применили величину деформации сдвига, которому подвергается перерабатываемый в машине расплав.

Теория и проектирование

При изучении работы шприц-машины целесообразно рассматривать характеристики каждой секции червяка в отдельности. Так, зона питания червяка должна обеспечивать захват гранулированного материала у загрузочного отверстия и транспортировать его вдоль оси червяка с заданной производительностью. В зоне плавления гранулы материала размягчаются и уплотняются, превращаясь в результате в жидкую, не содержущую пустот массу. Размягчение материала обычно происходит за счет вязкого трения и тепла, подводимого от нагревателей корпуса. Зона дозирования должна обеспечивать дальнейшую гомогенизацию расплавленного материала и подачу его под определенным давлением к головке.

Такое функциональное деление червяка на различные зоны в действительности может и не совпадать с фактическим распределением физических состояний материала. В особенности это касается границы между зоной питания и зоной плавления, которая на практике определяется не очень четко, и положение которой в значительной мере зависит от таких характеристик режима шприцевания, как температура корпуса, скорость вращения червяка и производительность машины. Поэтому точное совпадение фактических и теоретических границ каждой из зон является чисто случайным.

Граница между зоной плавления и зоной расплава обычно также выражена очень нечетко. В настоящее время в большинстве случаев на конце червяка находится так называемая дозирующая зона, которая существенно отличается от остальных частей червяка.

Если дозирующая зона правильно спроектирована и червяк работает в нормальном режиме, то граница между зоной плавления и зоной расплава обычно располагается либо между секциями червяка, либо несколько смещается в сторону зоны плавления. Обычно длина дозирующей зоны составляет от четырех до шести диаметров. Глубина винтового канала на участке дозирующей зоны большей частью меньше, чем в предшествующих ей зонах. В правильно сконструированном дозирующем червяке дозирующая зона является той частью червяка, которая определяет величину производительности машины.

Червяки с дозирующей зоной обладают рядом конструктивных и эксплуатационных преимуществ. Поскольку производительность неглубокой дозирующей зоны сравнительно мало зависит от колебаний давления, дозирующая зона оказывает стабилизирующее влияние на производительность шприц-машины. Существование более высокого градиента скорости на участке дозирующей зоны также очень желательно, так как этим обеспечивается большая механическая и температурная однородность шприцуемого материала. С конструктивной точки зрения существование дозирующей зоны весьма целесообразно, так как разработанные гидродинамические теории шприцевания расплава могут применяться с наибольшей достоверностью для расчета этой секции червяка, которая, как было отмечено выше, определяет производительность машины.

Зона питания. Обычно проектирование зоны питания производится так, чтобы на всех режимах работы все последующие зоны получали достаточное количество материала. Это означает, что производительность зоны питания намеренно завышается для того, чтобы количество подаваемой смолы всегда превышало необходимое. Поэтому на практике расчеты очень редко произво-

дятся по уравнению (137). Обычно для конструктора оказывается достаточно той точности, какую дает применение упрощенного уравнения.

Конструкторы-практики в настоящее время располагают рядом удовлетворительных методов приближенной оценки производительности зоны питания, которые, как показывает опыт, приводят к вполне приемлемым результатам. Основная ценность использования более полного и точного уравнения заключается не в том, что оно позволяет произвести более точный конструктивный расчет, а скорее в том, что при помощи этого уравнения можно выявить и оценить влияние каждого фактора в отдельности.

Анализ зависимости величины удельной производительности q_s/N от других параметров, входящих в уравнение (137), показывает, что увеличения производительности зоны питания можно добиться следующими способами[4]: 1) увеличением глубины канала; 2) уменьшением коэффициента трения между материалом и червяком; 3) увеличением коэффициента трения между материалом и корпусом; 4) выбором угла подъема винтового канала, который обеспечивает максимальную производительность зоны питания для данного конкретного значения коэффициента трения между червяком и материалом.

Справедливость этих выводов убедительно подтверждается накопленным опытом. Обычно винтовой канал червяка на участке зоны питания имеет наибольшую глубину. На практике пределом, ограничивающим глубину канала червяка на участке зоны питания, является прочность сердечника червяка. Для уменьшения коэффициента трения канал червяка тщательно шлифуется, а затем полируется или хромируется. Можно также отметить, что периодическая чистка и полировка поверхности червяка значительно улучшают работу секции питания, увеличивая ее подающую способность. Совершенно иначе обстоит дело с обработкой внутренней поверхности корпуса, которую не следует делать слишком гладкой. Качество обработки поверхности должно быть таким, чтобы обеспечивать удовлетворительную очистку корпуса от материала.

Некоторое представление о подающей способности червяка при транспортировке гранул можно получить, сопоставляя значения заключенного в скобки тригонометрического выражения, входящего в уравнение (137). Значение этого выражения зависит как от величины угла подъема винтового канала φ, так и от угла Θ, характеризующего направление движения гранулированного материала.

Величина угла Θ является функцией коэффициентов трения гранулированного материала о поверхности червяка и корпуса машины.

На рис. 4,37 приведены значения этой функции для червяка с диаметром 50,8 *мм* и глубиной канала 10,3 *мм*. Приращение давления отсутствует. Коэффициент трения большинства пластических масс лежит в диапазоне 0,25—0,50 (большей частью он равен 0,4—0,5). Поэтому наилучшие результаты обеспечивает винтовой канал с углом подъема 17—20°. На практике наибольшее распространение получил угол подъема 17°42′, при котором шаг равен диаметру, так как при этом не только обеспечивается достаточно хорошее питание, но также существенно упрощается технология изготовления червяка.

Для нормальной работы дозирующего червяка необходимо, чтобы производительность зоны питания была достаточна для полного заполнения винтового канала дозирующей зоны. У червяков с постоянным шагом добиться этого можно только при условии, что глубина винтового канала на участке зоны питания будет в три раза больше глубины канала на участке дозирующей зоны. Если степень изменения глубины канала зоны питания будет недостаточна, то дозирующая зона может оказаться на некоторых режимах работы неполностью заполненной, что приводит к неустойчивому, а иногда и прерывистому выходу шприцуемого материала. Напротив, если степень изменения объема одного витка канала червяка слишком велика, производительность зоны питания может оказаться очень большой. В результате может произойти перегрузка дозирующей зоны, что приводит к колебаниям производительности и получению неоднородного изделия.

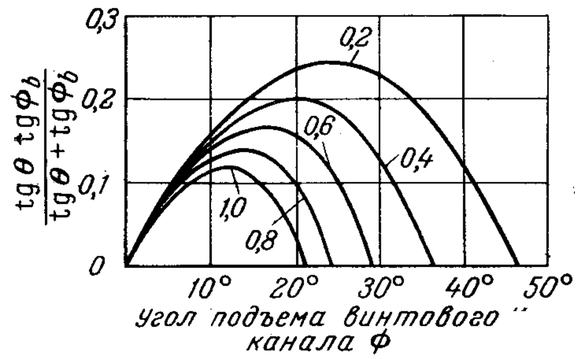


Рис. 4,37. Зависимость тригонометрической функции от величины угла подъема винтового канала червяка диаметром 50,8 *мм*, вычисленная для типовой загрузочной зоны с глубиной канала 10,2 *мм* при различных значениях коэффициента трения пластмассы по червяку f_s.
Цифры на кривых—значение величины f_s.

Следует отметить, что широко распространенный в промышленности термин «степень сжатия», которым обозначается относительное изменение объема или глубины канала, может привести к ложному пониманию существа процесса. Увеличение давления, которое обычно наблюдается в так называемой «зоне питания», представляет собой незначительное приращение давления в результате нормального насосного эффекта, возникающего вслед-

ствие винтового течения расплава. Для того чтобы оценить величину этого приращения, можно воспользоваться уравнением, аналогичным по форме уравнению (112). Некоторое сжатие материала возникает под действием давления боковых стенок, которое является следствием того, что нерасплавленные твердые гранулы материала с силой перемещаются вдоль канала уменьшающегося поперечного сечения. Только в этом смысле термин «сжатие» имеет какое-то значение. Однако даже в этом случае следует иметь в виду, что такое сжатие материала, возникающее вследствие давления стенок, не вызывает сколько-нибудь заметного увеличения гидростатического давления. Давление действительно увеличивается, но это увеличение обусловливается в основном существованием сопротивления движущемуся сыпучему гранулированному или расплавленному материалу.

Поэтому в дальнейшем вместо термина «степень сжатия» будут использоваться термины «степень изменения объема» или для червяков постоянного шага «степень изменения глубины канала».

Обычно у большинства применяемых в машинах червяков степень изменения объема составляет от 3 : 1 до 4 : 1. Чтобы понять, почему она имеет такое значение, будем рассуждать следующим образом:

1) В канале вращающегося червяка максимально теоретически возможный объемный расход твердого недеформирующегося материала вдвое превышает объемный расход жидкости, подвергающейся деформации сдвига [см. уравнение (141)]. Этот случай соответствует течению, подобному движению твердого стержня*.

2) Насыпной вес гранулированного в форме кубиков или цилиндров пластического материала составляет примерно половину удельного веса расплава этого же материала.

3) Вследствие проскальзывания и местных заторов фактическая производительность зоны питания составляет 30—50% от теоретической, приближаясь в среднем к 40%. Часто эта величина зависит также и от скорости вращения червяка.

4) Обычно колебания в производительности зоны питания, возникающие вследствие проскальзывания, прилипания и местных заторов, составляют около $\pm 10\%$. Однако для того, чтобы исключить возможность недостаточного питания, необходимо, чтобы колебания с отрицательным знаком отсутствовали. Поэтому колебания должны составлять от 0 до $+20\%$. Объединяя все эти факторы, можно оценить минимальную величину степени

* Это стержневое течение не следует рассматривать как некоторую аналогию движения типа винт и гайка. Чтобы пояснить эту мысль, рассмотрим червяк с бесконечно большим шагом. Гайка, навернутая на такой червяк, перемещается с бесконечно большой скоростью, в то время как «стержневое» течение в этих условиях не обладает никакой поступительной скоростью.

изменения объема одного витка зоны питания относительно дозирующей зоны. При постоянной величине шага необходимая степень изменения глубины канала равна:

$$\text{C. D. R.} = \frac{1}{2} \cdot \frac{2}{1} \cdot \frac{1}{0{,}40} \cdot \frac{1}{1 - 0{,}20} = 3{,}1$$

В качестве примера использования упрощенного уравнения [уравнение (142)] рассчитаем производительность зоны питания типичного червяка, предназначенного для переработки полиакрилатов.

Размеры загрузочной зоны:

Шаг $t = 58{,}2$ *мм*

Диаметр $D = 50{,}8$ *мм*

Глубина канала $h = 12{,}2$ *мм*

$\cos \varphi_s = 0{,}809$

$\sin \varphi_s = 0{,}588$

Характеристика смолы:

Коэффициент трения $= 0{,}5$

Насыпной вес $= 0{,}613$ *г/см*^{3}

$$E = \frac{D - h}{D} = 0{,}755$$

$$C = \frac{D - 2h}{D} = 0{,}51$$

$$\operatorname{tg} \varphi_b = \frac{t}{\pi D} = 0{,}372; \quad \varphi_b = 20°24'$$

$$\operatorname{tg} \varphi_a = \frac{t}{\pi(D - h)} = 0{,}492; \quad \varphi_a = 26°18'$$

$$\operatorname{tg} \varphi_s = \frac{t}{\pi(D - 2h)} = 0{,}728; \quad \varphi_s = 36°$$

$$K = \frac{E(\operatorname{tg} \varphi_a + f_s)}{1 - f_s \operatorname{tg} \varphi_a} = 0{,}997$$

Определим величину угла Θ из уравнения (142), пренебрегая влиянием ширины стенки канала, контактом между передней стенкой канала и материалом, и давлением:

$$\cos \Theta = K \sin \Theta + C(K \sin \varphi_s + C \cos \varphi_s) \qquad (142)$$

$$\cos \Theta = 0{,}997 \sin \Theta + 0{,}508$$

Это уравнение может быть решено или методом последовательного приближения или графически при помощи номограммы, приведенной на рис. 4,38, где M определяется выражением:

$$M = C(K\sin\varphi_s + C\cos\varphi_s) + \frac{2h}{t}(KC\,\mathrm{tg}\,\varphi_s + E^2) + \\ + \frac{hE}{Lf_b}\sin\varphi_a(E\cos\varphi_a + K\sin\varphi_a)\ln\frac{p_2}{p_1} \qquad (143)$$

В нашем конкретном случае последние два члена уравнения (143) равны нулю, а M равняется 0,508.

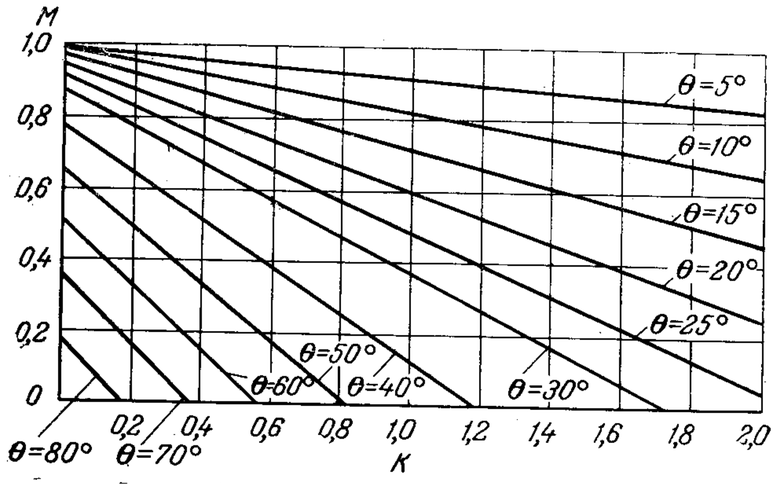


Рис. 4,38. Номограмма значений параметра M в зависимости от K.

Таким образом, определяем, что угол движения $\Theta=24°$, отсюда $\mathrm{tg}\Theta=0{,}445$.

Подставляя в уравнение (137), получим:

$$\frac{q_s}{N} = \pi^2\frac{Dh(D-h)\,\mathrm{tg}\,\Theta\,\mathrm{tg}\,\varphi_b}{\mathrm{tg}\,\Theta + \mathrm{tg}\,\varphi_b} = 45{,}6\ см^3/об$$

Умножая эту величину на насыпной вес, получим, что производительность червяка равна 27,9 *г* за один оборот.

Производительность червяка с такими геометрическими размерами при транспортировке полиакрилата «люсит 140» составила в среднем 28,9 *г/об*. Первая серия опытов проводилась с червяком и корпусом, поверхность которых имела среднюю высоту шероховатостей $8{,}1\cdot10^{-4}$ *мм*. В этом случае коэффициент трения между пластмассой и корпусом равнялся примерно коэффициенту трения между пластмассой и червяком, т. е. $f_b=f_s$, допущение, которое было сделано при выводе уравнения (137).

Если внутренняя поверхность корпуса имела среднюю высоту шероховатостей порядка $3{,}25\cdot10^{-3}$ *мм*, т. е. трение между материалом и корпусом было несомненно выше, чем между материалом и червяком, величина производительности составляла около 32,9 *г/об*. Опыты с корпусом, поверхность которого была тщательно отполирована до высоты шероховатостей $2\cdot10^{-4}$ *мм*, показали, что производительность уменьшилась до 24,3 *г/об*.

Переходная зона. До настоящего времени еще не разработаны методы математического анализа работы переходной зоны, или зоны плавления.

Опыт показывает, что жесткие термопласты с явно выраженной температурой плавления, например полиамиды, лучше перерабатываются червяками, у которых переход от глубокой зоны питания к мелкой дозирующей зоне происходит на небольшой длине и составляет около одного витка канала или даже меньше. При переработке мягких термопластов, таких, как разветвленный полиэтилен, длина участка, на котором изменяется объем канала, не существенна и зона перехода может иметь в длину от одного до пяти витков. Термину «зона перехода» в данной книге придается два значения:

1) секция червяка, на котором размеры канала изменяютсяот размеров зоны питания до размеров дозирующей зоны;

2) участок червяка, на котором происходит изменение агрегатного состояния полимера (переход твердого тела в жидкость)

В тех случаях, когда возможно двойственное толкование, участок изменения агрегатного состояния будет именоваться зоной плавления. В хорошо спроектированном дозирующем червяке процесс плавления материала должен закончиться прежде, чем материал попадет в дозирующую зону.

В зоне плавления гранулы материала нагреваются теплом, поступающим в результате теплопередачи от стенок корпуса, радиации, а также за счет тепла вязкого трения. Одновременно изменяется характер движения материала, который в начале зоны движется как твердое тело, скользя и перекатываясь, затем это движение переходит в проскальзывание с прилипанием и, наконец, по мере разогревания и плавления полимера превращается в ламинарное течение. Зона плавления может простираться на бо́льшую часть длины червяка. Протяженность ее у длинных червяков достигает 12—16 диаметров, что часто составляет около двух третей всей длины червяка.

До настоящего времени задача разработки обоснованного метода расчета наиболее длинной части червяка, зоны плавления, ждет своего решения. На практике обычно длина зоны питания намеренно завышается, а величина производительности регули-

руется путем применения тщательно рассчитанной насосной дозирующей зоны, расположенной непосредственно перед головкой.

Дозирующая зона. Проектирование дозирующей зоны червяка может быть выполнено полностью на основе разработанной гидродинамической теории шприцевания. Примеры расчета характеристик винтовых насосов для перекачивания расплавов были приведены выше. Эти расчеты совершенно аналогичны расчетам при проектировании дозирующей зоны шприц-машины для переработки пластмасс. Теоретически характеристика дозирующей зоны должна определять все результирующие характеристики шприц-машины. На практике так и получается, если червяк рассчитан правильно. Однако, анализируя характеристику дозирующей зоны, нельзя рассматривать ее совершенно изолированно от остальных частей червяка. Так как дозирующая зона препятствует свободному выходу материала из зон питания и плавления, в конце загрузочной зоны возникает избыточное давление. Это давление, так же как давление, развивающееся в дозирующей зоне, влияет на величину и направление противотока в дозирующей зоне. Величина давления, развивающегося на центральном участке червяка, зависит как от насосных характеристик зоны питания и зоны плавления, так и от степени дросселирования потока, которая осуществляется дозирующей зоной. Некоторые исследователи[10, 11, 34, 38] уже признают существование этого промежуточного давления, однако до настоящего времени еще не разработаны методы расчета его величины. Разработке этих методов должно предшествовать достижение более ясного понимания существа сложных процессов, происходящих в зоне плавления. В настоящее время величину этих промежуточных давлений можно оценить только по экспериментальным данным.

Влияние промежуточного давления на производительность шприц-машины зависит главным образом от напорной характеристики дозирующей зоны. Если напорная характеристика дозирующей зоны располагается полого (например, когда глубина канала на участке дозирующей зоны невелика), то производительность машины оказывается почти нечувствительной к этому промежуточному давлению. Такая характеристика наиболее желательна, поскольку это промежуточное давление весьма непостоянно и зависит от случайных процессов, происходящих в зоне питания и зоне плавления.

Автору приходилось экспериментально исследовать распределение давлений, устанавливающееся в обычной шприц-машине с диаметром червяка 62 *мм* при шприцевании полиэтилена. Типичные результаты приведены на рис. 4,39.

Кривая *A* изображает распределение давлений, соответствующее шприцеванию через головку с малым сопротивлением. Давление, развивающееся в загрузочной зоне и зоне плавления, превышает давление на выходе из дозирующей зоны. В результате противоток меняет направление и течет в сторону головки. Фактическая производительность при этом превышает величину расхода вынужденного течения. В этих условиях дозирующая зона превращается в своеобразный дроссель.

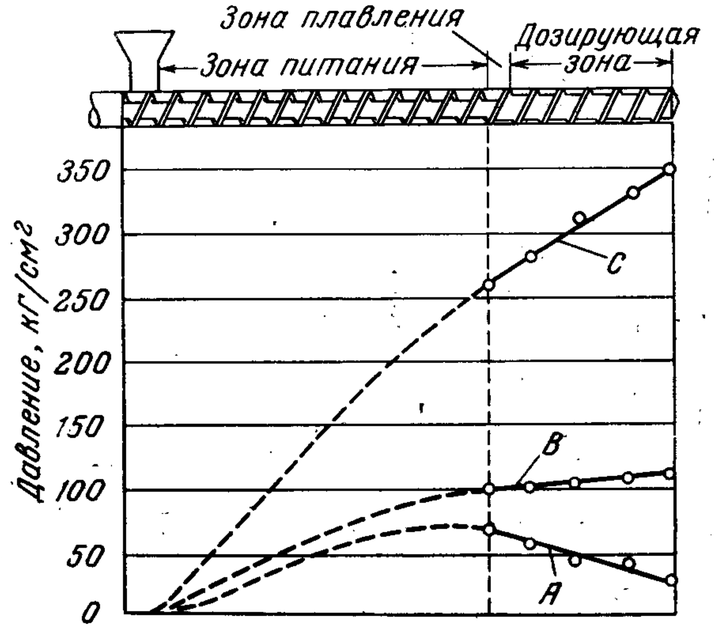


Рис. 4,39. Распределение давления вдоль корпуса пластицирующей шприц-машины.

Кривая *B* изображает распределение давлений, соответствующее шприцеванию через головку с таким сопротивлением, при котором давление в начале и конце дозирующей зоны почти одинаково. В этом случае величина производительности примерно равна расходу вынужденного течения.

Кривая *C* соответствует наиболее распространенному случаю, при котором давление приблизительно равномерно увеличивается по всей длине червяка.

Отношение длины червяка к диаметру. Необходимость обеспечить при шприцевании выход свободного от пульсаций равномерно нагретого материала послужила причиной создания машин с более длинными корпусами.

Если лет 10 тому назад шприц-машины обычно имели корпуса длиной около 12*D*, в настоящее время только несколько фирм выпускают шприц-машины для переработки пластмасс, у которых

отношение L/D меньше, чем 18 : 1. Наиболее распространенное значение отношения L/D лежит в интервале 20 : 1 и 24 : 1. Существуют машины, длина корпуса которых достигает 30 диаметров. Однако в большинстве случаев эти машины предназначены для дегазационных процессов. С увеличением длины машины увеличивается эффективность смешения перерабатываемого материала. Увеличение длины корпуса позволяет увеличить при заданной производительности однородность шприцуемого материала, или, если это позволяет мощность привода, повысить производительность, не снижая качества шприцуемого изделия.

При выборе нового оборудования часто оказывается, что заданная производительность может быть обеспечена двумя различными шприц-машинами, причем для машины меньшего диаметра она является максимально возможной, а для машины большего диаметра—номинальной. В этом случае приходится выбирать между машиной с более длинным корпусом, но с меньшим диаметром червяка и машиной с бóльшим диаметром червяка, но с обычным отношением длины к диаметру.

Если червяки обеих машин были сконструированы правильно и обеспечивают передачу необходимого количества энергии шприцуемому материалу, то мощность, потребляемая каждой из машин, независимо от типа машины, будет одинаковой. Так как при этом размеры и стоимость привода обеих машин будут примерно равными, применение машины с червяком меньшего диаметра, но с большей относительной длиной, не дает никакого ощутимого экономического эффекта. Кроме того, следует иметь в виду, что шприц-машина большего диаметра обладает большей гибкостью при подборе режима переработки различных пластических масс и позволяет осуществить больше различных технологических процессов.

Мощность, потребляемая пластицирующей шприц-машиной

При расчете мощности, потребляемой пластицирующей шприц-машиной, необходимо, во-первых, оценить суммарную энергию, которую нужно сообщить материалу для того, чтобы расплавить его и выдавить с заданной производительностью. Во-вторых, следует определить, сможет ли шприц-машина передать материалу всю эту энергию, и если сможет, то как эта энергия будет распределена между червяком, который сообщает ее в форме работы вязкого трения, и нагревателями корпуса, передающими ее в виде тепловой энергии. Кроме того, желательно составить представление о том, нужно ли охлаждать корпус для того, чтобы удалить избыточное тепло, выделяющееся в результате диссипации механической энергии, осуществляемой червяком.

Минимальная мощность, необходимая для шприцевания. В пластицирующей шприц-машине, для того чтобы расплавить гранулы в зоне питания, нагреть расплав до заданной температуры и выдавить расплав через матрицу, преодолевая при этом возникающее в матрице противодавление, необходимо затратить определенное минимальное количество энергии. Определение величины этой энергии является чисто термодинамической задачей, которая совершенно не зависит от конструкции шприц-машины.

Если принять, что полимер несжимаем и пренебречь незначительными инерционными эффектами, то уравнение энергетического баланса для находящегося в корпусе машины материала будет иметь вид:

$$\frac{Z}{q_w} = \int_{t_1}^{t_2} \rho C_p dt + V\Delta p + \lambda \qquad (144)$$

где Z—суммарная мощность, расходуемая на шприцевание полимера ($Z = Z_{\text{червяка}} + Z_{\text{нагревателей}} - Z_{\text{охлаждения}}$);
g_w—массовый расход полимера;
$t_1 t_2$—соответственно температура полимера на входе и на выходе;
C_p—удельная теплоемкость полимера;
V—удельный объем полимера ($V = 1/\rho$);
Δp—разность между давлением на выходе из червяка и давлением на входе;
λ—теплота плавления полимера.

Обычно членом $V\Delta p$ можно пренебречь, так как даже для сравнительно высоких давлений шприцевания, достигающих 700 $кГ/см^2$, величина этого члена у большинства полимеров не превышает 10% суммарной потребляемой мощности. Таким образом, энергия, необходимая для переработки полимера, будет равна:

$$\frac{Z}{q_w} = \int_{t_1}^{t_2} \rho C_p dt + \lambda \qquad (145)$$

Следовательно, для того чтобы определить удельный расход энергии при шприцевании полимера, достаточно знать его теплоемкость и скрытую теплоту плавления. Для основных типов применяющихся на практике полимеров эти данные приведены в третьей части.

Используя уравнение (145), можно рассчитать энергию, необходимую для шприцевания полимера. На рис. 4,40 приведены

результаты такого расчета, выполненные для полиэтилена, который загружается в машину при 25 °С. График позволяет очень быстро определить величину удельного расхода энергии в зависимости от температуры шприцевания. Так, для 200 °С удельный расход энергии должен составить 0,18 *квт·ч/кг*. Следовательно, для того чтобы шприцевать 45 *кг/ч*, необходимо затратить на это мощность в 8,1 *квт*.

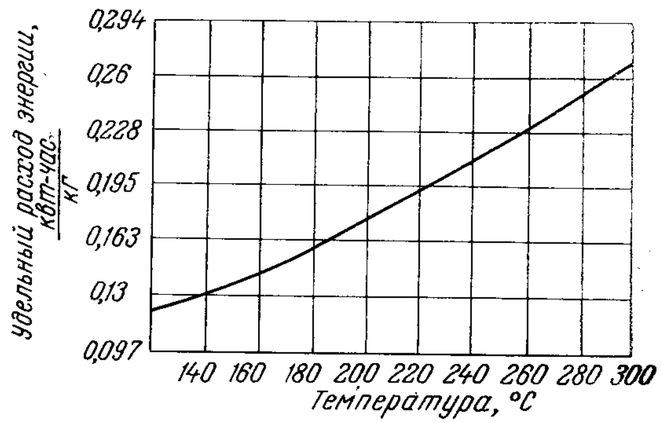


Рис. 4,40. Удельный расход энергии на шприцевание разветвленного полиэтилена (начальная температура 25 °С, удельный вес при нормальных условиях 0,925 *г/см*³).

Удельная энергия шприцевания большинства перерабатываемых на практике полимеров лежит в диапазоне 0,13—0,234 *квт·ч/кг*. Если пренебречь теплом, которое подводится от нагревателей корпуса, то можно считать, что каждый киловатт мощности привода обеспечивает производительность от 3,7 до 7,4 *кг/ч*.

Мощность, фактически потребляемая червяком. В предыдущем параграфе было показано, что для шприцевания полиэтилена при 200 °С и производительности 45 *кг/ч* расходуется 8,1 *квт*. Однако нельзя быть уверенным в том, что червяк, воздействуя на гранулы и расплав, преобразует в тепловую энергию точно 8,1 *квт*. Количество энергии, которое будет сообщено червяком полимеру в виде механической работы, существенно зависит от физико-механических и тепловых характеристик гранулированного полимера и его расплава.

В рассмотренном выше примере, если бы червяк сообщал материалу только 7,36 *квт* и от нагревателей корпуса не поступало дополнительной энергии, температура расплава на выходе понизилась бы до 185 °С. На практике предпочитают именно такой режим работы, так как при этом удается до некоторой степени управлять извне температурой шприцевания.

При шприцевании полимера с более высокой вязкостью для поддержания производительности, равной 45 *кг/ч*, потребовалось бы увеличить затрачиваемую мощность до 8,8 *квт*. При этом для того, чтобы сохранить заданный температурный режим шприцевания (200 °С на выходе), пришлось бы отводить часть выделяющегося тепла.

Вследствие чрезвычайной сложности процесса шприцевания термопластов точно рассчитать величину потребляемой при шприцевании мощности почти невозможно. Поэтому определение величины потребляемой мощности приходится производить, основываясь главным образом на данных, полученных при эксплуатации оборудования аналогичной конструкции.

Для участков, червяка, в которых наблюдается ламинарное течение расплава, можно пользоваться выведенными выше уравнениями, описывающими диссипацию энергии в винтовых насосах, перекачивающих расплавы. Эти же уравнения позволяют предсказать характер изменений величины потребляемой мощности с изменением вязкости расплава, скорости вращения и геометрических размеров червяка.

Моделирование пластицирующих шприц-машин

Применение теории подобия к моделированию рабочего процесса в геометрически подобных шприц-машинах, работающих как в изотермическом, так и адиабатическом режимах, рассматривалось многими исследователями[20, 34, 68].

Геометрически подобными шприц-машинами называются такие две машины, все геометрические размеры которых связаны друг с другом одним и тем же коэффициентом пропорциональности x. Нетрудно показать, что если пренебречь теплопередачей от внешней поверхности корпуса в окружающую среду, то у геометрически подобных шприц-машин, работающих как в изотермическом, так и в адиабатическом режиме, величина развивающегося давления при одинаковой скорости вращения червяка будет одинакова. Приращение температуры в геометрически подобных адиабатических шприц-машиных при одинаковой скорости вращения червяка также одинаково. Производительность и потребляемая мощность большей машины возрастают пропорционально кубу коэффициента геометрического подобия.

В действительности этого увеличения производительности, пропорционального третьей степени масштабного фактора, почти никогда не удается получить, особенно в тех случаях, когда теплопередача играет значительную роль в рабочем процессе. При работе шприц-машины в ней всегда существуют процессы теплообмена. Это неизбежно даже при работе по так называемому «адиабатическому» режиму, в котором по определению отсутст-

вует теплообмен с окружающей средой. Однако даже в этом случае происходит передача тепла в канале, по телу червяка и стенкам корпуса, а также по заполняющему канал расплаву. На практике избегают работы в чисто адиабатическом режиме, предпочитая сохранять в некоторой степени теплообмен с окружающей средой, так как наличие этого теплообмена увеличивает возможность независимого управления температурным режимом процесса.

Интенсивность, с которой тепло может подводиться к материалу за счет теплопроводности, изменяется примерно пропорционально квадрату коэффициента геометрического подобия, т. е. она пропорциональна площади поверхности корпуса. Если бы все тепло, необходимое для шприцевания материала, подводилось только извне за счет обогрева стенок корпуса, то в этом практически неосуществимом случае производительность пластицирующей шприц-машины была пропорциональна квадрату коэффициента геометрического подобия. Это указывает на то, что если червяки геометрически подобны, то скорость вращения червяка, имеющего больший диаметр, должна быть меньше для того, чтобы окружная скорость была одинакова. В этом случае производительность большей машины превышала бы производительность меньшей машины в x^2, а не в x^3 раз. Голько тогда интенсивность теплопередачи была бы достаточна для поддержания температуры материала в большей машине на том же уровне, что и в меньшей.

Кроме влияния, оказываемого коэффициентом геометрического подобия на скорость плавления, необходимо учитывать связь между коэффициентом подобия и степенью температурной неоднородности расплава. Даже если бы все сообщаемое жидкости тепло являлось результатом механической работы червяка и теплопередача от стенок корпуса отсутствовала, то и в этом случае вследствие неравномерного распределения механической энергии по сечению канала внутри жидкости существовали бы температурные градиенты. Кольцевой зазор между наружной поверхностью червяка и внутренней поверхностью корпуса является областью интенсивного тепловыделения, так как существующие в нем градиенты скорости очень высоки. Более того, градиент скорости в плоскости нормального сечения канала также претерпевает очень большие изменения (см. рис. 4,15—4,20).

Время пребывания материала в канале червяка, необходимое для достижения заданной степени однородности температурного поля за счет тепла, выделяющегося в результате работы вязкого трения, приблизительно пропорционально квадрату глубины канала. Это означает, что даже при работе по чисто адиабатическому режиму, при котором интенсивность тепловыделения пропорциональна кубу коэффициента геометрического подобия, температурная однородность (качество) шприцуемого материала в

машине большего размера будет хуже по сравнению с машиной меньшего размера. Эта неравномерность увеличится в еще большей степени, если часть тепла будет подводиться со стороны нагревателей корпуса.

Для того чтобы добиться одинаковой степени температурной однородности материала, шприцуемого на машинах с различными диаметрами червяков, необходимо или уменьшить скорость вращения червяка большей машины или уменьшить у нее глубину канала по сравнению с той, которая должна была бы иметь место при соблюдении геометрического подобия. В большинстве случаев предпочитают пользоваться сочетанием обоих этих методов. Широко распространен прием, при котором глубина канала увеличивается пропорционально корню квадратному из коэффициента геометрического подобия. Одновременно скорость вращения червяка также уменьшается на корень квадратный из коэффициента геометрического подобия[25].

Независимо от того, какой способ применяется для уменьшения температурной неравномерности шприцуемого материала, во всех случаях результатом является уменьшение производительности большей шприц-машины по сравнению с величиной, получающейся при строгом соблюдении геометрического подобия и пропорциональной кубу коэффициента подобия. Возможное увеличение производительности геометрически подобных пластицирующих шприц-машин в значительной мере определяется физико-механическими характеристиками сырья, поступающего в зону питания в виде гранул или порошка. Если частицы материала, поступающие в зону питания, имеют высокую твердость и жесткость и если расплав этого материала обладает малой вязкостью, как это и наблюдается у некоторых марок найлона, тепла, выделяющегося в результате работы сдвига, оказывается недостаточно для разогрева материала. Поэтому бо́льшую часть необходимого тепла приходится сообщать материалу от нагревателей корпуса. В этом случае величина фактической производительности определяется условиями теплопередачи, и реально достижимое увеличение производительности оказывается пропорционально квадрату коэффициента геометрического подобия. Если к качеству шприцуемого материала предъявляются очень высокие требования, особенно в отношении допустимой температурной неоднородности, то достижимое на практике увеличение производительности может оказаться еще меньшим.

Разогрев полимеров, которые уже в твердом состоянии обладают достаточной пластичностью и способны выдерживать значительные деформации, может осуществляться за счет механической работы. Наиболее характерным представителем материалов этой группы является полиэтилен. Если количество тепла,

выделяющегося в результате работы сил вязкого трения, точно соответствует теплу, необходимому для поддержания заданной температуры расплава, то производительность машины и потребляемая ею мощность увеличиваются в предельном случае пропорционально кубу коэффициента геометрического подобия. Практически достижимое увеличение производительности, как это уже отмечалось выше, определяется требованиями, предъявляемыми к качеству шприцуемого материала.

Увеличение производительности, пропорциональное кубу коэффициента геометрического подобия, оказывается вполне возможным на машинах, работающих по адиабатическому режиму, если качество шприцуемого продукта не должно удовлетворять каким-то постоянным требованиям. Пример подобного рода можно найти у Карлея и Мак-Келви[20], которые описывают экспериментальные результаты, полученные при десятикратном изменении геометрических размеров шприц-машины для переработки полиэтилена. Сопоставление двух подобных шприц-машин с диаметром червяка 50 и 500 *мм* показало, что при 15 *об/мин* производительность и потребляемые мощности относятся друг к другу, как 1 : 100. При этом температура и давление шприцуемого материала одинаковы.

Все приведенные выше рассуждения показывают, что на вопрос: во сколько раз увеличится производительность, если установить шприц-машину с большим диаметром червяка?—нельзя дать однозначного ответа. Фактическое увеличение производительности связано очень сложной зависимостью с характером перерабатываемого полимера и особенностями конструкции машины. В настоящее время еще не существует достаточно строгой и обоснованной теории моделирования шприц-машин. Поэтому приходится ограничиваться обобщениями, подобными тем, которые были рассмотрены в данной главе.

Приборы для контроля и управления процессом шприцевания

Для обеспечения шприцевания материала при заданных температуре и производительности машина должна быть оснащена соответствующими приборами и механизмами управления. Эти приборы являются также одним из основных средств, с помощью которых производится анализ характеристики машин.

Замер и регулирование температуры. Температура расплава зависит как от количества тепла, выделяющегося в результате механической работы червяка, так и от количества тепла, подводимого к материалу от нагревателей корпуса. Меняя количество тепла, поступающего от нагревателей корпуса, можно регулировать температуру расплава в достаточно широком диапазоне. Кроме того, при помощи нагревателей можно разогревать корпус машины при ее запуске.

Система регулирования температуры состоит из воспринимающего элемента, регулирующего элемента, который преобразует информацию, полученную от воспринимающего элемента, и нагревательного или охлаждающего элемента, который управляется регулятором. Обычно на корпусе машины имеется несколько зон обогрева, каждая из которых регулируется индивидуальным регулятором. Наибольшее распространение получили регуляторы, датчиками температуры в которых являются термопары. Существуют также системы, в которых замер температур производится термисторами или биметаллическими элементами. Термопары, которые служат для регулирования температуры корпуса, должны быть расположены так, чтобы температура внутренней поверхности корпуса поддерживалась на заданном уровне, а колебания температуры около этого значения были минимальны.

Регулирующий орган может регулировать температуру только в области расположения термопары. Следовательно, если расположить термопары у наружной поверхности корпуса, то невозможно судить о температуре его внутренней поверхности. С другой стороны, если расположить термопару у внутренней поверхности корпуса, то хотя она и позволит определить температуру в этом месте, однако вследствие существования тепловой инерции неизбежно появятся колебания температуры и некоторый перегрев, так как для того, чтобы тепловой поток дошел от нагревателя до поверхности корпуса, необходимо определенное время. Поэтому ни одно из этих двух мест нельзя считать вполне удовлетворительным для установки термопары, которая обеспечит хорошее регулирование температуры внутренней стенки.

Обычно на практике прибегают к компромиссному решению, устанавливая термопару в центре каждой нагревательной зоны и заглубляя ее примерно на одну треть толщины стенки корпуса. Иногда для регулирования температуры каждой зоны пользуются двумя термопарами, одна из которых устанавливается в непосредственной близости от источника тепла, вторая—у внутренней поверхности корпуса. Расположенная у нагревателя термопара подключается к регулятору и служит для поддержания заданной температуры нагревателей. Заглубленная же термопара используется только для наблюдения за температурой внутренней поверхности корпуса.

Регуляторы температуры. Для регулирования температуры корпусов шприц-машин, обогревающихся нагревателями сопротивления, применяются регуляторы различных типов.

Регуляторы с ручным управлением. Наиболее простой и дешевый способ регулирования температуры—это питание нагревателей от трансформаторов с ручным управлением. Поскольку при этом способе регулирование температуры осуществляется не автоматически, то известные затруднения возникают при выборе величины напряжения, которое обеспечивает заданную температуру корпуса. Это особенно трудно сделать в том случае, когда одновременно изменяется скорость вращения червяка, вязкость расплава и другие факторы, которые влияют на количество тепла, выделяющегося внутри машины в результате механической работы.

Двухпозиционные регуляторы типа «включено-выключено». При использовании двухпозиционных регуляторов нагреватели включаются в том случае, если температура корпуса, указываемая термопарой, падает ниже температуры, установленной на регуляторе. Работа систем такого типа сопровождается некоторыми колебаниями температуры корпуса, которые в свою очередь вызывают колебание температуры расплава.

Регуляторы с пропорциональным временным дозатором. В регуляторах такого типа включение нагревателей производится периодически на различные промежутки времени, продолжительность которых по мере приближения к заданной на приборе температуре уменьшается. Системы с регуляторами такого типа работают со значительно меньшими колебаниями температуры, чем системы с двухпозиционными регуляторами.

Регулятор с пропорциональным регулированием напряжения. В этом случае питание нагревателей осуществляется от автотрансформатора. При понижении температуры напряжение питания нагревателей автоматически увеличивается, при повышении,—напротив, уменьшается. Такой бесступенчатый метод регулирования обеспечивает минимальные колебания температуры. Все описанные выше способы можно применять также и для регулирования температуры теплоносителя, циркулирующего в рубашке корпуса, или, если необходимо охлаждение, для управления подачей охлаждающего агента.

Термопары для измерения температуры расплава. Для управления процессом течения материала через головку и работой приемных устройств необходимо знать истинную температуру расплава на выходе из червяка. Конструкция незащищенной термопары (рис. 4,41), предназначенной для замера истинной температуры расплава, описана Бернхардтом[9]. Наиболее удобный способ замера температуры расплава заключается в том, что термочувствительный спай помещается непосредственно в поток расплавленного материала и подключается к какому-нибудь измерительному прибору, например к потенциометру. Обычно незащищенную термопару устанавливают на присоединительном кольце со

стороны червяка. В некоторых случаях дополнительные незащищенные термопары устанавливаются непосредственно в головке.

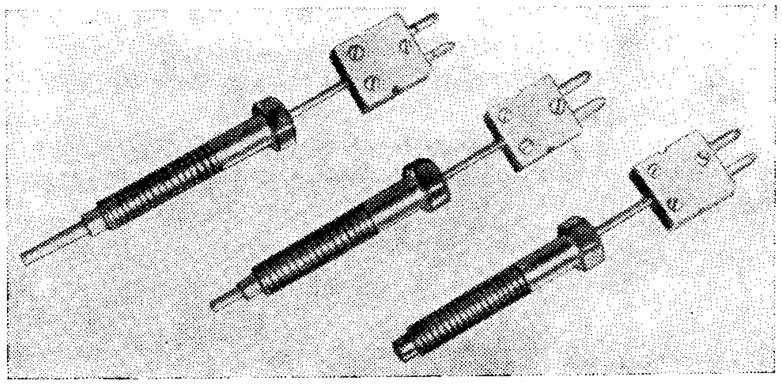


Рис. 4,41. Термопары для измерения температуры расплава.

Не следует применять незащищенные термопары для управления регулятором системы тепловой автоматики, так как при этом возникает существенное температурное запаздывание, следствием которого являются значительные колебания температуры и низкое качество регулирования. Не следует также судить о температуре шприцуемого материала по показаниям термопары, установленной в теле корпуса, так как в большинстве случаев температура корпуса сильно отличается от температуры расплава.

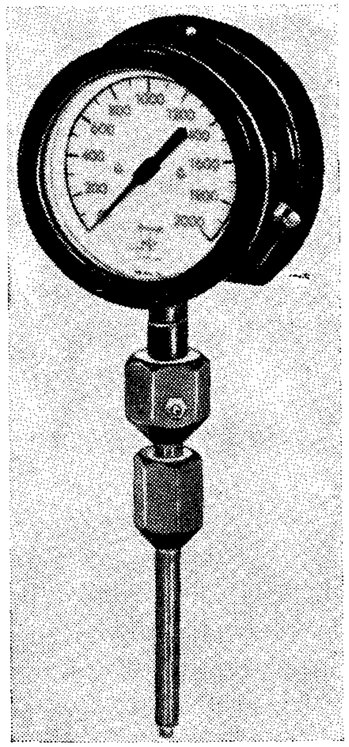


Рис. 4,42. Манометрический датчик давления расплава.

Замер и регулирование давления. Давление расплава можно довольно просто замерять с помощью стандартных манометров с пружиной Бурдона[9]. Обычно манометр устанавливается на присоединительном кольце. Иногда манометры устанавливаются до и после пакета сит и решетки. Такая установка манометров позволяет следить за состоянием решетки и пакета сит, так как увеличение перепада давлений указывает на засорение части отверстий.

Для того чтобы использовать обычный пружинный манометр для замера давления расплава (рис. 4,42), полость пружины

манометра и подводящие к ней трубки необходимо заполнить высоковакуумной силиконовой жидкостью. В глухом конце пружины Бурдона необходимо просверлить специальное капиллярное отверстие для выпуска из ее внутренней полости воздуха при заполнении манометра маслом. Для заполнения манометра маслом применяются обычные смазочные шприцы.

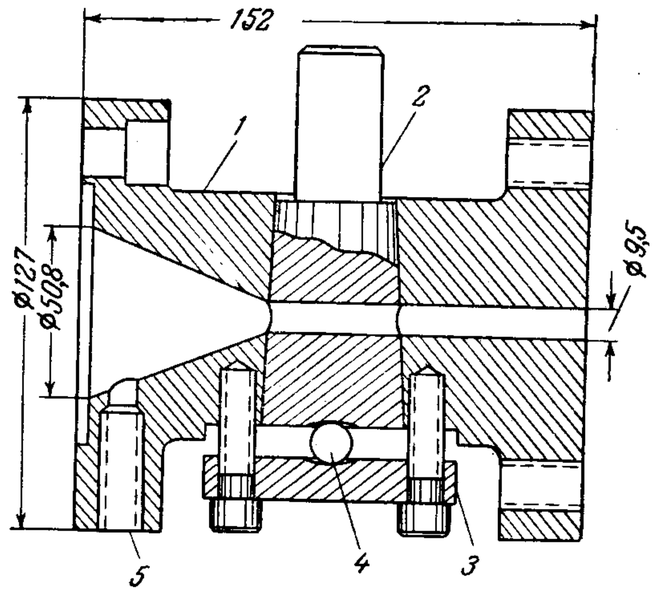


Рис. 4,43. Поперечный разрез дросселя пробкового типа:

1—корпус; *2*—пробка; *3*—ограничительная планка; *4*—закаленный шарик диаметром 12,7 *мм*; *5*—отверстие для установки датчика давления или незащищенной термопары.

Одновременное применение незащищенных термопар и приборов для замера давления расплава существенно упрощает управление машиной и облегчает задачу устранения различных неполадок. Более того, зная давление, развивающееся в головке шприц-машины, можно значительно точнее рассчитать рабочую характеристику машины.

Если дозирующий червяк спроектирован правильно, то хорошая проработка материала обеспечивается уже при сравнительно невысоком давлении в головке. Производительность таких червяков довольно мало зависит от сопротивления головки. Однако, если необходимо увеличить интенсивность механической проработки, которой подвергается, находящийся в канале червяка материал, в особенности при использовании червяков со сравнительно глубоким каналом, то целесообразно увеличить противо-

давление, развивающееся в головке, повысив с этой целью сопротивление головки. Это можно осуществить, установив в головке специальный дроссель пробкового (рис. 4,43), игольчатого (рис. 4,44) или какого-нибудь иного типа[7, 44].

Скорость вращения червяка. Производительность шприц-машины существенно зависит от скорости вращения червяка. Обычно регулятор скорости устанавливается оператором в определенное положение, и постоянство скорости вращения червяка зависит только от характеристик привода машины. Однако при проведении некоторых технологических процессов может оказаться целесообразным производить регулирование скорости вращения червяка для поддержания постоянного давления в головке. Это можно сделать, если связать датчик давления с регулятором скорости вращения червяка.

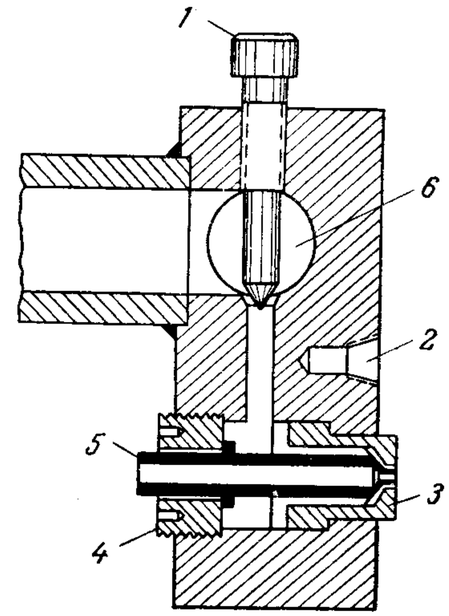


Рис. 4,44. Поперечный разрез игольчатого дросселя, используемого в многоканальных трубных головках:

1—регулирующая игла; *2*—гнездо для термопары; *3*—матрица; *4*—втулка крепления дорна; *5*—дорн; *6*—коллектор.

Одним из наиболее удобных способов определения скорости вращения червяка является установка тахометра. Тахометр позволяет быстро определить число оборотов червяка и существенно упрощает регулирование скорости привода при выводе машины на рабочий режим.

Мощность привода. Замер величины потребляемой приводом мощности осуществляется либо при помощи амперметра и вольтметра (привод постоянного тока) либо при помощи обычного ваттметра, что позволяет непрерывно наблюдать за нагрузкой электродвигателя. По величине потребляемой мощности можно оценить величину механической проработки, которой подвергается шприцуемый материал, и правильно выбрать режим переработки. Кроме того, эти приборы облегчают обнаруживание неисправностей и позволяют своевременно предотвращать серьезные аварии и поломки оборудования. Например, внезапное уменьшение силы тока в цепи питания электродвигателя привода указывает на подлипание материала к червяку и прекращение питания машины. Напротив, резкое увеличение силы тока может свидетельствовать о засорении решетки или даже об изгибе и заедании червяка, требуя принятия немедленных мер для предотвращения серьезного повреждения машины

Записывающие приборы. При помощи приборов, оборудованных самопишущими устройствами, производится непрерывная регистрация различных параметров рабочего процесса. Эти записи дают возможность судить о стабильности режима работы машины и помогают намечать пути устранения различных технологических неполадок.

Конструирование головок

Головка шприц-машины представляет собой приспособление, через которое под давлением продавливается расплавленная пластическая масса и при этом образуется изделие. Геометрические размеры изделия определяются головкой только в плоскости, перпендикулярной направлению шприцевания.

Наиболее просто представить себе головку шприц-машины как фигурное отверстие, через которое течет установившийся поток расплава.

Профиль поперечного сечения матрицы головки определяет поперечное сечение шприцуемого изделия. Следует иметь в виду, что профиль изделия и профиль матрицы могут не совпадать друг с другом. В некоторых случаях между ними не существует даже геометрического подобия.

Это определение охватывает все виды головок, применяемых на шприц-машинах для переработки пластмасс. Головки подразделяются на листовальные, трубные, для шприцевания профильных изделий и т. д.

В некоторых случаях форма шприцованного изделия подвергается дальнейшему изменению, необходимому для придания ему окончательного вида. Например, при пневмоформовании бутылок или при переработке листов.

Эти технологические процессы рассматриваются в последующих главах.

Упрощенный аналитический подход к конструированию головок

Величину объемного расхода расплава, вытекающего из головки под давлением p, можно рассчитать, используя известное уравнение, описывающее течение ньютоновских жидкостей:

$$q = \frac{kp}{\mu} \qquad (146)$$

где p—перепад давлений в головке.

Значение k для наиболее простых геометрических форм сечения головки, изображенных на рис. 4,45, определяется из следующих уравнений:

круглое отверстие $$k = \frac{\pi R^4}{8L} \qquad (147)$$

щель $$k = \frac{wh^3}{12L} \qquad (148)$$

кольцо $$k = \frac{\pi (R_0 + R_i)(R_0 - R_i)^3}{12L} \qquad (149)$$

При расчете по этой упрощенной схеме следует подставлять в уравнение (146) величину эффективной вязкости, определенной при соответствующем значении градиента скорости и соответствующей температуре.

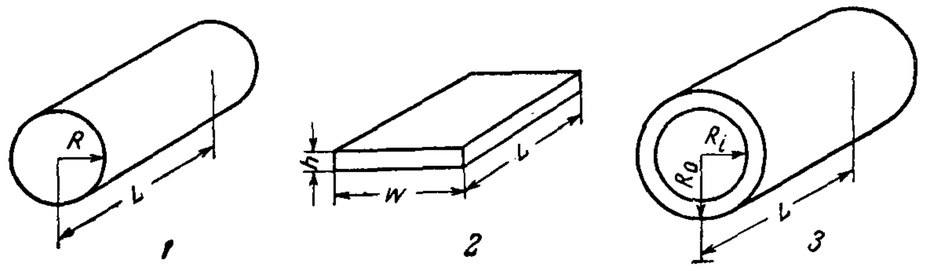


Рис. 4,45. Геометрические размеры каналов простейших головок:
1—цилиндрическое отверстие; *2*—плоская щель; *3*—кольцевая щель.

Этими формулами можно пользоваться не только при проектировании новых головок, но также и при анализе характеристик уже существующих головок. Анализируя работу головок даже с сравнительно сложной формой проточной части, можно, зная суммарную величину потерь давления, представить себе, как эти потери распределены по различным участкам головки. При этом градиент скорости рассчитывается для каждого участка отдельно и по нему определяется величина эффективной вязкости, соответствующая режиму течения на этом участке. По полученным данным рассчитывается величина потерь давления. Сумма потерь давления, определенная таким образом для всех участков, должна быть примерно равна фактическому давлению в головке.

При проектировании сложной головки следует начинать с предварительного выбора геометрических размеров головки, которые в дальнейшем рассчитываются так, как это было описано выше. Если выбранные геометрические размеры оказываются неподходящими и величина потерь давления чрезмерно велика, конструкцию головки несколько изменяют. После проверки ряда последовательно улучшающихся вариантов удается получить головку с удовлетворительной характеристикой. Головки для

шприцевания изделий со сложным поперечным сечением не поддаются этому методу расчета, и их приходится доводить, постепенно подбирая конфигурацию профилирующих элементов головки.

В качестве примера использования изложенной выше методики рассмотрим листовальную головку (рис. 4,46). Эта головка представляет собой по существу цилиндрическую трубу, в стенке которой расположен паз, направленный вдоль образующей цилиндра.

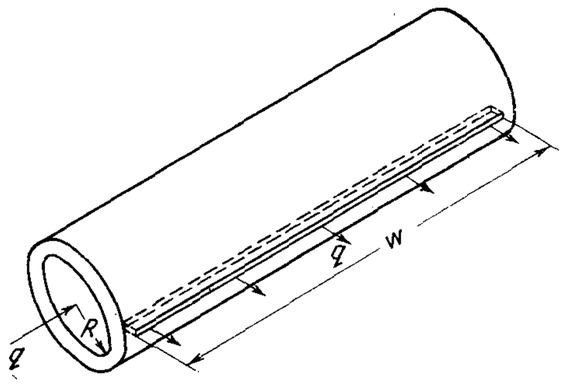


Рис. 4,46. Схема коллекторной листовальной головки с торцовым питанием. Длина губок щели L измеряется в направлении, указанном маленькими стрелками.

Внутри трубы градиент скорости равен $4q/\pi R^3$; в губках щели градиент скорости равен $6q/\omega h^2$, где R—радиус трубы, *см*; h—ширина щели (расстояние между губками), *см*; ω—длина щели, *см*; q—расход, $см^3/сек$.

Поскольку в большинстве случаев материал, вытекая из головки, оказывается при обычном атмосферном давлении, величина падения давления в головке равна показанию датчика давления, установленного в головке. При определении эффективной вязкости расплава используется номограмма зависимости эффективной вязкости рассматриваемого материала от градиента скорости при выбранной температуре (рис. 4,47).

Примем, что $q=32{,}4$; $R=3{,}8$; $\omega=61{,}0$ и $h=0{,}102$. Поток с таким объемным расходом поступает в головку и течет вдоль нее, одновременно выдавливаясь через боковую щель так, что весь материал выходит через нее прежде, чем достигнет конца головки. Считаем, что величина средней скорости может быть принята равной половине объемного расхода. Тогда градиент скорости составит:

$$\frac{4\cdot 32{,}4}{2\pi\cdot 3{,}8^3} = 0{,}38\ сек^{-1}$$

Из графика рис. 4,47 следует, что при этом значении градиента скорости эффективная вязкость равняется 0,32 $кГ\cdot сек/см^2$.

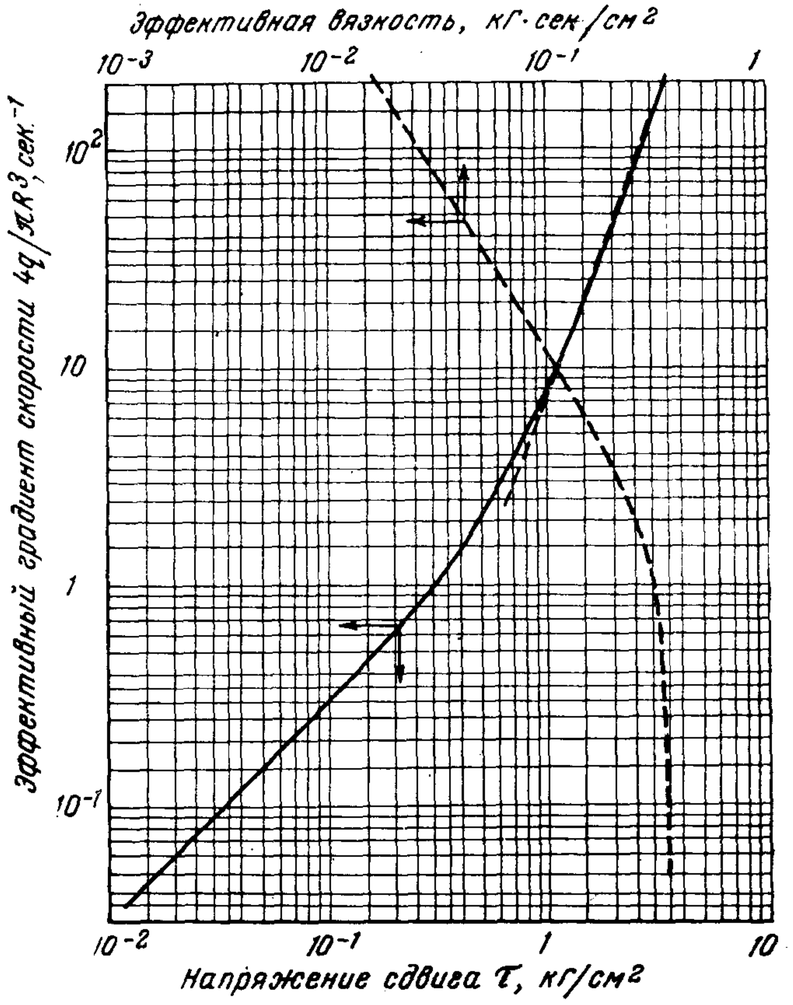


Рис. 4,47. Кривая течения и кривая зависимости эффективной вязкости от эффективного градиента скорости.

Градиент скорости в потоке между губками головки будет равен:

$$\frac{6\cdot 32{,}4}{61\cdot(0{,}102)^2} = 312\ сек^{-1}$$

При этом градиенте скорости эффективная вязкость оказывается равной $1{,}3\cdot 10^{-2}$ $кГ\cdot сек/см^2$, составляя менее $^1/_{25}$ эффективной вязкости расплава в центральном канале головки.

По этим данным рассчитываем величину давления в головке.

Из уравнений (146) и (147) следует, что средняя величина потерь давления в центральном канале головки может быть определена из выражения:

$$p_m = \frac{8q_m\mu_m w}{\pi R^4}$$

Аналогично из уравнений (146) и (148) определится величина потерь давления в губках щели p_l:

$$p_l = \frac{12q_l\mu_l L}{wh^3}$$

Подставляя приведенные выше значения в эти уравнения и принимая, что длина губок щели $L=0{,}508$ *см*, рассчитаем потери давления по участкам:

$$p_m = \frac{8\cdot 16{,}2\cdot 0{,}32\cdot 61}{3{,}14\cdot 3{,}94^4} = 4{,}0 \ кГ/см^2$$

$$p_l = \frac{12\cdot 32{,}4\cdot 1{,}3\cdot 10^{-2}\cdot 0{,}508}{61\,(0{,}102)^3} = 40{,}5 \ кГ/см^2$$

Этот расчет показывает, что величина потерь давления в центральном канале головки составляет около 10% потерь давления в губках щели. Очевидно, что из головки такого типа будет шприцеваться лист, толщина которого со стороны, расположенной у входа в головку, намного превысит толщину другого, удаленного от входа края. Для того чтобы избежать получения листа с непостоянной толщиной, следует либо увеличить радиус центрального канала, либо увеличить длину губок щели, либо осуществить одновременно и то и другое. При увеличении длины губок щели одновременно увеличится и перепад давлений. Суммарное падение давления невелико и составляет только 44,5 $кГ/см^2$. Известно, что во многих случаях можно допустить значительно большее давление. Если технические условия на лист допускают уменьшение степени продольной вытяжки, то увеличения потерь давления можно добиться, уменьшая расстояние между губками щели. Одновременно необходимо уменьшить степень вытяжки на приемном устройстве. Следует также принять во внимание, что увеличение сопротивления головки может сопровождаться уменьшением производительности шприц-машины. Для того чтобы все это учесть, необходимо внимательно проанализировать рабочую характеристику шприц-машины.

Несмотря на весьма приближенный характер, даже такой простой расчет позволил выявить существенный дефект в конструкции головки и предложить ряд мер для его устранения.

Более точный подход к конструированию головок

Применение уравнений течения ньютоновской жидкости для расчета головок со сложными геометрическими размерами проточной части оказывается не очень удобным, так как рассчитанная величина эффективной вязкости, подставляемой в эти уравнения, соответствует действительности только для таких участков сечения, в которых можно точно определить величину градиента скорости. Более точные результаты получаются при использовании для расчета математических выражений, описывающих зависимость эффективной вязкости от геометрических размеров канала, если эти зависимости позволяют получить точное аналитическое решение уравнений течения для всей системы. Очевидно, что с физической точки зрения результаты, полученные при таком аналитическом подходе, являются лучшим приближением, чем при использовании метода поэтапного расчета.

Задачи, возникающие при проектировании головки. При проектировании головок приходится решать задачи двух типов: во-первых, необходимо так выбрать геометрические размеры проточной части, чтобы головка обладала сравнительно небольшим сопротивлением при заданной производительности; во-вторых, нужно правильно подобрать геометрические размеры профилирующих органов головок с тем, чтобы из головок шприцевалось изделие с заданной формой сечения и с заданными размерами. В соответствии с требованиями, предъявляемыми к профилирующим органам головки, все существующие головки можно разделить на две категории: головки, в которых происходит одномерное течение расплава, т. е. скорости потока изменяются только в одном направлении, и головки, в которых наблюдается двумерное течение расплава. В головках с одномерным течением (головки с круглым, кольцевым и тонким щелевым сечением) заданная форма и размеры шприцуемого изделия обеспечиваются сравнительно просто. Для этого достаточно учесть при конструировании профилирующих органов величину высокоэластической (упругой) деформации шприцуемого изделия либо предусмотреть возможность регулирования степени вытяжки за счет приемного устройства.

При шприцевании материала через головки, в которых существует двумерное течение, после прохождения материала через профилирующую матрицу в нем возникают силы, которые стремятся исказить профиль поперечного сечения шприцуемого изделия.

Если в такой головке длина профилирующей щели одинакова по всему периметру, скорость истечения материала на более толстых участках сечения более высока. Величина степени

вытяжки для всех точек сечения обычно одинакова. Поэтому тонкие участки изделия, изготовленного на такой головке, оказываются чрезмерно утоненными.

В данной главе не рассматривается количественная сторона таких явлений, как высокоэластическое восстановление и поверхностное натяжение*.

В настоящее время строго количественный подход возможен только при проектировании головок с одномерным течением. При двумерном течении можно попытаться использовать приближенные решения, да и то это возможно только для одного или двух простейших случаев. Во всех остальных случаях приходится ограничиваться догадками и предположениями. Обычно большинство применяемых на практике головок принадлежит к первой более простой категории.

Реологические свойства расплавов. Поскольку реологические свойства расплавов были подробно рассмотрены в 1 части настоящей монографии, здесь достаточно только коротко напомнить их особенности. Все известные термопластичные материалы в условиях переработки ведут себя как неньютоновские жидкости, т. е. у них отсутствует прямая пропорциональность между напряжением сдвига и градиентом скорости в потоке.

В третьей части настоящей монографии приведены кривые зависимости эффективного градиента скорости от напряжений сдвига для многих термопластичных материалов. Большинство этих кривых обладает следующими отличительными особенностями:

1. Предел текучести при температуре переработки обычно равен нулю.

2. У большинства кривых, представленных в логарифмических координатах, тангенс угла наклона апроксимирующей прямой в зоне малых напряжений сдвига равен единице, т. е. при малых напряжениях сдвига эти материалы ведут себя как ньютоновские жидкости.

3. Кривизна кривых незначительна. Поэтому при изменении логарифма градиента скорости в диапазоне двух-трех десятичных порядков кривые довольно хорошо апроксимируются прямыми линиями. Кроме того, экспериментально показано, что при шприцевании большинства термопластичных материалов поверхность

* Пао[55] предложил уравнения, описывающие двумерное течение вязкоэластических жидкостей. Вполне возможно, что со временем, используя быстродействующие счетные машины, удастся получить решение этих уравнений для ряда частных случаев течения через отверстия профилирующих головок. И хотя очевидно, что эти решения будут применимы к очень ограниченному количеству строго определенных случаев и режимов течения, они могут оказаться полезными для проектирования головок для шприцевания профильных изделий.

изделия становится неровной, шероховатой и искривленной, если приложенные напряжения сдвига превышают 7 *кГ/см*^{2}. Поэтому при конструировании головок следует стремиться к тому, чтобы действующие на материал напряжения сдвига не превышали 7 *кГ/см*^{2}.

Это максимальное значение допустимых напряжений сдвига можно увеличить примерно в три раза, если сделать стенки канала, подводящего материал к губкам головки, наклонными так, чтобы величина угла между стенками канала составляла примерно 20°. Одновременно в каналах с сечением, уменьшающимся в сторону выхода, предотвращается возможность возникновения зон застоя, в которых может начаться термическое разложение материала; поэтому во всех возможных случаях следует применять каналы с уменьшающимся сечением.

Течение расплавов в червяке и головке шприц-машины всегда ламинарное, так как величина чисел Рейнольдса в потоках расплава всегда намного меньше критической величины (Re=2100). Кроме того, обычно можно считать, что расплав смачивает стенки канала головки и, следовательно, скорость потока на стенке равна нулю.

В турбулентных потоках воздуха или воды изменения давления в местах расширения или сужения потока, сопряженные с изменением кинетической энергии потока, могут быть весьма значительны. При скоростях течения расплавов, применяемых на практике, изменения давления, связанные с изменением кинетической энергии потока, невелики. Гораздо большую величину составляют потери давления от трения, возникающие при ускорении потока, вызванном уменьшением сечения канала. Значения потерь давления на входе тем больше, чем меньше величина отношения L/D. Это объясняется тем, что при данной величине средней скорости потока потери давления на входе остаются постоянными, а потери давления от трения о стенки уменьшаются с уменьшением длины канала.

Экспериментально показано, что значения градиентов скоростей, устанавливающихся в трубах с различной величиной отношения L/D при одинаковом напряжении сдвига, не одинаковы, если величина отношения L/D меньше 20. Бэгли[4] предложил сравнительно простую формулу, в которой для учета эффекта входа длина трубы увеличивается на определенное число диаметров. При достаточном количестве экспериментального материала для вычисления постоянных коэффициентов, входящих в формулу, ею можно пользоваться и при расчете головок.

Поскольку материал, поступающий в головку, находится под повышенным давлением, его плотность несколько превышает плотность материала при атмосферном давлении. Из уравнения

состояния[65] следует, что при 150 °С изменению давления на 70 *кГ/см*^{2} соответствует изменение плотности на 0,7%. Поэтому при расчете производительности изменения плотности можно не учитывать.

При продавливании расплава через головку совершается работа, численно равная произведению $v\Delta p$. Примерно 20—25% этой работы затрачивается на расширение материала. Остальная часть работы превращается в тепло, которое вызывает повышение температуры шприцуемого материала. При этом уменьшение давления на каждые 70 *кГ/см*^{2} вызывает увеличение температуры расплава примерно на 1,6 °С. Однако средние цифры не дают точного представления о положении вещей. Большая часть механической энергии рассеивается в области максимальных градиентов скорости, т. е. у стенок головки. Это приводит к уменьшению вязкости пристенного слоя. В результате этого профиль скоростей потока изменяется и становится похожим на профиль скоростей, существующий в потоках с твердым стержнем[14, 32, 69]. При этом величина расхода увеличивается на каждые 70 *кГ/см*^{2} примерно на 7%. Это стержневое течение уменьшает искажение формы, возникающее при шприцевании через двумерные головки. В одномерных головках появление такого течения приводит только к увеличению производительности. В шприц-машинах, червяки которых имеют мелкий винтовой канал (червяки такого типа рекомендуются для шприцевания при высоких давлениях), единственным результатом такого местного разогрева материала является некоторое уменьшение давления в головке, сопровождающееся увеличением производительности.

Проектирование головок на основе степенного закона. Выше уже указывалось, что зависимость градиента скорости от напряжения сдвига в логарифмических координатах (в пределах нескольких десятичных порядков изменения логарифма градиента скорости) имеет вид прямой линии и может быть апроксимирована так называемым степенным законом, уравнение которого было приведено в гл. 1, стр. 42.

Так как для расчета головок удобнее использовать несколько иную форму записи степенного закона, перепишем его в виде обратной функции:

$$-\frac{dv}{dr} = k\tau^{\nu} \qquad (150)$$

где v—локальная скорость жидкости, определенная в направлении течения, *см/сек*;

r—радиальное расстояние, замеренное перпендикулярно направлению течения и возрастающее в направлении увеличения напряжений сдвига;

k—реологический параметр расплава, *см*$^{2\nu}$/(*кГ*)$^{\nu}$·*сек*. Параметр k меняется с температурой гораздо быстрее, чем коэффициент K, который был приведен на стр. 42. (Наибольшее число опубликованных экспериментальных данных, по определению значений энергий активации вязкого течения неньютоновских жидкостей относятся к параметру k);

τ—напряжения сдвига в любой точке потока;

ν—показатель степени в степенном законе, характеризующий реологические свойства пластического материала. Показатель степени ν численно равен значению первой производной функции, определяющей зависимость логарифма градиента скорости от логарифма напряжения сдвига для данного интервала изменений напряжений сдвига. Величина ν, в соответствии с приведенным в гл. I определением, равна $1/n$. Значение показателя степени ν может изменяться от 1 (ньютоновские жидкости) до 4 и более (явно неньютоновские жидкости). Для большинства термопластичных материалов значение ν лежит в интервале 1,5—3. Большая часть приведенных в настоящей главе уравнений для расчета головок выведена на основе уравнения (150).

Поскольку на практике величина производительности любой головки редко меняется больше чем в 10 раз, степенной закон, описывающий реологические свойства материала при заданном значении напряжений сдвига, достаточно хорошо апроксимирует истинную кривую течения. Предварительные расчеты позволяют довольно быстро установить фактический диапазон напряжений сдвига. В некоторых головках, например в листовальных головках с регулируемой величиной щели, необходимо так подобрать размеры, чтобы они обеспечивали удовлетворительные результаты в широком диапазоне изменений градиента скорости. В этом случае приходится или подбирать несколько пар значений k и ν, каждая из которых описывает кривую течения в своем интервале изменений градиента скорости, или использовать более общие уравнения течения.

Джи и Лайон[32] для описания всей кривой течения термопластичного материала предложили двухчленное степенное уравнение:

$$-\frac{dv}{dr} = \frac{\tau}{\mu_0}(1 + C\tau^{\nu-1}) \qquad (151)$$

В выражение (151) входят три реологических параметра, при этом от температуры зависит только один параметр μ_0 (μ_0—предельное значение вязкости, соответствующее минимальным на-

пряжениям сдвига; C—постоянный коэффициент, не зависящий от температуры*). Анализ уравнения (151) показывает, что при малых значениях напряжения сдвига оно вырождается в закон Ньютона, а при больших —в уравнение (150). Поскольку напряжение сдвига τ входит в два члена уравнения (151), интеграл этого уравнения имеет вид многочлена с дробным показателем степени. Для определения размеров головки необходимо найти корни этого многочлена, при этом приходится прибегать к какому-нибудь методу последовательного приближения, например к методу Ньютона[64]. Использование уравнения (151) приводит к гораздо более громоздким вычислениям по сравнению с уравнением (150). Поэтому в данной главе рассматриваются только два случая применения уравнения (151) для расчета головки.

Использование степенного закона. Степенный закон, как это следует из уравнения (150), связывает локальное значение напряжения сдвига с соответствующим локальным значением градиента скорости. Однако при использовании метода капиллярной вискозиметрии, состоящего в экспериментальном определении зависимости величины объемного расхода, вытекающего через капилляр расплава, от давления, принято представлять результаты в виде зависимости эффективного градиента скорости $4q/\pi R^3$, который существовал бы в капилляре, если бы исследуемый материал являлся ньютоновской жидкостью, от максимального напряжения сдвига $pR/2L$. Интегральные формы записи степенного закона и значения k (параметра, вычисленного из зависимости истинного градиента скорости от напряжения сдвига) и k' (параметра, вычисленного из зависимости эффективного градиента скорости от напряжения сдвига) при $\nu > 1$ несколько отличаются друг от друга. Это различие зависит как от величины ν, так и от того, используется ли для расчета истинная скорректированная кривая течения или же реологические параметры определяются по кривой зависимости эффективного градиента скорости от максимального напряжения сдвига. Приведенный выше пример расчета головки (стр. 281) основан на использовании зависимости эффективного градиента скорости от напряжения сдвига на стенке капилляра. Следует иметь в виду, что все приведенные

* Определение по кривой течения реологических параметров, входящих в уравнение (151), производится следующим образом: μ_0 определяется как среднее значение отношений напряжения сдвига к градиенту скорости, найденных при трех минимальных значениях напряжения сдвига. Величина ν численно равна тангенсу угла наклона кривой течения в логарифмических координатах, определенному в пределах половины последнего десятичного порядка логарифма напряжений сдвига. Зная ν и μ_0, можно вычислить C. Для этого необходимо спрямить кривую и, вычислив C для пяти различных точек, взять его среднее значение.

в дальнейшем формулы также основаны на таких же нескорректированных данных*.

Эффективная вязкость. Хотя вязкость расплава зависит от величины напряжения сдвига, вполне можно использовать для расчета простой закон вязкого трения Ньютона при условии, что в него подставлено соответствующее значение вязкости. При конструировании головок очень многие задачи удается свести к уравнениям, в которых известно все, кроме длины профилирующего насадка и величины вязкости расплава.

Можно сравнительно просто определить величину эффективного градиента скорости и по этой величине, при помощи графиков, приведенных в части III настоящей монографии, найти соответствующее значение эффективной вязкости. Определенную таким образом величину эффективной вязкости подставляют в расчетное уравнение и из него вычисляют длину профилирующей щели. В тех случаях, когда приходится определять не только длину щели, но и другие размеры головки, необходимо примерно оценить градиент скорости и определить соответствующее ему значение вязкости. Это значение вязкости подставляют в расчетное уравнение и повторно определяют производительность и градиент скорости. Полученное значение производительности используется для уточненного определения вязкости. Этот процесс последовательного приближения продолжают до тех пор, пока величины двух последовательно рассчитанных значений производительности не будут достаточно близки друг к другу.

Можно подойти к методу использования эффективной вязкости также и несколько иным путем. Определим эффективную вязкость согласно данным, приведенным в части III, как отношение напряжения сдвига на стенке к эффективному градиенту скорости. Это определение можно записать следующим образом:

$$\frac{4q}{\pi R^3} = \frac{1}{\mu_a}\left(\frac{pR}{2L}\right) \qquad (154)$$

* Проиллюстрируем разницу между этими двумя подходами на простейшем примере расчета расхода через круглое отверстие. Если используется величина k, то расход равен:

$$q = \frac{\pi k R^{\nu+3} p^{\nu}}{2^{\nu}(\nu+3)L^{\nu}} \qquad (152)$$

Если используется величина k', то расход равен:

$$q = \frac{\pi k' R^{\nu+3} p^{\nu}}{2^{\nu+2} L^{\nu}} \qquad (153)$$

Следовательно, $k' = 4k/(\nu+3)$.

Для жидкостей, подчиняющихся степенному закону течения:

$$\frac{4q}{\pi R^3} = k' \left(\frac{pR}{2L}\right)^{\nu} \tag{155}$$

Объединяя два эти уравнения, получим:

$$\frac{1}{\mu_a} = k' \left(\frac{pR}{2L}\right)^{\nu-1} \tag{156}$$

Выражение (156) по существу эквивалентно записи степенного закона течения в форме, подобной закону Ньютона:

$$-\frac{dv}{dr} = \frac{\tau}{\mu_a} \tag{157}$$

Величина R, входящая в уравнение (155), обозначает радиус канала головки, в то время как величина r обозначает переменную радиальную координату. Уравнением (156) можно пользоваться во всех случаях, когда необходимо ввести эффективную вязкость в уравнения, полученные интегрированием ньютоновского закона течения*.

Двучленный степенной закон течения Джи и Лайона также описывается уравнением (157). Однако в этом случае эффективная вязкость выражается следующим соотношением:

$$\frac{1}{\mu_a} = \frac{1}{\mu_0}(1 + C\tau^{\nu-1}) \tag{158}$$

Течение через тонкую щель. Головка щелевого типа это такая головка, в которой влияние краевых эффектов на величину производительности настолько мало, что им без большой ошибки можно пренебречь. Если ширина щели w превышает толщину h более чем в 20 раз, то при использовании для расчета производительности уравнений течения в тонкой щели погрешность составляет 2%. При уменьшении отношения ширины к толщине до 10 погрешность возрастает на 6% и при уменьшении отношения w/h до 5—на 14%. Щелевые головки образуют весьма важный класс головок с одномерным течением. Многие головки достаточно близко приближаются к щелевым головкам. К их числу относятся головки для получения пленки методом пневматического растяжения, трубные головки, головки для шприцевания тонких L-образных профилей.

В щелевой головке напряжения сдвига максимальны на поверхностях, ограничивающих щель. На любом расстоянии r от средней плоскости величина напряжений сдвига равна pr/L. Поэтому на стенке, где $r=h/2$, максимальная величина напряжений сдвига равна $ph/2L$. Эта величина почти полностью аналогична значению напряжений сдвига, которые существуют в головке с круглым каналом $\tau=pR/2L$. Эффективный градиент скорости на стенке в щелевой головке по аналогии с величиной $4q/\pi R^3$ для головки с круглым сечением равен $6q/wh^2$.

* Метод этот далеко не так точен, как метод последовательных приближений, так как область его применимости определяется точностью, с которой степенной закон течения апроксимирует кривую течения. В то же время при использовании других методов необходимые для расчета параметры определяются непосредственно по кривой течения. Этим методом можно пользоваться для целей приближенного расчета.

Связь между головкой и шприц-машиной

Работа головки тесно связана с работой червяка. Поскольку расход материала, а также давление в головке и на выходе из червяка одинаковы, задача проектирования и расчета характеристик головки неразрывно связана с характеристикой червяка. Взаимосвязь, существующая между червяком и головкой, довольно подробно рассматривалась в предыдущих разделах настоящей главы. В данном разделе рассматриваются только вопросы проектирования головок. При этом предполагается, что характеристики червяка, определяющие величину производительности в зависимости от давления на выходе, известны. Поэтому величина расхода через головку рассматривается как функция температуры и давления, поступающего в головку расплава.

При совместном проектировании и расчете червяка и головки или при определении производительности и характеристик всей шприц-машины следует помнить, что величина эффективной вязкости расплава в головке может быть в десять раз меньше, чем в червяке. Поэтому при расчете необходимо подставлять в расчетные формулы соответствующие значения эффективной вязкости.

Данные, необходимые для проектирования головки

В настоящее время уже совершенно очевидно, что для того, чтобы определить реологические параметры, входящие в расчетные уравнения, необходимо располагать кривой зависимости градиента скорости от напряжения сдвига (или каким-либо ее эквивалентом) при температуре переработки. Для большого количества материалов такие данные можно найти в части III.

Значения реологических параметров при температурах, отличающихся от температур, для которых имеются экспериментальные кривые, можно рассчитать, воспользовавшись интерполяцион-

ной формулой, приведенной в главе I. По этой формуле можно рассчитать реологические параметры не только для температур внутри охватываемого экспериментальными кривыми диапазона. Ею можно пользоваться также и для определения параметров кривой течения при температурах хотя и близких, но все же лежащих за пределами исследованного температурного интервала*.

Если в интересующей нас области значений напряжений сдвига слишком мало экспериментальных точек (одна или две), то при расчете величины k' можно принять, что $\nu=2{,}5$. Если же экспериментальных данных нет вообще или они явно недостаточны, то экономически может оказаться значительно целесообразнее пойти на дополнительные затраты и провести необходимые реологические эксперименты, чем спроектировать дорогую, но неработоспособную головку.

Величина ρ_m, входящая в уравнения течения, обозначает плотность расплава (а не плотность твердого материала). Для ряда материалов экспериментальные кривые, описывающие зависимость плотности от температуры и давления, можно найти в части III. Можно также рассчитать величину плотности, воспользовавшись для этой цели уравнением состояния. При определении величины плотности в зависимости от давления расчет следует производить при среднем давлении в головке, равном $p/2$.

Кроме того, предполагается, что величина давления, развивающегося при заданном значении производительности q, известна. Уравнения, по которым рассчитывается производительность шприц-машины в зависимости от геометрических размеров червяка, скорости его вращения и вязкости жидкости, приведены в предыдущих параграфах настоящей главы. При проектировании шприц-машины необходимо одновременно рассчитывать и головку и червяк.

* Следует быть осторожным, пользуясь интерполяционной формулой, предназначенной для расчета коэффициента консистенции K' при определении параметра k'. Температурная зависимость параметра k' может быть описана известным уравнением Аррениуса:

$$k' = A' e^{-E'/RT}$$

Значения величин A' и E' вычисляются следующим образом: по имеющимся кривым для двух ближайших температур рассчитывается среднее значение отношений эффективного градиента скорости R_a при нескольких выбранных значениях напряжений сдвига, лежащих в рабочем интервале напряжений. Температуру выражается в °К. Затем вычисляется значение k_1=[(градиент скорости)/(напряжение сдвига$^{\nu}$)] при температуре T_1. Коэффициент E' и A определяются из выражений:

$$E' = (4{,}57 T_1 T_2 \lg R_a)\frac{1}{T_1 - T_2}$$

$$\lg A' = \ln k_1' + \frac{E'}{4{,}57 T_1}$$

Головки для шприцевания круглых стержней

Величина расхода при течении через отверстие круглого сечения определяется по известному уравнению Пуазейля:

$$q = \frac{\pi R^4 p}{8\mu_a L} \tag{159}$$

Как уже отмечалось выше, если в это уравнение подставить правильно выбранное значение эффективной вязкости, то оно будет достаточно точно описывать течение неньютоновского расплава. Используя уравнения (156) и (159), можно получить модифицированное уравнение Пуазейля, описывающее течение расплавов, подчиняющихся степенному закону течения:

$$q = \frac{\pi k' R^{\nu+3} p^{\nu}}{2^{\nu+2} L^{\nu}} \tag{160}$$

Аналогично можно воспользоваться и уравнением (158), представляющем собою более универсальную форму записи эффективной вязкости, предложенную Джи и Лайоном[22], и, подставив его в уравнение (160), получить уравнение Пуазейля, описывающее течение материала в более широком интервале напряжений сдвига:

$$q = \frac{\pi R^4 p}{8\mu_0 L}\left[1 + C'\left(\frac{pR}{2L}\right)^{\nu-1}\right] \tag{161}$$

Если раскрыть скобки, то это уравнение принимает вид:

$$q = \frac{\pi R^4 p}{8\mu_0 L} + \frac{\pi C' R^{\nu+3} p^{\nu}}{2^{\nu+2}\mu_0 L^{\nu}} \tag{162}$$

При сопоставлении уравнения (162) с уравнениями (158) и (160) легко заметить, что уравнение Джи—Лайона представляет собой линейную комбинацию ньютоновского и степенного законов течения. Член C'/μ_0 напоминает по форме и размерности член k', хотя по величине они, по-видимому, не одинаковы.

Чтобы определить диаметр отверстия матрицы в головке для шприцевания круглых стержней, достаточно, зная радиус готового изделия, умножить его на корень квадратный из степени вытяжки. При этом расчету подлежит только величина L, которую довольно просто рассчитать, выразив ее из уравнения (160). В уравнении (162) величина L входит сразу в два члена, и так как обычно ν это не целая величина, то L приходится определять методом подбора. Пользуясь уравнениями (159) и (161),

можно оценить сравнительную роль отдельных элементов конструкций и представить себе их влияние на процесс течения в головке. Именно этим определяется значимость вышеприведенных уравнений. Следует, однако, отметить, что существуют гораздо более простые методы, пригодные для определения длины профилирующей матрицы (а также ряда других величин).

Наиболее простым можно считать так называемый «метод кривых течения», который состоит в следующем: вначале по заданным R и q определяется эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$. Затем по кривой зависимости градиента скорости от напряжения сдвига, экспериментально определенной при температуре переработки, определяется величина напряжения сдвига, соответствующая этому градиенту скорости. Так как напряжение сдвига равняется $pR/2L$, то для того чтобы определить L, достаточно разделить напряжение сдвига на $pR/2$. Аналогично, если известно L и надо определить p, достаточно просто разделить напряжение сдвига на $R/2L$. Особенность этого метода состоит в том, что расчет производится непосредственно по кривой течения. Поэтому удается избежать погрешностей, неизбежно возникающих при определении параметров степенного уравнения по кривой течения.

Второй метод, метод эффективной вязкости, аналогичен первому. После того, как будет определен эффективный градиент скорости, конструктор определяет напряжение сдвига непосредственно по кривой течения. Результаты, полученные обоими методами, должны быть одинаковы.

При расчете головки по любому из этих двух методов необходимо пользоваться кривой течения, полученной на приборе, капилляр которого имеет отношение L/D, близкое к тому, которое существует в проектируемой головке.

Пример расчета стержневой головки. Пусть головка конструируется для шприцевания из полиметилметакрилата стержней диаметром 1,27 *см*; заданная производительность составляет 22,6 *кг/ч* (величина вполне приемлемая для шприц-машины с диаметром червяка 50,8 *мм*). Температура шприцевания равна 204°; степень вытяжки—1,5. Предположим, что шприц-машина, которая будет использоваться для шприцевания, может развить при этой производительности и температуре давление в 140 $кГ/см^2$.

В первую очередь необходимо пересчитать производительность q из весовых единиц в единицы объема в секунду:

$$q = 2{,}78 \cdot 10^{-3} q_w/\rho_m$$

где q_w—расход, *кг/ч*;

ρ_m—плотность расплава при температуре и среднем давлении в головке.

Плотность расплава полиметилметакрилата, рассчитанная по уравнению состояния[65], составляет 1,11 $г/см^3$. Производительность q равна 5,7 $см^3/сек$.

Метод кривых течения. На рис. 4,47 в координатах напряжение сдвига—эффективный градиент скорости сплошной линией изображена кривая течения полиметилметакрилата при 204 °С (эта кривая была рассчитана по формуле Джи—Лайона, предложенной для описания реологических свойств «Люцита 140»). Очевидно, что, пользуясь рис. 4,47, можно, зная эффективный градиент скорости, определить напряжение сдвига либо, зная напряжение сдвига, определить эффективный градиент скорости (или, наконец, рассчитать эффективную вязкость). Поскольку величина L неизвестна, то удобнее воспользоваться градиентом скорости $4q/\pi R^3$.

В рассматриваемом примере

$$R = \frac{1{,}27 \cdot 1{,}5^{0{,}5}}{2} = 0{,}78 \text{ см}$$

Эффективный градиент скорости равен:

$$\frac{4q}{\pi R^3} = \frac{4 \cdot 5{,}7}{3{,}142 \cdot 0{,}78^3} = 15{,}3 \text{ сек}^{-1}$$

Из графика, представленного на рис. 4,47, следует, что напряжение сдвига, которое соответствует этому градиенту скорости, равняется 1,37 $кГ/см^2$. Следовательно:

$$\frac{pR}{2} = \frac{140 \cdot 0{,}78}{2} = 54{,}5 \text{ кГ/см} \quad L = 40 \text{ см}$$

$$\frac{L}{R} = \frac{40}{0{,}78} = 51$$

Таким образом, установлены предельные размеры длины профилирующей части головки и определено отношение L/D для капилляра. Рассчитанная длина головки слишком велика и поэтому непрактична. В действительности длина матрицы в головке была бы значительно меньше. Эти расчеты показывают, что если бы понадобилось поддерживать в головке машины давление в 140 $кГ/см^2$, например для того, чтобы улучшить процесс смешения в шприц-машине, для создания нужного противодавления следовало бы воспользоваться пакетом сит или дросселирующим клапаном.

Метод эффективной вязкости. Пунктирная кривая на рис. 4,47 изображает зависимость эффективной вязкости от градиента скорости (или напряжения сдвига) для полиметилметакрилата

при 204 °С. При рассчитанном значении градиента скорости 15,3 $сек^{-1}$ эффективная вязкость оказывается равной $8{,}9\cdot10^{-2}$ $кГ\cdot сек/см^2$. Подставляя вязкость и величину давления в уравнение (159), разрешаем его относительно L:

$$L=\frac{3{,}142\,(0{,}78)^4\cdot140}{8\cdot8{,}9\cdot10^{-2}\cdot5{,}7}=40\ см$$

Метод, основанный на использовании степенного закона течения. На рис. 4,47 вдоль верхнего участка кривой течения, изображающей зависимость градиента скорости от напряжений сдвига, проведена пунктирная прямая. Эта прямая довольно хорошо апраксимирует кривую течения в интервале изменения градиента скорости от 8 до 1000 $сек^{-1}$, в пределах которого лежит обычный диапазон значений градиентов скорости, существующих на практике в стержневых головках. С меньшими значениями градиента скорости можно встретиться при проектировании головки для шприцевания на маленькой шприц-машине стержней очень большого диаметра.

Величины ν и k' рассчитываются следующим образом: на прямой выбираются две точки, достаточно удаленные друг от друга (на верхнем участке—напряжение$_1$, градиент$_1$ и на нижнем—напряжение$_2$, градиент$_2$). Константы степенного уравнения определяются из выражения:

$$\nu=\frac{\lg\frac{\text{градиент}_2}{\text{градиент}_1}}{\lg\frac{\text{напряжение}_2}{\text{напряжение}_1}}$$

$$k'=\frac{\text{градиент}_1}{(\text{напряжение}_1)^\nu}\quad\text{или}\quad k'=\frac{\text{градиент}_2}{(\text{напряжение}_2)^\nu}$$

Рекомендуется рассчитывать k' для обеих точек и вычислять его среднее значение. Для проверки правильности вычисления констант их следует подставить в уравнение (155) и рассчитать по нему какую-нибудь точку, расположенную в середине кривой.

В соответствии с этими рекомендациями выберем две точки на пунктирной прямой рис. 4,47. Одна точка с координатами (6,3; 1000), другая с координатами (0,7; 2,60)

$$\nu=\frac{\lg\left(\frac{1000}{2{,}60}\right)}{\lg\left(\frac{6{,}3}{0{,}7}\right)}=2{,}708$$

$$k'=\frac{1000}{6{,}3^{2{,}708}}=6{,}77$$

или

$$k'=\frac{2{,}60}{0{,}7^{2{,}708}}=6{,}8$$

Среднее значение $k'=6{,}79$ $см^{5{,}416}/сек\cdot кГ^{2{,}708}$
Проверяем:

$$\text{при}\ \frac{pR}{2L}=40;\qquad\frac{4q}{\pi R^3}=111$$

Эти результаты совпадают со значениями, которые определяются по апроксимирующей прямой. Если же определить средний градиент скорости непосредственно по кривой, то он оказывается равным 103.

Подставляя эти значения реологических параметров в уравнение (160) и разрешая его относительно L, получим

$$L=\left(\frac{3{,}142\cdot6{,}79\cdot0{,}78^{5{,}708}\cdot140^{2{,}708}}{2^{4{,}708}\cdot5{,}7}\right)^{1/2{,}708}=$$

$$=3{,}142^{1/2{,}708}\cdot6{,}709^{1/2{,}708}\cdot0{,}78^{5{,}708/2{,}708}\cdot140\cdot2^{-4{,}708/2{,}708}\cdot5{,}7^{-1/2{,}708}=$$

$$=1{,}525\cdot2{,}037\cdot0{,}604\cdot140\cdot0{,}2996\cdot0{,}525=41\ см$$

Полученное значение очень близко к значению 40 *см*, определенному методом эффективной вязкости. Это объясняется тем, что апроксимирующая кривую пунктирная прямая степенного закона течения при расчетном значении градиента скорости 15,3 $сек^{-1}$ почти совпадает с самой кривой.

В случае, если экспериментальные кривые течения получены при значении L/D, сильно отличающемся от значения L/D для рассчитываемой головки, приходится прибегать к методу поправок.

Бэгли[4] экспериментально показал, что при течении полиэтиленов разветвленного строения через цилиндрические насадки величина напряжений сдвига определяется выражением:

$$\tau_e=\frac{p}{2(L/R+n)}\qquad(163)$$

где τ_e—эффективное напряжение сдвига;
p, L, R—обычные значения;
n—отношение длины к радиусу для капилляра, перепад давления в котором эквивалентен входовому эффекту, $n\cong5$.

Член, заключенный в скобках, представляет собой эффективную длину канала для коротких цилиндрических насадков. Для

всех насадков, в которых $L/R \geqslant 40$ ($L/D \geqslant 20$), эффективное значение отношения L/R очень незначительно превышает его действительное значение.

Течение других пластических материалов, как это уже неоднократно отмечалось, также сопровождается существенными эффектами входа. Можно полагать, что уравнение Бэгли будет справедливо и для этих материалов, хотя вполне допустимо, что значение n для них не одно и то же. Во всяком случае до тех пор, пока не будет получен новый экспериментальный материал, при расчетах и проектировании головок придется довольствоваться уравнением (163). Этим уравнением можно пользоваться для определения длины матрицы или для расчета перепада давлений при условии, что дана кривая течения и известно отношение L/R для насадка, на котором она была получена. Ниже приводится метод расчета.

Пусть τ_n—номинальное напряжение сдвига, т. е. напряжение в пределах, охватываемых данной кривой течения. Пусть также отношение L/D для этой кривой равно a. Если определяется длина матрицы, а p, q и R известны, то прежде всего рассчитывается эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ и по кривой течения определяется соответствующее ему значение τ_n. После этого L подсчитывается по формуле:

$$L = R\left[\frac{p(a+5)}{2a\tau_n} - 5\right] \qquad (164)$$

С другой стороны, если рассчитывается уже существующая головка, для которой L, R и q известны, а определяется величина перепада давлений p, то используется формула:

$$p = \frac{2a(b+5)\tau_n}{(a+5)} \qquad (165)$$

где b—это фактическое отношение L/R для рассчитываемой головки.

Оба эти уравнения довольно просто выводятся из уравнения (163). Аналогичные уравнения можно вывести и для расчета других величин. Кроме того, из уравнения (165) подобные формулы можно вывести для расчета методом эффективной вязкости, а также для расчета щелевых головок.

Пример. Проиллюстрируем использование этих уравнений на примере расчета уже рассматривавшейся выше стержневой головки для шприцевания прутка диаметром 1,27 *см*. Предположим, что давление в головке $p=28$ *кГ/см*^{2} (вместо $p=140$ *кГ/см*^{2}). Следует определить длину матрицы

Р е ш е н и е:
1) $4q/\pi R^3 = 15{,}3$ *сек*$^{-1}$; по рис. 4,47 $\tau_n = 1{,}36$ *кГ/см*^{2}.
2) Для рис. 4,47 отношение $L/R = 40$.
3) Подставляем эти величины в уравнение (164).

$$L = 0{,}78\left[\frac{28(40+5)}{2\cdot 40\cdot 1{,}36} - 5\right] = 5{,}1 \text{ см}$$

Если не принимать во внимание существование входового эффекта и пренебречь поправкой, учитывающей разницу в величине L/R, рассчитывая L по методу, изложенному на стр. 295—296, то величина $L=8{,}04$ *см*. Ошибка при этом составляет более 50%.

Щелевые головки

Ленточные головки. Ленточная головка представляет собой узкую щелевую головку, в которой давление расплава одинаково по всей ширине щели. Схема ленточной головки, на которой виден профиль подводящего канала, изображена на рис. 4,48. Снаружи головка для удобства установки нагревателей имеет круглую форму. Все размеры—ширина w, толщина h и длина щели L—показаны на схеме.

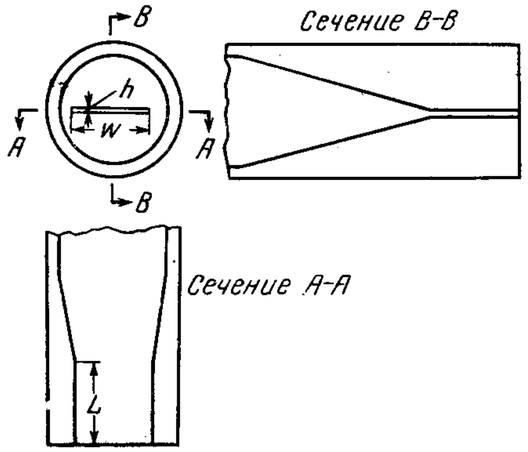


Рис. 4,48. Схема головки для шприцевания полос.

Степенной закон течения, связывающий величины истинных напряжений сдвига и истинных градиентов скорости, несомненно, не зависит от геометрических размеров головки. Эффективный градиент скорости у стенки, напряжения сдвига на стенке и эффективная вязкость зависят от геометрических размеров головки. Иначе говоря, кривые течения, приведенные в части III, полученные на круглых насадках, несколько отличаются от кривых зависимости эффективного градиента скорости от напряжения сдвига, которые были бы получены, если бы те же самые материалы исследовались с помощью щелевого насадка при тех же температурах, с таким же значением L/h. Величина поправки невелика и ее очень нетрудно найти. В щелевых головках величина эффективного градиента скорости равна $6q/wh^2$, а напряжения на стенке—$ph/2L$. Так же как и для стержневой головки, величина эффективной вязкости определяется как отношение напряжения к градиенту скорости. Для материалов, подчиняющихся степен-

ному закону течения, эффективная вязкость может быть рассчитана по следующему выражению:

$$\frac{1}{\mu_a} = k'' \left(\frac{ph}{2L}\right)^{\nu-1} \tag{166}$$

Входящий в это уравнение параметр k'' для щели связан с параметром k' для круглого насадка формулой:

$$k'' = \frac{3(\nu+3)k'}{4(\nu+2)} \tag{167}$$

Вывод этой формулы приведен в приложении А. Таким образом, для того чтобы при расчете щелевых головок можно было воспользоваться данными, приведенными в третьей части, достаточно просто рассчитать ν и k' так же, как и раньше, а затем по уравнению (167) определить k''. Разумеется, для ньютоновских жидкостей $k'=k''=k$. Для неньютоновских жидкостей $k'\neq k''$, например при $\nu=3$, $k''=0{,}9\ k'$. Подстановка уравнения (166) в уравнение течения ньютоновской жидкости через щель дает расчетное уравнение для течения неньютоновских жидкостей:

$$q = \frac{wh^3p}{12\mu_a L} \tag{168}$$

$$q = \frac{k''wh^{\nu+2}p^{\nu}}{3L^{\nu}2^{\nu+1}} \tag{169}$$

Уравнение эффективной вязкости Джи—Лайона также несколько видоизменяется, так как C' заменяется на C''. При этом C'' связано с C' так же, как k'' с k' [см. уравнение (167)]. Уравнение течения через щель, выведенное на основе закона течения Джи—Лайона, имеет вид:

$$q = \frac{pwh^3}{12\mu_0 L} + \frac{C''wh^{\nu+2}p^{\nu}}{3\mu_0 L\cdot 2^{\nu+1}} \tag{170}$$

На стр. 295 были изложены методы расчета производительности стержневой головки, основанные на использовании кривых течения и кривых эффективной вязкости, приведенных в части III. Эти же простые методы можно использовать и для расчета щелевых головок. Необходимо только, прежде чем пользоваться графиком, умножить рассчитанную величину эффективного градиента скорости $6q/wh^2$ на отношение k'/k''. Так как величина этого поправочного коэффициента при изменении ν в диапазоне от 1,5 до 3 меняется очень незначительно, то для расчета можно пользоваться его средним значением, равным 0,93 (при этом отпадает необходимость определения тангенса угла наклона апроксимирующей прямой). Поскольку величины q, w и h обычно определяются требованиями, которые предъявляются к геометрическим размерам изделия и производительности машины, то величину эффективного градиента скорости можно рассчитывать из выражения $\dot{\gamma}=5{,}58\ q/wh^2$.

Проектируя ленточные головки, надлежит следить за тем, чтобы отношение L/D насадка, на котором определялась кривая течения, соответствовало относительной длине матрицы головки. Для того чтобы при одном и том же напряжении сдвига продолжительность пребывания материала в цилиндрическом капилляре вискозиметра и в канале головки была одинакова, нужно, чтобы относительная длина головки L/h в 1,33 раза превышала относительную длину капилляра.

Поскольку между расчетом стержневой и ленточной головок нет никакой разницы, за исключением необходимости введения поправок в величину эффективного градиента скорости, примеры расчета таких головок рассматриваться не будут.

Трубные головки. Трубы можно определить как изделия, полученные из кольцевых головок, у которых внешний радиус кольца R_o превышает внутренний радиус R_i не более чем в 3 раза. Так как даже у очень толстостенных труб отношение R_o/R_i обычно меньше 1,3, то это определение охватывает все трубные головки. Исключение составляют головки для получения пленки методом пневматического растяжения, в которых расплав распределяется по периметру кольца специальной трубой или каналом, называемым коллектором. В трубных головках давление расплава во всех точках по периметру щели одинаково, в то время как в коллекторных головках давление по периметру щели обычно разное.

Если разрезать кольцевую щель по образующей и развернуть кольцо на плоскость, то кольцевая головка превратится в щелевую, напоминающую ленточную головку, которая рассматривалась на стр. 299. При этом отличие состоит в следующем: 1) в такой головке нет боковых стенок и, следовательно, отсутствуют обусловленные ими краевые эффекты; 2) сторона листа, образованная внутренней поверхностью кольца, короче, чем противоположная сторона, сформированная внешней поверхностью кольца. Поэтому при расчетах кольцо рассматривается как плоская щель, толщина которой равна $h=R_o-R_i$, а ширина рассчитывается по среднему диаметру кольца $w=\pi(R_o+R_i)$. Метод расчета по среднему радиусу приводит к неправильным результатам только тогда, когда отношение R_o/R_i становится больше 3. При этом значении R_o/R_i ошибка в величине производительности, подсчитанной для течения ньютоновских распла-

вов, составляет около 1,5% и, по-видимому, не намного больше, при расчете течения неньютоновских расплавов. Если R_o/R_i увеличится до 10, то ошибка возрастает до 7%. Точная формула для определения расхода выведена в приложении В. В наиболее общей форме течение через кольцевой канал рассмотрено Фридериксоном и Бирдом[30].

Подставив средние значения ширины и толщины щели в уравнения (168) и (169), получим расчетные формулы для трубных головок:

$$q = \frac{\pi (R_0 + R_i)(R_0 - R_i)^3 p}{12 \mu_a L} \qquad (171)$$

и

$$q = \frac{k''(R_0 + R_i)(R_0 - R_i)^{\nu+2} p^{\nu}}{3L^{\nu} 2^{\nu+1}} \qquad (172)$$

Расчет можно вести, пользуясь как методом эффективной вязкости, [см. уравнение (171)], так и методом кривых течения. Величина эффективного градиента скорости определяется выражением:

$$\dot{\gamma} = \frac{5{,}58q}{\pi (R_0 + R_i)(R_0 - R_i)^2}$$

Напряжение сдвига на стенке равно:

$$\tau = \frac{p(R_0 - R_i)}{2L}$$

Обычно при приеме шприцуемой полосы ее толщина и ширина несколько уменьшаются. Точно так же может уменьшится диаметр и толщина стенок шприцуемой трубы, если приемка этих труб будет производиться без соблюдения специальных мер предосторожности. Обычно центральный дорн, который формирует внутреннюю поверхность трубы, выступает за пределы матрицы и поддерживает трубу изнутри. Это предотвращает уменьшение диаметра трубы вследствие вытяжки до тех пор, пока труба не охладится. Удлиненный выступающий конец охлаждается воздухом или водой, как это показано на рис. 4,49. При конструировании систем охлаждения дорна необходимо следить за тем, чтобы охлаждающая вода не соприкасалась с той частью дорна, которая находится внутри головки. В противном случае поверхность шприцованной трубы станет шероховатой, внутренний диаметр трубы не будет выдержан и может произойти даже полное «замораживание головки». Принципиальная схема головки, изображенная на рис. 4,49, может быть с успехом применена в головках для шприцевания профильных изделий. Дорн, который

в этой угловой головке закреплен за хвостовик, может быть установлен на «крестовине», состоящей из системы стоек, пересекающих в нескольких местах живое сечение потока. Недостаток крестовин состоит в том, что от стоек в готовом изделии образуются линии стыка. Прочность труб вдоль линий стыка понижается

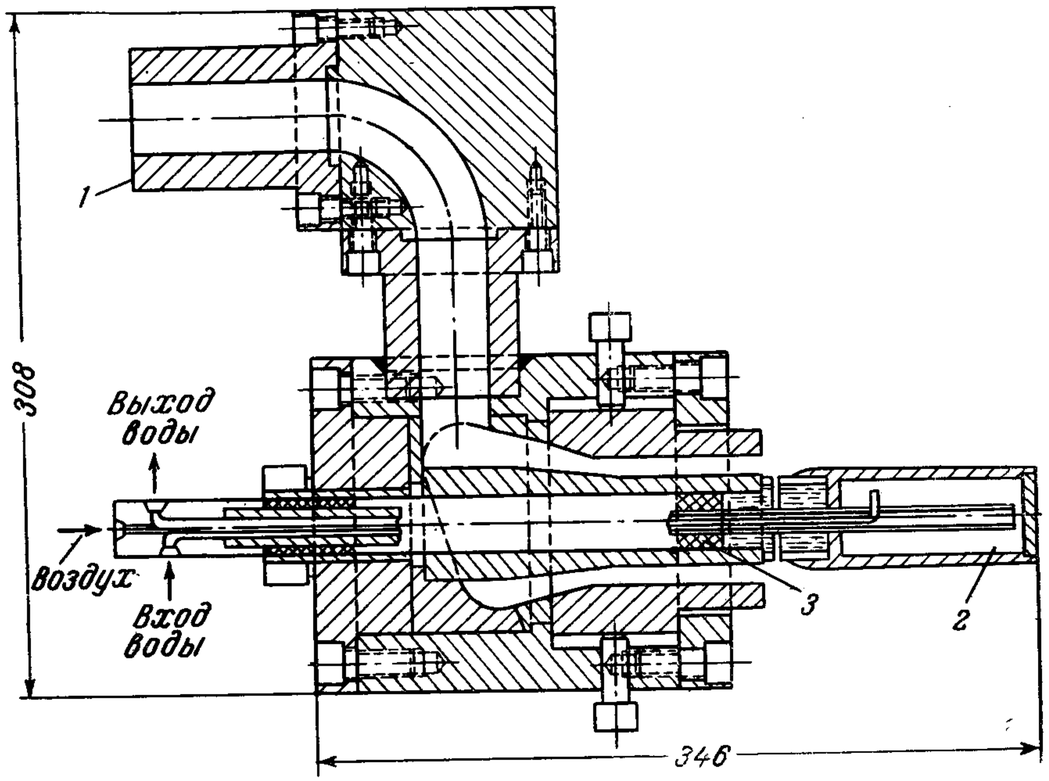


Рис. 4,49. Офсетная трубная головка[59]:

1—переходной патрубок для соединения головки с шприц-машиной; *2*—мундштук, охлаждаемый водой; *3*—термоизоляция.

Мундштук и втулка сменные и устанавливаются в зависимости от размеров трубы, в данном случае они рассчитаны на изготовление труб диаметром 32 *мм*. Все соприкасающиеся с расплавом металлические поверхности тщательно полируются и хромируются. Воздух проходит над трубками, через которые циркулирует вода.

и может оказаться столь малой, что это приведет к существенному уменьшению величины рабочего давления и срока службы труб. Некоторое преимущество головок с крестовиной состоит в том, что такие головки не обязательно делать угловыми или офсетными, поворачивая для этого под прямым углом канал, по которому течет расплав.

Можно полагать, что качество готового изделия существенно зависит от соотношения между величиной L и h. Перкинс[56] на основании результатов исследования работы трубных головок с различным соотношением размеров считает, что при шприцевании

труб из поливинилхлорида и «краластика» оптимальные результаты получаются при величине отношения L/h порядка 38, при шприцевании труб из полиэтилена и ацетобутерата целлюлозы—величина этого отношения должна быть около 47.

Профильные головки, рассчитываемые по формулам ленточных головок. Существует целый класс головок, применяемых для шприцевания профильных изделий, нормальное сечение ко-

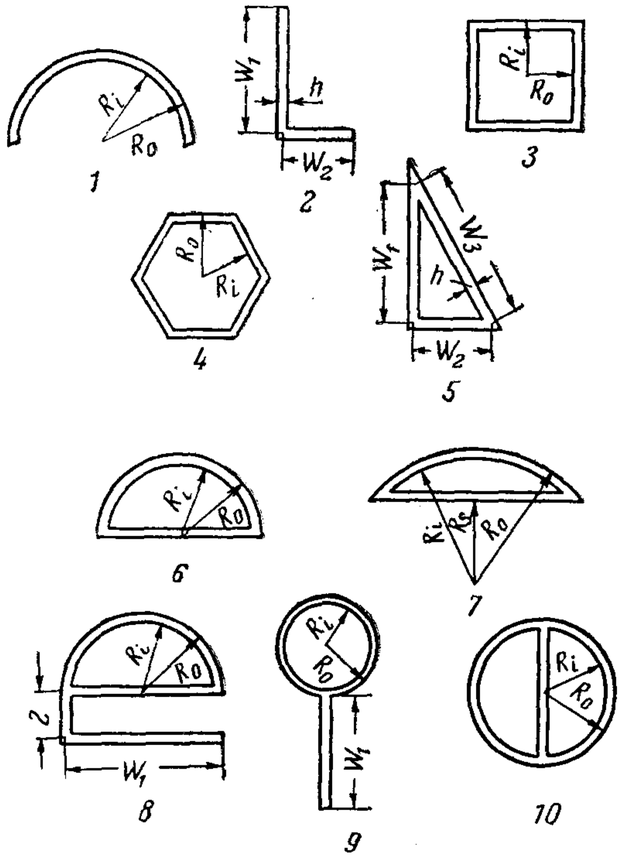


Рис. 4,50. Различные типы профильных головок, которые можно рассчитывать по формулам, выведенным для плоской щели.

торых представляет собой или сочетания состыкованных полос одинаковой толщины или одну изогнутую полосу. Расчет таких головок можно производить, пользуясь любым из приведенных выше методов. Единственное затруднение, которое при этом возникает, состоит в необходимости правильно определить ширину щели w. На рис. 4,50 изображен ряд профилей подобного рода. Некоторые из них будут рассмотрены ниже. Сечение I представляет собой полукольцо, и расчет головки для его шприцевания

можно производить по формулам, выведенным для расчета трубных головок. В сечении 1 и 2 возникают краевые эффекты. Сечения 3—6 представляют собой разновидности кольцевых щелей, у которых отсутствуют краевые эффекты. Единственным осложнением, возникающим при их расчете, является правильный выбор величин w и h. Для сечения 7

$$w = (R_0 + R_i)(\Theta + \sin\Theta)$$

где Θ—угол в радианах, определяющийся из зависимости $\Theta = \Theta \arccos R_s/R_o$.

Хотя щели такой формы и не имеют краевых эффектов, в них существуют более или менее резкие изменения направления деформаций сдвига, которые, несомненно, вызывают появление своеобразных угловых эффектов. Эти угловые эффекты будут сказываться, по-видимому, тем сильнее, чем меньше значение величины отношения w/h для каждой части сечения. То же самое можно сказать о влиянии углов в сечениях квадратного и L-образного вида.

Толщина щели h во всех изображенных на рис. 4,50 сечениях одинакова. Головки для шприцевания профильных изделий, сечение которых имеет неодинаковую толщину, будут рассмотрены ниже.

Кабельные головки

Подобно трубным головкам, кабельные головки относятся к категории кольцевых головок. Однако в этих головках внутренняя поверхность кольца образуется изолируемой жилой, которая протягивается через головку с линейной скоростью, равной линейной производительности машины. На шприц-машинах могут обкладываться как отдельные тонкие жилы, так и кабели, состоящие из множества отдельных проводов общим наружным диаметром до 150 *мм*. Тем не менее расчет головок производится по одним и тем же уравнениям.

Проходящий через головку провод уносит с собой некоторое количество расплава за счет существования вынужденного потока. Если определять величину расхода этого вынужденного потока, пользуясь методом расчета, основанным на аналогии с плоской щелью, то вследствие значительной разницы между площадью внутренней поверхности, на которой возникает поток, и площадью внешней поверхности результат получается несколько завышенным. Если расплав представляет собой ньютоновскую жидкость, а $R_i = 0{,}9\ R_o$ (что эквивалентно щели с $w/h = 60$), то при расчете по приближенной формуле ошибка составляет 3,3%. Для того, чтобы точность расчета вынужденного потока и расхода материала в результате существования пере-

пада давлений была одинаковой, необходимо пользоваться уточненной формулой для вынужденного потока.

Если бы провод был неподвижен, расплав выдавливался бы через кольцевую щель только под воздействием перепада давлений. Величина объемного расхода могла бы быть подсчитана по формулам, выведенным для трубных головок. Результирующий расход представляет собой сумму обеих компонент:

$$q = q_d + q_p$$

Расход вынужденного потока для расплава, обладающего свойствами ньютоновской жидкости, равен:

$$q_d = \pi v_w R_i^2 \left[\frac{\beta^2 - 1}{2 \ln \beta} - 1\right] \qquad (173)$$

где v_w—скорость обкладываемого провода, *см/сек*;

$$\beta = R_o/R_i$$

Определение расхода расплава, обладающего свойствами неньютоновской жидкости, производится по формуле:

$$q_d = \frac{\pi v_w R_i^2 (1-\nu)\beta^{3-\nu} - (3-\nu)\beta^{1-\nu} + 2}{(3-\nu)(\beta^{1-\nu} - 1)} \qquad (174)$$

Исследование уравнения (174) показывает, что им можно пользоваться только при $\nu \neq 1$ и $\nu \neq 3$, так как при значениях $\nu = 1$ и $\nu = 3$ оно имеет разрывы. Однако случаи, когда ν точно равно 3, встречаются довольно редко. Кроме того, ознакомление с методом вывода этого уравнения, приведенным в приложении С, показывает, как можно вывести уравнение и для $\nu = 3$. Уравнение (173) приводится здесь потому, что течение ньютоновской жидкости ($\nu = 1$) представляет несомненный интерес. Следует также отметить, что вязкость не входит ни в одно из этих уравнений.

Хотя толщина слоя, связанного с существованием вынужденного потока, может быть весьма значительна, обычно на практике для увеличения толщины слоя в головке создают некоторое избыточное давление. Расход течения под влиянием этого избыточного давления можно определить по уравнению (171), пользуясь либо методом кривых течения либо методом эффективной вязкости (который в данном случае является приближенным). Величина эффективного градиента скорости определяется выражением:

$$\left(\frac{dv}{dr}\right)_w = \frac{v_w}{R_o \ln R_o/R_i} + \frac{5{,}58 q_p}{\pi (R_o + R_i)(R_o - R_i)^2} \qquad (175)$$

Обычно приходится определять длину матрицы. Для этого вначале нужно из уравнения (174) рассчитать величину расхода материала q_d, являющуюся следствием вынужденного потока. Затем, вычитая q_d из производительности q, надо установить величину расхода напорного потока q_p, возникающего вследствие существования перепада давлений. Из уравнения (175) вычисляется градиент скорости и по кривой течения определяется величина эффективной вязкости. По уравнению (171) и величине расхода напорного потока q_p рассчитывается длина матрицы.

Так же как и другие шприцованные изделия, оболочка кабеля при выходе кабеля из головки может быть вытянута. Величина степени вытяжки DR при этом равна:

$$DR = \frac{R_o^2 - R_i^2}{(R_i + t)^2 - R_i^2} \qquad (176)$$

где t—конечная толщина покрытия.

Зная DR, t и радиус жилы R_i, можно, разрешив относительно R_o уравнение (176), определить радиус отверстия в матрице:

$$R_o = \sqrt{(DR)\,[(R_i + t)^2 - R_i^2] + R_i^2} \qquad (177)$$

Коллекторные листовальные головки

Коллекторные листовальные головки представляют собой щелевые головки, в которых расплав подводится к щели при помощи специальной трубы, канала или коллектора, расположенных параллельно стенкам щели. Коллектор присоединяется к шприц-машине или одним из своих концов или серединой. Коллекторную головку с центральным питанием можно рассматривать как две головки с половинной шириной щели. Упрощенная схема такой листовальной головки изображена на рис. 4,46. Метод расчета коллекторных листовальных головок, основанный на использовании степенного закона течения, и подробный анализ возникающих при этом вопросов изложен в специальной литературе[18, 19]. Несколько иной подход можно найти у Уикса[71], который приводит результаты приближенного интегрирования уравнений течения жидкости, подчиняющейся степенному закону.

Головки такого типа отличаются от рассмотренных выше ленточных головок тем, что в них вдоль коллектора устанавливается некоторый перепад давлений. Поэтому давление, под которым расплав вытекает из щели, оказывается несколько большим со стороны щели, прилегающей к входу в коллектор, и не-

сколько меньшим со стороны, расположенной у противоположного входу конца коллектора. Если размеры щели по всей ее длине остаются неизменными, то из-за различия в величине давлений скорость истечения материала на удаленном участке будет меньше, чем скорость истечения на участке, расположенном около входа в коллектор (см. пример на стр. 279—280).

На практике применяются три различных способа компенсации потерь давления в коллекторе. Первый способ заключается в том, что толщина щели по мере удаления от входа в коллектор увеличивается. Второй способ состоит в том, что для компенсации потерь давления, температура головки по мере удаления от входа в коллектор несколько повышается. Это увеличение температуры сопровождается уменьшением эффективной вязкости расплава, обеспечивающим выравнивание скорости шприцевания. Однако при использовании этого способа очень трудно добиться заданного распределения температур и необходимой степени регулирования вязкости.

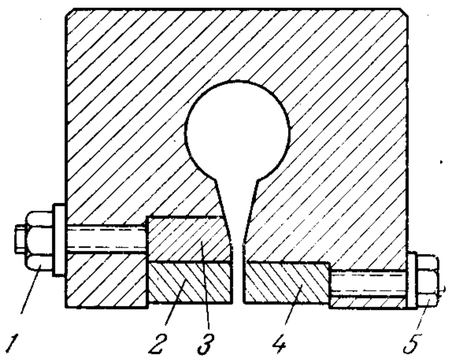


Рис. 4,51. Схема конструкции листовальной головки с регулируемым сопротивлением (поперечное сечение):

1—винт регулировки сопротивления; *2*—неподвижная губка; *3*—регулируемое сопротивление; *4*—регулируемая губка; *5*—винт регулировки губки.

Третий способ компенсации потерь давления заключается в том, что между коллектором и губками щели располагается регулируемое дросселирующее сопротивление, подобное изображенному на рис. 4,51. Изменяя степень дросселирования, можно добиться любого уменьшения давления на дросселирующем приспособлении и благодаря этому обеспечить заданную степень постоянства давления по всей длине щели.

В листовальных головках температура расплава очень сильно зависит от местных изменений температуры головки. Поэтому, для того чтобы получить оптимальные результаты, необходимо поддерживать во всех местах головки одинаковую температуру, по возможности близкую к температуре поступающего в головку расплава. Поэтому следует уделять особое внимание правильному расположению нагревателей, обеспечению хорошей системы терморегулирования и тщательной термоизоляции головки.

Как уже отмечалось выше, в щелевых головках с постоянными размерами щели и канала коллектора величина скорости шприцевания в разных местах щели различна. Отношение расхода на участке, максимально удаленном от входа в коллектор, к расходу

на участке, прилегающем к входу, называется индексом разнотолщинности и в дальнейшем обозначается UI.

Целесообразность введения понятия UI заключается в том, что, пользуясь UI, можно проектировать листовальные головки, которые будут обеспечивать шприцевание пленки или листа с заранее заданной степенью постоянства толщины материала по ширине изделия. Правильное проектирование головки должно начинаться с определения величины UI, обусловливающей получение изделий нужного качества.

В коллекторных головках расплав течет в двух направлениях: вдоль канала и через щель. При этом ширина щели w равна длине канала. Длина губок щели обозначается L.

Задача, которую приходится решать конструктору, может быть сформулирована следующим образом: необходимо так подобрать радиус канала R и длину губок щели L, чтобы обеспечить заданную величину UI. Анализ расчетного уравнения показывает, что спроектировать головку с UI, равным единице, невозможно. Более того, чем ближе значение UI к 1, тем сложнее становится конструкция головки. Поэтому следует довольствоваться минимально приемлемым значением UI. На практике это значение будет близким к 0,95. Ниже приводятся необходимые расчетные уравнения:

$$L = \left(\frac{k'' w h^{\nu+2}}{3 \cdot q \cdot 2^{\nu+1}}\right)^{1/\nu} p \qquad (178)$$

$$u = 1 - (UI)^{(\nu+1)/\nu} \qquad (179)$$

$$\alpha = \frac{u^{\nu/\nu+1}}{w}\left(\frac{1}{\nu} + \frac{u}{2\nu+2} + \frac{u^2}{3\nu+2} + \frac{u^3}{4\nu+3} + \cdots\right) \qquad (180)$$

$$R = \left[\frac{(\nu+3)h^{\nu+1}}{2\pi\nu(\nu+2)\,L^{\nu}\alpha^{\nu+1}}\right]^{1/(\nu+2)} \qquad (181)$$

где u и α определяются в зависимости от величины UI по уравнениям (179) и (180).

q—величина объемного расхода, приходящаяся на одно ответвление головки. В головке с односторонним входом расход равен полной производительности шприц-машины. В головке с центральным питанием q равно половине производительности шприц-машины.

Поскольку величина напряжения сдвига в канале коллектора во много раз меньше, чем в губках щели, то кривые течения некоторых материалов не удается апроксимировать степенным за-

коном течения во всем этом интервале напряжений сдвига. Если выбрать параметры степенного уравнения так, чтобы оно удовлетворительно описывало ветвь кривой, расположенную в области более высоких напряжений сдвига, то головка, рассчитанная по этим уравнениям, даст несколько завышенные значения UI, и наоборот. В тех случаях, когда обычный степенной закон недостаточно удовлетворительно описывает кривую течения, можно попытаться вывести вышеприведенные уравнения, исходя из уравнения течения Джи—Лайона [уравнение (151)]. Однако это, по-видимому, приведет к очень большим осложнениям.

Другой способ состоит в том, чтобы, определив параметры степенного закона течения по ветви кривой течения, расположенной в области максимальных напряжений сдвига, найти из уравнения (178) величину L. Затем, приняв $\nu=1$, определить по остальным уравнениям величину R. Так как уравнение (178) представляет собой по существу видоизмененное уравнение (169), то можно определить L, пользуясь также методом кривой течения или методом эффективной вязкости, а затем, приняв $\nu=1$, определить из последних трех уравнений величину R.

Подробный пример использования для расчета четырех вышеприведенных уравнений можно найти в работе Карлея[19]. В этой же работе изложен другой метод, задача которого состоит в определении размеров головки с $UI=1{,}0$. Особенность последнего метода заключается в том, что, пользуясь теми же четырьмя уравнениями, подбирается такой закон изменения размеров L и h по ширине щели, при котором возникающие потери давления полностью компенсируются уменьшающимся сопротивлением щели. Те же самые уравнения можно использовать и при расчете головок для получения пленки методом пневморастяжения. Эти головки представляют собой по существу обычные коллекторные головки, канал которых имеет форму тора. При расчете за длину канала коллектора следует принимать половину длины осевой окружности тора.

Из вышеприведенных уравнений следует, что для обеспечения постоянства заданного значения UI с увеличением фронтальной ширины щели w необходимо увеличивать и R канала. Поскольку во всех случаях из конструктивных соображений желательно по возможности уменьшить R, то почти всегда отдают предпочтение головкам с центральным питанием, а не с односторонним питанием. В головках с центральным питанием расчетное значение w вдвое меньше, чем в головках с односторонним питанием. В некоторых современных головках питающий поток разделяется на несколько ручьев и канал коллектора имеет не один, а несколько подводящих патрубков. Если разделение потока сделано правильно, то такая конструкция коллектора головки позволяет, не снижая величины UI, существенно уменьшить радиус канала. При этом головка получается более компактной и легкой. Однако следует иметь в виду, что разделение потока может вызвать появление дополнительных продольных стыков, которые, в особенности при шприцевании эластичных расплавов, могут впоследствии оказаться слабыми местами изделия.

Листовальные головки типа «рыбий хвост» (клинового типа)

Продольный разрез листовальной головки типа рыбий хвост изображен на рис. 4,52. В этих головках образуется поток с более равномерно расположенными линиями тока, чем в коллекторных угловых головках. Поэтому в таких головках легче избежать появления мертвых зон. Головки клинового типа используются главным образом при шприцевании наиболее термочувствительных пластических масс. Расчет этих головок можно производить несколькими методами, ниже будет рассмотрен наиболее простой из них.

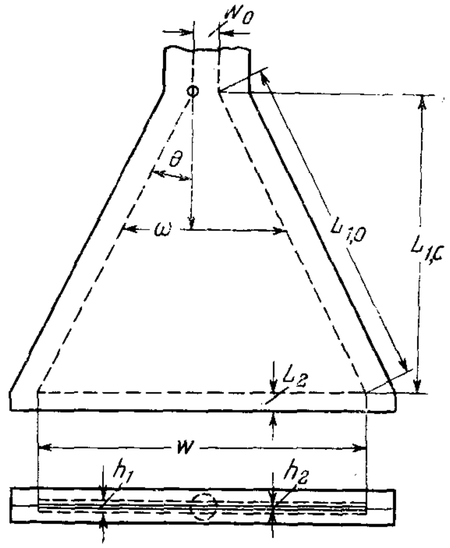


Рис. 4,52. Схема листовальной головки типа «рыбий хвост».

Так же как и при расчете коллекторных головок, прежде всего определяется величина индекса допустимой разнотолщинности UI. За величину индекса разнотолщинности принимается отношение удельного расхода на краю щели к удельному расходу в центре щели. Поскольку путь, проходимый расплавом от входа в головку до середины щели, несколько короче, чем от входа до края щели, то можно было ожидать, что, если бы сечение подводящего канала было одинаково по всей его ширине, давление в центре щели оказалось бы несколько выше, чем на краю щели. Расчетные уравнения позволяют так выбрать толщину подводящего канала h_1 и длину губок щели L, чтобы была обеспечена заданная величина UI.

Пусть половина угла при вершине клина канала будет равна Θ, ширина щели—w, толщина подводящего канала —h_1. Пусть также давление на входе в головку будет равно p, перепад давления в подводящем канале p_1 (приближенно, так как он несколько изменяется от центра к краю), а перепад давлений в губках щели—p_2. Толщина щели h_2 равна заданной толщине шприцуемого из-

делия, умноженной, так же как и в других головках, на степень вытяжки. Тогда расчетные уравнения имеют следующий вид:

$$\gamma = \frac{p_1}{p_2} = \frac{1 - (UI)^{1/\nu}}{\sec\Theta - 1} \tag{182}$$

где $\gamma = W_e/w$, а W_e—средняя эффективная ширина щели.

$$p_1 = \frac{\gamma p}{1+\gamma} \tag{183}$$

$$h_1 \cong \left[\frac{15q w^{\nu-1}(\operatorname{ctg}\Theta)^{\nu}}{k'' p_1^{\nu}}\right]^{1/(\nu+2)} \tag{184}$$

$$p_2 = p - p_1 \tag{185}$$

$$L_2 = \left(\frac{k'' w h_2^{\nu+2} p_2^{\nu}}{3 \cdot q \cdot 2^{\nu+1}}\right)^{1/\nu} \tag{186}$$

При использовании метода эффективной вязкости расчетные уравнения имеют вид:

$$\gamma = \frac{p_1}{p_2} = \frac{1 - UI}{\sec\Theta - 1} \tag{187}$$

$$p_1 = \frac{\gamma p}{1+\gamma} \tag{183}$$

$$h_1 \cong \left(\frac{15q\mu_{a_1}\operatorname{ctg}\Theta}{p_1}\right)^{1/3} \tag{188}$$

где μ_{a_1}, определяется при эффективном градиенте скорости, соответствующем среднему сечению подводящего канала. Величина эффективного градиента скорости у стенки канала равна $15\ q/wh_1^2$

$$L = \frac{w h_2^3 p_2}{12 \mu_{a_2} q} \tag{189}$$

где μ_{a_2}—эффективная вязкость, определенная при эффективном градиенте скорости, существующем в щели, т. е. $6q/wh_2^2$.

Изложенный метод расчета очень прост; им легко пользоваться в производственных условиях. Однако этот метод имеет существенный недостаток. При его использовании объем подводящего канала оказывается существенно большим по сравнению с объемом канала, спрофилированного так, чтобы глубина подводящего канала по мере удаления от центра несколько возрастала. Точно рассчитать профиль поперечного сечения подводящего канала для неньютоновских жидкостей весьма сложно, так как

течение в канале является двумерным. Кроме того, изготовить канал с такой сложной криволинейной поверхностью было бы также довольно трудно.

Головки для шприцевания изделий с клиновидным сечением

В данном разделе рассматриваются головки для шприцевания клиновидных профилей, у которых разность в ширине оснований составляет не более одной десятой ширины профиля. Иначе говоря, угол при вершине клина не должен превышать 6°. Этим условием ограничивается область применения приведенных ниже расчетных формул.

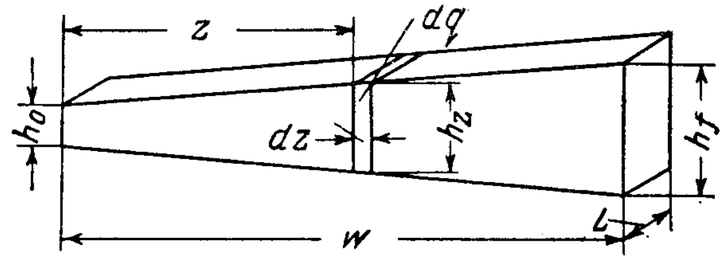


Рис. 4,53. Схема матрицы для шприцевания профиля с клиновидным поперечным сечением.

Из рис. 4,53 очевидно, что ширина щели h в любом ее месте, находящемся на расстоянии z от вершины, ширина которой равна h_0, определяется выражением:

$$h = z \operatorname{tg}\Theta + h_0 \tag{190}$$

где Θ—угол при вершине щели.

Предположим, что длина щели L одинакова по всей ширине щели. Рассмотрим полоску щели длиной dz, находящуюся на расстоянии z от вершины щели. Поскольку обе боковые грани этого участка соприкасаются с движущимся расплавом, концевые эффекты отсутствуют. Поэтому для определения величины расхода можно воспользоваться уравнением (169). Подставляя в уравнение (169) вместо h уравнение (190) и вместо w величину dz, получим выражение, определяющее расход через участок щели шириной dz:

$$dq = \frac{k'' p^{\nu} dz (z \operatorname{tg}\Theta + h_0)^{\nu+2}}{3 L^{\nu} 2^{\nu+1}} \tag{191}$$

Для того, чтобы определить суммарный расход через клиновидную щель, можно было бы проинтегрировать это уравнение. Однако

в данном случае интересно оценить изменение удельного расхода dq/dz в зависимости от расстояния z. Величину dq/dz можно получить, разделив обе части уравнения (191) на dz. Легко убедиться, что даже если расплав обладает свойствами ньютоновской жидкости ($\nu=1$), полученное выражение не является линейной функцией. Поэтому очевидно, что если изделие шприцуется через матрицу с таким сечением и при этом скорость приема изделия одинакова по всей его ширине, величина расхода с более широкой стороны профиля была бы непропорционально велика. В результате как верхняя, так и нижняя поверхность профиля имели бы выпуклую форму, а отношение толщины профиля у основания к толщине при вершине оказалась бы значительно больше, чем отношение h_f/h_0. Если нужно шприцевать профиль клиновидного сечения, то стенки матрицы со стороны более широкого основания должны быть сделаны выпуклыми. Можно также с целью компенсации сделать матрицу с переменной длиной L.

Единственным критерием при проектировании головок для шприцевания клиновидных профилей является условие, что dq/dz линейно зависит от z:

$$\frac{dq}{dz} = a + bz \tag{192}$$

Коэффициенты a и b определяются размерами и формой профиля, величиной производительности и степенью вытяжки.

Рассмотрим вначале головку, у которой длина щели L постоянна, а толщина щели h изменяется таким образом, чтобы удовлетворить уравнению (192):

$$\frac{dq}{dz} = \frac{k''p^{\nu}h^{\nu+2}}{3L^{\nu}2^{\nu+1}} \tag{193}$$

Приравнивая правые части уравнений (192) и (193) и разрешая полученное уравнение относительно h, получим:

$$h = \left[\frac{3L^{\nu}2^{\nu+1}(a+bz)}{k''p^{\nu}}\right]^{1/(\nu+2)} \tag{194}$$

Пусть h_0—толщина щели со стороны более узкого конца, где $z=0$ (см. рис. 4,53). Тогда из уравнения (194) следует, что

$$\frac{h}{h_0} = \left(\frac{a+bz}{a}\right)^{1/(\nu+2)} \tag{195}$$

Это уравнение позволяет определить h в зависимости от h_0 и z; однако значения h_0 и z взаимно связаны и для данного значения dq/dz определяются давлением p. Пусть h_0 равно заданной толщине узкого края шприцуемого изделия. Тогда, так как при $h=h_0$ величина $dq/dz=a$, можно, пользуясь уравнением (193), определить величину L. Уравнение (195) позволяет составить таблицу значений h в различных местах щели, которые должны быть обеспечены при фрезеровании матрицы.

Рассмотрим теперь матрицу для шприцевания клиновидного профиля, у которой толщина щели h постоянна, а длина матрицы L изменяется. При этом наибольшую длину имеет тот участок матрицы, у которого шприцуемый профиль должен иметь наименьшую толщину. Приравнивая уравнения (191) и (192) и разрешая полученное выражение относительно L, получаем:

$$\frac{L}{L_0} = \left(\frac{a}{a+bz}\right)^{1/\nu} \tag{196}$$

В рассмотренном случае было бы лучше принять за толщину щели h размер большего основания шприцуемого профиля. Если подставить это значение в уравнение (191), то при условии, что при $L=L_0$ $dq/dz=a$, можно определить величину L_0. Подстановка значения L_0 в уравнение (194) позволяет вычислить значения L, необходимые для изготовления матрицы. Так как величина расхода в гораздо меньшей степени зависит от L, чем от h, и так как обычно L по абсолютной величине гораздо больше h, то при одинаковой точности изготовления матрицы изделие лучшего качества получается в матрице с переменной длиной L.

Теперь остановимся несколько подробней на методе определения коэффициентов a и b.

Пусть t_1—толщина готового профиля со стороны тонкого края; t_2—толщина профиля со стороны толстого края и W—ширина профиля. Выходящее из головки изделие имеет размеры: $t_1(DR)$, $t_2(DR)$ и w (w—ширина щели, а DR—степень вытяжки). Предполагается, что при вытяжке происходит равномерное уменьшение толщины профиля, ширина которого совершенно не изменяется, поэтому $W=w$. Однако если из опыта известно, что ширина профиля также уменьшается, что w должно быть больше W на соответствующий коэффициент вытяжки. Со стороны тонкого края величина dq/dz определяется выражением $2t_1q/w(t_1+t_2)$. Со стороны толстого края

$$dq/dz = \frac{2t_2q}{w(t_1+t_2)}$$

Отсюда получаем формулы для определения a и b:

$$a = \frac{2qt_1}{w(t_1+t_2)} \tag{197}$$

$$b = \frac{2q(t_2-t_1)}{w^2(t_1+t_2)} \tag{198}$$

До сих пор предполагалось, что ребра шприцуемой полосы полностью подобны ребрам щели в матрице. Однако, поскольку углы матрицы тормозят движение материала, углы полоски в сечении будут иметь не острые, а скругленные вершины. Если нужно изготовить полоску с четкими прямыми углами, то лучше всего вначале шприцевать полосу несколько большей ширины и затем обрезать у нее кромки. Можно, конечно, попытаться так спрофилировать матрицу, чтобы из нее сразу выходила полоса с прямыми углами. Однако добиться этого можно только опытным путем, так как никаких методов расчета для этого не существует.

Конструктор должен иметь в виду, что ограничения, касающиеся величины отношения L/h, которые были рассмотрены на стр. 290 и стр. 304, в равной мере относятся и к головкам, предназначенным для шприцевания клиновидных профилей.

Существуют также разновидности клиновидных полосок с криволинейными гранями, например прокладки, которые отличаются от плоских профилей тем, что хотя их боковые грани так же сближаются друг с другом, это сближение нелинейно связано с изменением поперечного расстояния. Однако любую пологую кривую можно апроксимировать несколькими прямыми линиями. Поэтому методы, изложенные выше, вполне приемлемы также и для расчета криволинейных профилей.

При другом методе подхода можно задать изменения толщины шприцуемого изделия в виде уравнения, например:

$$\frac{dq}{dz} = f(z)$$

Подставив это выражение в уравнение (192). можно получить уравнение для расчета сечения матрицы, обеспечивающего нужную форму изделия.

Головки для шприцевания изделий сложного профиля с участками неравной толщины

На стр. 304 были рассмотрены профильные изделия, нормальное сечение которых можно представить образованным из отдельных полос одинаковой толщины. Аналогичным образом можно рассмотреть профили, состоящие из полос неодинаковой толщины, стержней и клиновидных лент. При шприцевании многих изделий совершенно невозможно избежать резкого изменения направления потока (и градиента скорости). Во всех таких точках появляются местные двумерные течения; поэтому во всех случаях стыки отдельных элементов сечения профиля могут быть очагами возмущений в потоке.

Меняя степень вытяжки, можно из одной и той же матрицы шприцевать изделия с различной толщиной (пленки воронки из пластифицированного поливинилхлорида иногда вытягиваются в 20 раз). Теоретически можно вытягивать профильное изделие, сечение которого состоит из двух частей различной толщины, шприцуя его через матрицу с постоянной толщиной и различной длиной щели. Однако, поскольку перепад давлений для всех участков щели одинаков, величина напряжений сдвига будет меньше на участках, которые имеют большую длину. Следствием этого является резкое увеличение всяких возмущений, возникающих на участках с переменным сечением. Поэтому, конструируя матрицы для шприцевания профильных изделий с сложным сечением, надо стремиться к тому, чтобы напряжения сдвига по всему периметру щели были однаковы:

$$\frac{ph}{2L} \quad \text{или} \quad \frac{pR}{2L}$$

Следует также обеспечить по всему сечению изделия постоянную степень вытяжки.

Проектируя матрицу, необходимо стремиться к тому, чтобы в различных точках сечения величина отношения L/R или L/h была одинакова, так как при этом напряжение сдвига по всему периметру также оказывается одинаковым.

При проектировании сложной матрицы сначала выделяют участки с круглым сечением и для них рассчитывают значения L и R. После этого переходят к расчету участков, имеющих форму плоских или клиновидных полос, учитывая, что в результате вытяжки может происходить уменьшение ширины отдельных участков на 5—10%. Затем рассчитывают среднюю поступательную скорость каждого участка сечения. Для этого величину q соответствующего участка делят на площадь его поперечного сечения. Далее рассчитывается величина степени вытяжки отдельных участков, причем за скорость приема принимают максимальную скорость отдельных участков сечения. Если для всех участков степень вытяжки не превышает 3 : 1, то можно рассчитывать на хорошее качество изделия. Если же степень вытяжки отдельных участков оказывается значительно большей, то приходится отказаться от соблюдения постоянства отношения L/h с тем, чтобы добиться более равномерной вытяжки различных участков. Изготовить матрицу для шприцевания профильного изделия небольших размеров с различной профилирующей длиной на различных участках очень трудно; также не просто профрезеровать в матрице тонкую щель с острыми кромками, в особенности если учесть, что в некоторых случаях может понадобиться щель с криволинейными контурами. Часто эту работу можно упростить, если из-

готовить матрицу из нескольких предварительно тщательно пригнанных друг к другу частей, которые разбираются для того, чтобы можно было обработать профилирующее отверстие.

Головки для шприцевания «массивных профилей»

«Массивными профилями» обычно называют профильные изделия с треугольным, квадратным и т. д. поперечным сечением, относительные размеры которого не позволяют использовать для расчета уравнения теории одномерных течений. Интегрируя уравнение Навье—Стокса для случая двумерного течения, как это приходится делать при расчете «массивных профилей», необходимо прежде всего определить граничные условия, которые учитывают форму профилирующего отверстия в матрице. Поскольку решения этих уравнений приходится искать в виде рядов Фурье, или бесселевых функций, содержащих экспоненциальные коэффициенты, метод обратного расчета оказывается очень сложным, а иногда и совсем неосуществимым. Дальнейшее осложнение обусловливается тем, что в большинстве случаев расплавы являются неньютоновскими жидкостями. При попытке применить степенной закон для описания двумерных течений дифференциальные уравнения в частных производных превращаются в нелинейные уравнения с дробными показателями. В опубликованной литературе можно найти только уравнения, описывающие течение ньютоновских жидкостей через отверстия сравнительно простой формы: квадрат, равносторонний треугольник, эллипс, прямоугольник и некоторые другие.

Пао[55] опубликовал дифференциальные уравнения, описывающие трехмерное течение высокоэластических жидкостей. Однако до сих пор не было получено решений для случая двумерного и трехмерного течения. Только для течения полистирола было предложено несколько полуэмпирических зависимостей[13].

В некоторых случаях можно попытаться использовать решения, полученные для течения ньютоновских жидкостей, в особенности это касается профилей массивного сечения. Впервые уравнения, описывающие распределение скоростей в потоке с эллиптическим и прямоугольным (включая квадратное) сечениями, были получены Буссинеском[16]. Течение в канале прямоугольного сечения можно рассчитать, пользуясь двумерными уравнениями для противотока в канале червяка (см. начало настоящей главы).

Ярдофф[75] опубликовал приближенное решение, описывающее поле скоростей в канале, сечение которого имеет форму равностороннего треугольника. Ссылаясь на неизвестный источник,

Ярдофф приводит уравнение:

$$v = \frac{py\left[(y-\sqrt{3}\,d)^2 - 3x^2\right]}{4\sqrt{3}\,\mu dL} \qquad (199)$$

где d—половина стороны треугольника, одна из сторон которого совпадает с осью x-ов. Высота, опущенная на эту сторону, совпадает с осью y-ов. Координаты вершин треугольника $x=-d;\ +d;\ y=+d\sqrt{3}$.

Как и следует ожидать, максимальная скорость соответствует середине треугольника с координатами $(0;\ d/\sqrt{3})$. Треугольник, соответствующий уравнению Ярдоффа, изображен на рис. 4,54. На этом же рисунке представлены три кривые постоянной скорости, для $u=0{,}9;\ 0{,}5$ и $0{,}1\ u_{max}$. Расположенная за пределами треугольника пунктирная кривая изображает форму отверстия, для которого линия постоянной скорости $0{,}1\ u_{max}$ имела бы почти правильную форму. (Неньютоновский характер течения проявляется в том, что поток становится более близким к стержневому, т. е. линии постоянной скорости начинают как бы выпучиваться.) Можно без большой ошибки принять, что если линия 0,1 имеет треугольную форму, то и сечение шприцуемого профиля будет точно треугольным.

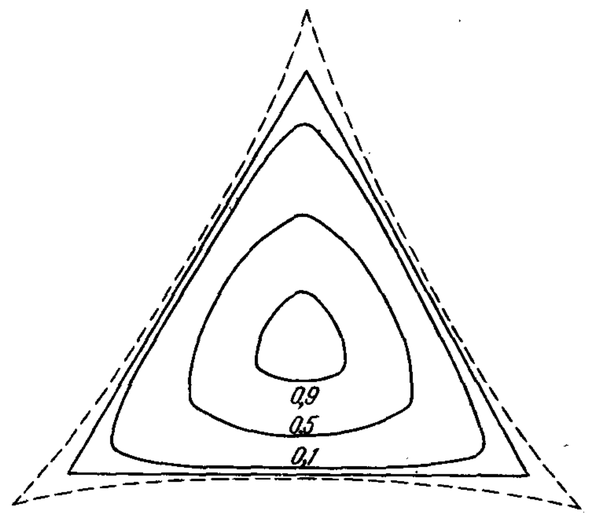


Рис. 4,54. Распределение скоростей в потоке жидкости, текущей через треугольное отверстие.

Цифры на кривых—величина отношения v/v_{max}.

Можно полагать, что «релаксационные методы», которые оказались плодотворными при исследовании нестационарных процессов теплопередачи в сложных системах, позволят в очень недалеком будущем разработать методы расчета формы сечения отверстия в матрице для шприцевания изделий даже с более сложной конфигурацией поперечного сечения. Этот расчет также был бы основан на определении профиля отверстия, для которого конфигурация линии $0{,}1\ u_{max}$ совпадала бы с профилем поперечного сечения шприцуемого изделия.

Для получения изделий с более точным профилем можно также воспользоваться головкой с удлиненными охлаждаемыми водой губками (пат. США 2365375).

Особенности технологии изготовления головок

Выше задача проектирования головки рассматривалась только с точки зрения закономерностей вязкого течения полимеров. Однако при проектировании головок следует также принять во внимание вопросы технологии изготовления, которые выходят за пределы проблем, рассматриваемых в этой книге, и скорее относятся к области общего машиностроения. В качестве примера конструктивных проблем, с которыми приходится сталкиваться при конструировании головок, можно привести деформацию отдельных частей головки, в особенности профилирующих губок, возникающую вследствие неравномерного термического расширения, влияние внутреннего давления, а также веса и прочности сопряженных деталей головки.

На целом ряде заводов, изготовляющих шприц-машины, до сих пор конфигурация поперечного сечения головки вначале определяется приблизительно на основе опытных данных, полученных при разработке подобных конструкций, а затем постепенно подгоняется до тех пор, пока не будет получено изделие нужной формы. Подгонка производится следующим образом. Головка устанавливается на шприц-машину и начинается шприцевание изделия. Образцы затвердевшего изделия тщательно измеряются. После этого те места губок, против которых изделие имеет слишком большую толщину, осаживаются керном и молотком прямо на работающей машине с тем, чтобы уменьшить толщину поперечного сечения. Хочется надеяться, что наступит день, когда течение пластических материалов будет настолько изучено, что этот варварский метод подгонки профилирующей матрицы будет навсегда заброшен.

Очередные задачи

В настоящее время наиболее насущной проблемой является создание простого и удобного метода расчета двумерных течений неньютоновских расплавов, учитывающего существование эластичности.

В качестве отправного пункта можно использовать уже упоминавшиеся релаксационные методы. Однако для того, чтобы можно было воспользоваться этим или каким-либо другим методом расчета, необходимо прежде всего располагать исчерпывающими реологическими характеристиками применяющихся в промышленности материалов, которые также важны, как и данные обычных физико-механических испытаний. Реологические характеристики

расплавов представляют интерес не только для конструкторов головок, но также и для конструкторов почти всех остальных видов оборудования, на котором производится переработка пластмасс в изделия.

При конструировании головок для прецизионного шприцевания сложных профильных изделий придется искать способ введения в методику расчета эффектов сжимаемости и разогрева в результате внутреннего трения, которые рассматривались Туром, Бирдом, Джи и другими. Отсутствие точных методов расчета затрудняет проектирование даже более простых головок. Так, существенным препятствием при проектировании листовальных головок для шприцевания термочувствительных материалов, в особенности непластифицированного поливинилхлорида, является недостаточная изученность проблемы возникновения мертвых зон. Проектируя головки с большим сопротивлением, работающие при высоких давлениях, необходимо учитывать при расчете увеличение вязкости расплава, вызванное повышением гидростатического давления.

Очевидно, что процесс конструирования головок становится все более и более сложной задачей. Если со временем конструирование головок для шприцевания сложных профилей будет основываться на научных методах расчета, то конструкторам придется основательно познакомиться с гидродинамикой вязких жидкостей и овладеть математическим аппаратом, который используется этой наукой.

Охлаждающее, отборочное и приемное обрудование

Расплавленный пластический материал, выходя из головки шприц-машины, может иметь любую форму поперечного сечения, любую температуру и соответственно обладать самой различной жесткостью. Охлаждающее, приемное и отборочное оборудование представляет собой совокупность механизмов и приспособлений, которые служат для охлаждения, поддержки, вытягивания, придания окончательной формы и закатывания шприцуемого изделия. Иначе говоря, эти механизмы так или иначе воздействуют на изделие с того момента, когда оно вышло из головки, и это воздействие продолжается до тех пор, пока обработка изделия не заканчивается полностью. Вследствие большого многообразия условий переработки эти механизмы компануются так, чтобы обеспечивать выполнение определенного комплекса требований, соответствующих особенностям шприцевания данного конкретного изделия. Однако некоторые элементы, входящие в такие технологические схемы, носят общий характер. Ниже будет приведено краткое описание наиболее широко использующихся механизмов.

Охлаждающие приспособления

Метод охлаждения шприцуемого изделия в значительной мере определяет свойства готового изделия. Ниже приводится краткое описание широко распространенных методов охлаждения термопластичных материалов и рассмотрены основные факторы, обеспечивающие получение изделий с однородными свойствами.

Охлаждение в баках и желобах. Часто охлаждение таких шприцованных изделий как трубы, кабель, пленка и различные

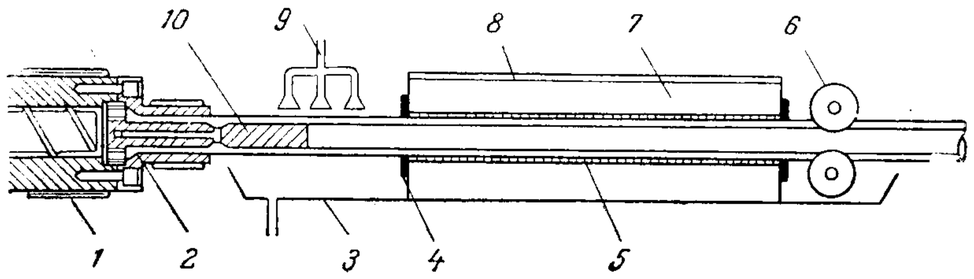


Рис. 4,55. Шприцевание труб:

1—корпус шприц-машины; *2*—головка; *3*—корпус ванны; *4*—прокладка; *5*—труба; *6*—тянущие ролики; *7*—охлаждающая водяная ванна; *8*—уровень воды; *9*—опрыскиватель; *10*—охлаждаемый дорн (система охлаждения не показана).

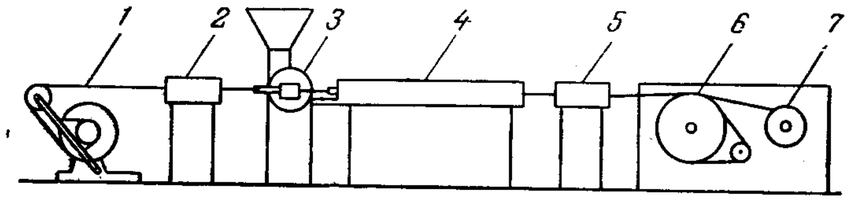


Рис. 4,56. Наложение изоляции на кабель:

1—отдающее устройство; *2*—предварительный подогрев кабеля; *3*—шприц-машина; *4*—охлаждающая ванна; *5*—испытание на пробой; *6*—кабестан; *7*—приемное устройство.

профили, производится в заполненной водой ванне или желобе (рис. 4,55; 4,56; 4,57). Чтобы обеспечить равномерное охлаждение шприцуемого изделия, необходимо создать интенсивную циркуляцию воды в ванне (или желобе) и установить приборы автоматического регулирования температуры. Циркуляция нужна для того, чтобы предотвратить возникновение в охлаждающей ванне перегретых областей, в которых отвод тепла прекращается. При неравномерном охлаждении, которое может быть вызвано недостаточной циркуляцией, происходит изменение как физико-механических характеристик, так и внешнего вида готового изделия.

Охлаждаемые металлические барабаны. Охлаждение пленок, слоистых изделий и листов часто производится на охлаждающих барабанах, как показано на рис. 4,58 и 4,59. Для того чтобы получить изделие с однородными свойствами, необходимо обеспе-

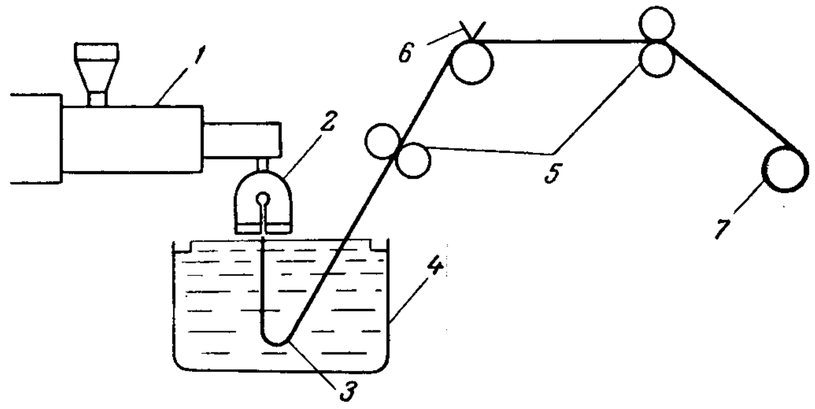


Рис. 4,57. Шприцевание плоской пленки:

1—шприц-машина; *2*—головка; *3*—направляющая; *4*—охлаждающая ванна; *5*—тянущие ролики; *6*—обрезка кромок; *7*—приемное устройство.

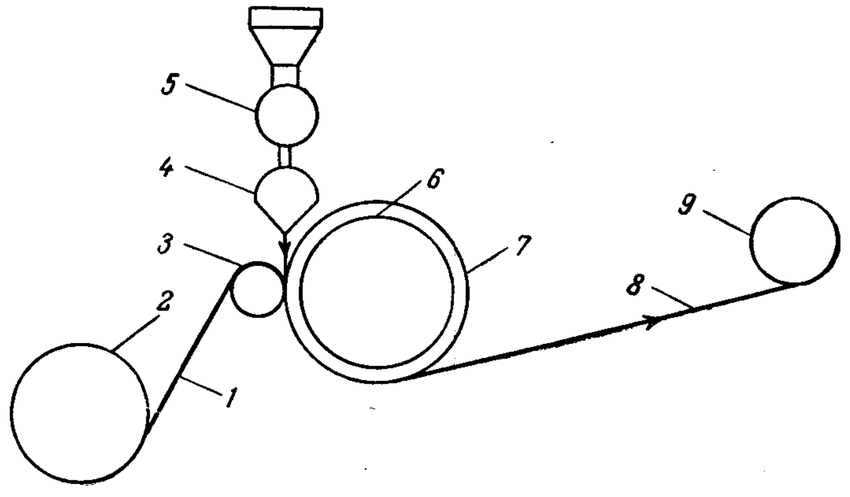


Рис. 4,58. Наложение слоя пластмассы на бумагу:

1—бумага; *2*—отдающее устройство; *3*—холостой прижимной ролик; *4*—головка; *5*—шприц-машина; *6*—рубашка; *7*—охлаждающий барабан (с приводом); *8*—бумага с покрытием; *9*—приемное устройство.

чить, так же как и в охлаждающих ваннах, хорошую циркуляцию воды и автоматическое регулирование температуры поверхности барабанов. Конструкция охлаждаемого барабана должна быть такой, чтобы большое количество охлаждающей воды одновременно соприкасалось с внутренней поверхностью барабана. При этом, для того чтобы обеспечить интенсивный отвод тепла,

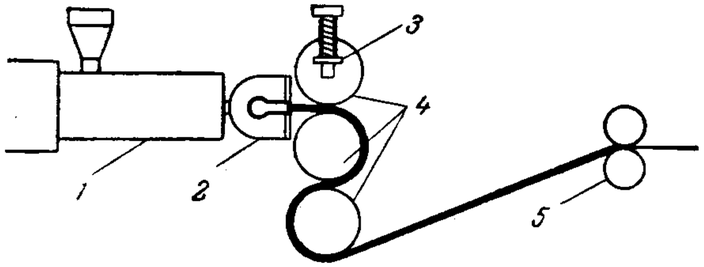


Рис. 4,59. Шприцевание листа:
1—шприц-машина; *2*—головка; *3*—механизм для регулирования усилия прижима валков; *4*—гладильные валки (снабжены системой для регулирования температуры); *5*—тянущие ролики.

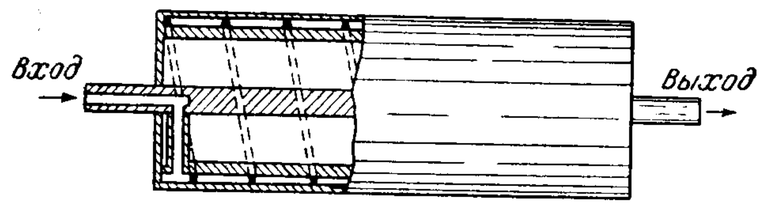


Рис. 4,60. Охлаждаемый барабан со спиральным каналом.

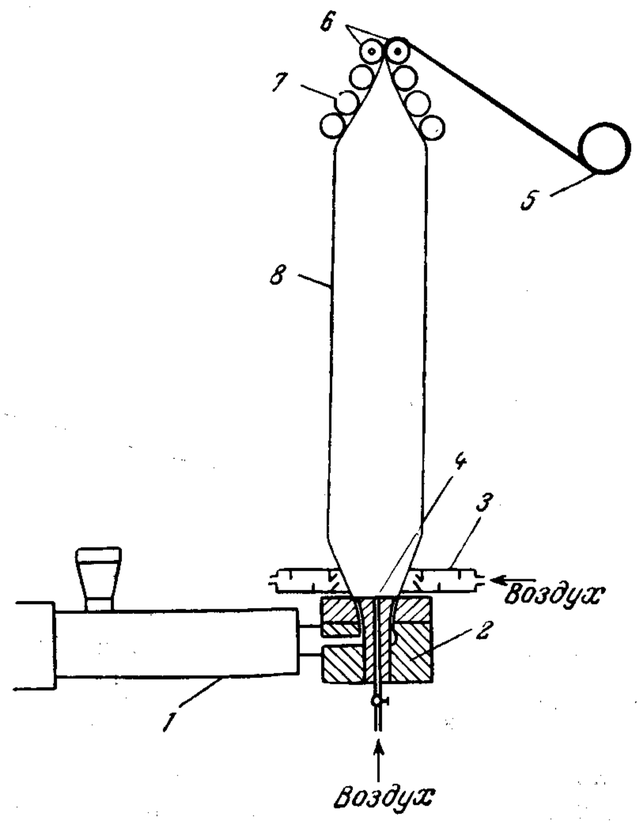


Рис. 4,61. Получение пленки методом пневморастяжения:
1—шприц-машина; *2*—головка; *3*—охлаждающее кольцо; *4*—дорн; *5*—закатывающие ролики *6*—тянущие ролики; *7*—направляющие ролики; *8*—раздутый рукав.

скорость воды в охлаждающих каналах должна быть достаточно велика. На рис. 4,60 изображен валок, при помощи которого осуществляется очень интенсивный отвод тепла. Валок состоит из тонкостенной наружной оболочки, внутри которой расположен прочный массивный цилиндр. На поверхности внутреннего цилиндра расположено винтовое ребро, которое поддерживает наружную оболочку и одновременно образует винтовой канал для прохода охлаждающей воды.

Воздушное охлаждение. Некоторые шприцованные изделия охлаждаются воздухом (рис. 4,61). В этом случае также надо добиваться равномерного охлаждения. Поэтому необходимо обеспечивать хорошую циркуляцию и регулирование температуры воздуха. При охлаждении пленки необходимо подавать большие количества воздуха при малой скорости истечения. Уменьшение скорости истечения воздуха позволяет избежать вибраций пленки, препятствующих ее равномерному охлаждению.

Отборочные устройства

Отборочные устройства определяют величину линейной скорости, с которой шприцуемое изделие отбирается от головки шприц-машины. Этим одновременно регулируется толщина или степень вытяжки шприцуемого изделия. Поэтому отборочные устройства должны снабжаться точной и чувствительной системой регулирования скорости приема. В некоторых случаях тянущие валки, ремни или кабестаны снабжаются также и охлаждающими приспособлениями. Однако их основное назначение заключается в управлении скоростью отбора шприцуемого изделия.

Тянущие ролики и ремни. Во многих отборочных устройствах шприцованное изделие вначале поступает в охлаждающую ванну и лишь после того, как его поверхность затвердевает, оно поступает на тянущие ролики (см. рис. 4,55, 4,57, 4,61). В таких установках тянущие ролики обычно покрывают резиной или каким-либо другим эластомером. Во многих случаях поверхность роликов имеет форму, соответствующую конфигурации шприцуемого изделия. Тянущее устройство может состоять из одной или нескольких пар роликов, которые прочно захватывают шприцуемое изделие и тянут его с заданной скоростью.

Во многих установках вместо резиновых роликов применяются тянущие ремни. Применение ремней позволяет значительно увеличить поверхность контакта между шприцуемым изделием и тянущим органом и благодаря этому уменьшить возможность проскальзывания. В том случае, если тянущие ролики устанавливаются непосредственно у головки, на них попадает еще не остывший материал. Ролики большей частью изготавливаются металли-

ческими с принудительным охлаждением, для того чтобы предотвратить прилипание шприцуемого изделия к поверхности роликов (см. рис. 4,58, 4,59). Такие ролики одновременно играют роль тянущего и охлаждающего устройства. Поверхность роликов может использоваться для окончательной отделки поверхности шприцуемого изделия. Если поверхность шприцованного изделия должна иметь хороший глянец, наружную поверхность валков следует очень тщательно отполировать. Напротив, если нужно получить изделие с матовой поверхностью, поверхность валков должна быть шероховатой. Для этого валки пескоструят, травят кислотой или просто протачивают.

Транспортеры. Для поддержки шприцованных изделий иногда применяются роликовые или ленточные транспортеры. Охлаждение изделий на транспортере может осуществляться воздухом или водяным туманом по всей длине транспортера.

Кабестаны. Кабестан представляет собой металлическое колесо большого диаметра, которое тянет изделие (обычно это кабель или волокно), обходящее один или большее число раз вокруг кабестана. На рис. 4,56 изображена типичная схема применения кабестана в агрегате для наложения изоляции на кабель. Для охлаждения изделия кабестан может быть погружен в воду.

Приемные механизмы

При изготовлении эластичных изделий, таких, как пленка, шланги, провода и некоторые трубы, применяются приемные механизмы. Эти механизмы обычно проектируются так, чтобы они обеспечивали постоянное натяжение шприцуемого изделия или постоянный момент на валу закаточного устройства. Схемы приспособлений, обеспечивающих постоянное натяжение, изображены на рис. 4,62. Приспособления, обеспечивающие закатку с постоянным вращающим моментом, изображены на рис. 4,63. Механизмы с постоянным натяжением применяются при изготовлении изделий, не подверженных вытяжке, таких, как бумага с покрытием или кабель, так как постоянное натяжение позволяет плотно накатывать большие прочные рулоны. При изготовлении пластичных пленок применяются механизмы с постоянным моментом или их модификации. В закаточных устройствах с постоянным моментом уменьшается эффект обжима наружными слоями сердечника бобины, который при большом диаметре бобины может привести к возникновению чрезмерно высоких давлений, разрушающих сердечник бобины. Закаточные механизмы с постоянным моментом позволяют наматывать рулон, наружный диаметр которого превышает диаметр сердечника не более чем в три раза. Причина заключается в том, что одновременно с увеличением

диаметра рулона натяжение пленки уменьшается и достигает такого значения, при котором наружные слои ложатся совершенно свободно.

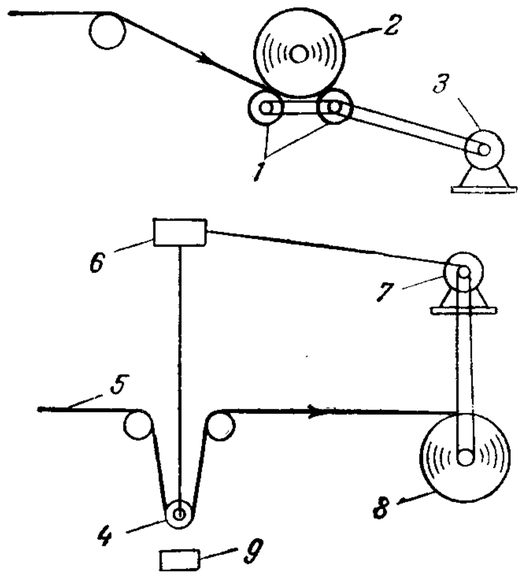


Рис. 4,62. Устройство постоянного натяжения:

1—ведущие ролики; *2*—бобина; *3*—электродвигатель; *4*—компенсатор; *5*—пленка; *6*—регулятор скорости двигателя; *7*—двигатель; *8*—приемная бобина; *9*—груз.

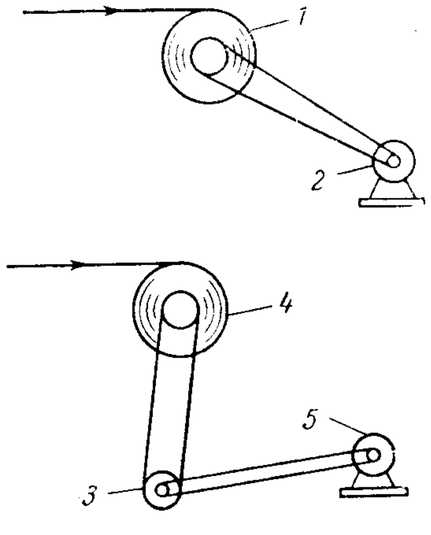


Рис. 4,63. Привод с постоянным моментом:

1—приемная бобина; *2*—двигатель с постоянным моментом; *3*—муфта постоянного момента; *4*—приемная бобина; *5*—электродвигатель.

Расчет процессов теплопередачи

При конструировании отборочных приспособлений необходимо уделять особое внимание тепловому расчету систем охлаждения, которые должны успевать отбирать у шприцуемого изделия излишнее тепло, причем скорость охлаждения изделия необходимо увязать с производительностью машины. В качестве охлаждающей среды обычно используются воздух, вода и охлаждаемые металлические поверхности.

Расчет мощности охлаждающих устройств приемного оборудования производится на основе уравнений теплопередачи, рассмотренных в главе II.

Примеры подобного расчета приводятся ниже.

Первый пример относится к расчету водяной ванны для охлаждения шприцуемой полиэтиленовой трубы. Второй пример относится к расчету системы охлаждения калибрующего металлического патрубка. В расчетных формулах использованы обозначения, принятые в главе II.

Расчет охлаждающей ванны. При шприцевании полиэтиленовых труб температура выходящей из ванны трубы должна быть такой, чтобы при свертывании трубы в бухту не происходило пластических деформаций трубы. Приводимый ниже расчет показывает, каким образом определяется длина охлаждающей ванны и расход охлаждающей воды. Цель расчета состоит в том, чтобы спроектировать охлаждающую ванну, по выходе из которой температура трубы не превысит 65 °С.

Технологические характеристики

Температура расплава, °С	165
Внутренний диаметр трубы, *см*	2,54
Толщина стенки трубы, *см*	0,334
Линейная скорость шприцевания, *м/мин*	4,24
Температура охлаждающей воды, °С	21

*Физические характеристики полиэтилена**

Теплоемкость, *ккал/кг·°С*	0,7
Коэффициент теплопроводности, *ккал/м·ч·°С*	0,223
Удельный вес, *г/см*^{3}	0,85
Коэффициент температуропроводности**, *м*^{2}*/ч*	$3{,}75 \cdot 10^{-5}$

* Средние значения физических характеристик обычного полиэтилена при вышеприведенных условиях переработки.
** Рассчитывается по уравнению (47), глава II.

Задача сводится по существу к расчету процесса теплопередачи в стенке трубы и процесса теплопередачи от стенки трубы к охлаждающей воде. Расчет значительно упрощается, если вместо теплопередачи через полый цилиндр рассматривать плоскую пластинку. Такой прием вполне оправдан только при расчете тонкостенных цилиндров. Хотя в данном случае труба не может рассматриваться как тонкостенный цилиндр, тем не менее ошибка, вносимая этим допущением, пренебрежимо мала.

Предполагается также, что теплоотдача от внутренней поверхности трубы к воздуху, находящемуся внутри трубы, пренебрежимо мала по сравнению с теплоотдачей от наружной поверхности к охлаждающей воде. Таким образом, задача сводится к расчету нестационарного процесса конвективной теплоотдачи от одной стороны плоской пластины, другая сторона которой находится в адиабатических условиях.

Рассмотрим пластинку, которая равномерно охлаждается с обеих поверхностей. Так как процесс охлаждения протекает совершенно аналогично относительно плоскости симметрии пластины, тепловой поток в ней полностью отсутствует. Поэтому плоскость симметрии такой пластины может рассматриваться как адиабатическая поверхность. Следовательно, рассматриваемая задача эквивалентна задаче теплопередачи в пластине, имеющей вдвое большую толщину, на обеих поверхностях которой происходит конвективный отвод тепла. Распределение температур по толщине в одной из половин этой новой пластины полностью идентично распределению температур в стенке трубы.

Решение этой задачи для случая нестационарного процесса теплопередачи было рассмотрено в главе II. Там же приведены диаграммы, пользуясь которыми, можно решить эту задачу графаналитическим методом. Однако прежде чем приступить к решению, необходимо еще раз проверить справедливость первоначальных допущений. Наиболее существенными с точки зрения данной задачи являются предположения о постоянстве коэффициента конвективной теплоотдачи h и о равномерном характере первоначального температурного поля в пластинке.

В данном случае, так как труба движется через охлаждающую ванну, коэффициент конвективной теплоотдачи изменяется, в то время как решения уравнений теплопередачи получены только для случая постоянного коэффициента теплоотдачи. Поэтому, для того чтобы можно было решать эту задачу, необходимо разделить трубу на несколько участков, предположив, что в пределах каждого участка коэффициент h постоянен. Однако при этом нельзя будет пользоваться существующими диаграммами, так как при их расчете исходили из предположения, что первоначальное температурное поле однородное. По мере остывания трубы распределение температур в стенке становится очень неравномерным. Поэтому наиболее разумно определить величину «эффективного» или среднего коэффициента теплоотдачи и подставить его в приведенные в главе II уравнения.

Теперь рассмотрим метод определения величины коэффициента теплоотдачи h. Так как труба движется через охлаждающую воду очень медленно и течение воды относительно трубы происходит почти без завихрений, можно принять, что процесс теплоотдачи осуществляется за счет свободной конвекции. Теплоотдача за счет свободной конвекции от поверхности горизонтальных цилиндров подробно рассматривалась в главе II. Было показано [см. уравнение (77), глава II], что определяющими параметрами в этом случае являются два безразмерных комплекса—критерий Прандтля и критерий Грасгофа. Оба эти критерия зависят от температуры. Обычно их принято вычислять при температуре T_m, которая определяется по уравнению:

$$T_m = T_s + {}^1/_2\Delta T \qquad (200)$$

где T_m—средняя температура слоя;
T_s—температура поверхности;
$\Delta = T_s - T_f$ (T_f—температура охлаждающей жидкости).

Общее уравнение [уравнение (77), гл. 2], определяющее величину коэффициента теплоотдачи во всех жидкостях, можно переписать применительно к воде следующим образом:

$$h = C\,(\Delta T/D)^{1/4} \qquad (201)$$

где h—коэффициент теплоотдачи, *ккал/м²·ч·°С*;
D—диаметр цилиндра, *м*;
$\Delta T=(T_s-T_f)$, °С.

Значения коэффициента C:

T, °С	27	38	49	60	71
C	92,8	114	127	139	148

Задавшись некоторым средним или эффективным значением температуры поверхности, можно подсчитать величину коэффициента теплоотдачи конвекцией по уравнению (201).

Пример. Примем среднее значение T_s=32 °С, температуру охлаждающей воды 21 °С, среднюю температуру слоя 27 °С. Тогда величина h будет равна:

$$h = C(\Delta T/D)^{1/4} = 92{,}8\,(11{,}1/0{,}032)^{1/4} = 400\ ккал/м^2\cdot ч\cdot °С$$

Теперь используем заданное значение максимальной температуры 65 °С. Максимального значения температура достигает на внутренней стенке трубы. Решение отыскиваем, используя диаграмму, изображенную на рис. 2,4, глава II.

Величина безразмерной температуры Y, определяющейся уравнением (55), глава II, вычисляется из следующего выражения:

$$Y = \frac{T-T_f}{T_i-T_f} = \frac{65-21{,}1}{166-21{,}1} = 0{,}308$$

Величина параметра N определяется уравнением (57), глава II:

$$N = \frac{ah}{k} = \frac{0{,}0335\cdot 400}{2{,}24} = 6{,}0$$

где a—толщина стенки трубы, *м*.

Величина безразмерного времени определяется по номограмме, приведенной на рис. 2,4. Его значение равно 0,80. Отсюда можно рассчитать необходимое время пребывания в охлаждающей ванне:

$$\Theta = \frac{a^2\varphi}{\alpha} = \frac{(0{,}0335)^2(0{,}80)}{0{,}0374} = 0{,}0240\ ч.$$

Зная, что труба движется через ванну со скоростью 4,27 *м/мин*, можно определить длину ванны, при которой обеспечивается нужное время пребывания материала в охлаждающей среде:

$$L = 0{,}0240\cdot 60\cdot 4{,}27 = 6{,}15\ м$$

Аналогичные расчеты производились и при других исходных значениях температуры на поверхности трубы. Результаты этих расчетов сведены в табл. 7.

Таблица 7

Значения длин охлаждающей ванны, соответствующие различной температуре изделия

T_s, °С	T_f, °С	T_m, °С	ΔT, °С	h, *ккал/м²·ч·°С*	Θ, *ч*	L, *м*
32	21	27	11	400	0,0240	6,15
54	21	38	33	645	0,0204	5,2
77	21	49	56	815	0,0195	5,0
99	21	60	78	970	0,0186	4,75
—	—	—	—	∞	0,0156	4,0

Следующий этап состоит в выборе величины температуры, которую может иметь внутренняя поверхность трубы на выходе из охлаждающей ванны.

Пример. Если принять, что эффективная температура поверхности равна 32 °С, то коэффициент теплоотдачи h равняется 400 *ккал/ч·м²·°С*. При этом температура внутренней поверхности трубы, выходящей из охлаждающей ванны длиной 6 *м*, будет равна 71 °С.

Пользуясь номограммой, изображенной на рис. 2,3, можно определить температуру наружной поверхности:

$$\varphi = \frac{\alpha\Theta}{a^2} = \frac{(0{,}024)\,0{,}0374}{(0{,}0335)^2} = 0{,}80$$

$$N = \frac{ah}{k} = \frac{0{,}0335\cdot 400}{2{,}24} = 6{,}0$$

Значение Y, определенное по этой номограмме, равно 0,07. При этом температура на поверхности трубы составит

$$T_s = (0{,}07)\,(165-21) + 21 = 31\ °С$$

Аналогичные расчеты были сделаны для промежуточных положений, соответствующих меньшей продолжительности пребывания трубы в охлаждающей ванне. Результаты этих расчетов представлены на рис. 4,64. Из графика видно, что вначале температура поверхности трубы очень быстро уменьшается (от первоначального значения 165°), а затем на последних 3 *м* среднее значение температуры лишь не намного выше, чем принятая величина 32 °С.

В первой половине ванны средняя температура стенки сильно превышает заданное значение. Все это приводит к тому, что величина h оказывается больше 400 *ккал/ч·м²·°С* и минимально необходимая длина может быть несколько меньше 6,0 *м*.

В приведенном выше расчете предполагалось, что температура охлаждающей воды 21 °С. В действительности температура воды несколько повышается за счет отобранного у трубы тепла. Одновременно несколько уменьшается интенсивность охлаждения.

Поэтому целесообразно использовать охлаждающую ванну длиной 6 *м*.

Из рис. 4,64 можно видеть, что температура внутренней поверхности трубы изменяется по длине ванны.

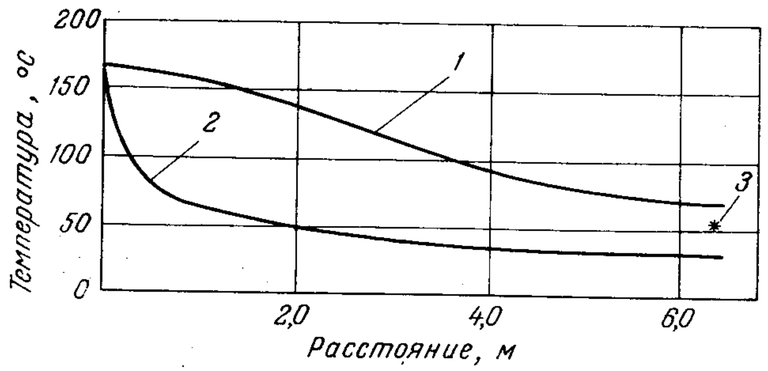


Рис. 4,64. Изменение температуры трубы по длине охлаждающей ванны:
1—температура внутренней поверхности; *2*—температура наружной поверхности; *3*—средняя температура стенки.

Следует отметить, что уменьшение температуры внутренней поверхности происходит гораздо медленнее, так как в этом случае, прежде чем тепло воспринимается охлаждающей водой, оно должно пройти через стенку трубы.

Последний этап расчета охлаждающей ванны состоит в определении расхода охлаждающей воды.

Пример. Вода поступает в ванну при 21 °С. Принимая, что допустимое увеличение температуры воды равно 5,5 °С, определим величину расхода.

Прежде всего, зная размеры трубы, ее линейную скорость и удельный вес полиэтилена, определим весовую производительность машины. Она составляет 2,82 *кг/мин*. Полиэтилен входит в ванну при температуре 166 °С. Пусть $\overline{T}$— средняя температура материала трубы на выходе из ванны [см. уравнение (62), глава II]. Тогда интенсивность теплоотвода от трубы к воде определяется выражением:

$$\Delta H = 2,82 \cdot 0,7 (166 - \overline{T}) \qquad (202)$$

где ΔH—*ккал/мин*.

Пусть Q обозначает объемный расход охлаждающей воды в *л/мин*, а плотность воды равна 1 *г/см*^{3}; тогда уносимое охлаждающей водой тепло определяется уравнением

$$\Delta H = Q \cdot 1 \cdot 1 \cdot 5,5 \qquad (203)$$

Комбинируя уравнения (202) и (203) и разрешая их относительно Q, получим

$$Q = 0,365 (166 - \overline{T}) \qquad (204)$$

Для определения средней температуры материала используется метод, изложенный в главе II. Для этого уравнение (65), глава II, переписывается в форме:

$$\overline{Y} = He^{-M2\Phi} \qquad (205)$$

где

$$\overline{Y} = \frac{\overline{T} - T_f}{T_i - T_f} \qquad (206)$$

H и M зависят только от N и определяются по номограмме, изображенной на рис. 2,5, гл. 2.

Рассчитанные выше величины N и φ имеют значения:

$$\Phi = 0,80 \qquad N = 6,0$$

Значения H и M, определенные по рис. 25, равны:

$$H = 0,98 \qquad M = 1,4$$

Подставляя их в уравнение (205), получим:

$$\overline{Y} = (0,98)e^{-(1,4)^2(0,80)} = 0,204$$

Средняя температура материала, рассчитанная по уравнению (206), равна:

$$\overline{T} = 0,204(166\,^\circ\text{C} - 21\,^\circ\text{C}) + 21\,^\circ\text{C} = 51^\circ\,\text{C}$$

Расход охлаждающей воды, определяемый по уравнению (204), равен:

$$Q = 0,365\,(166\,^\circ\text{C} - 51\,^\circ\text{C}) = 42\ л/мин$$

Охлаждение соприкосновением с холодной металлической поверхностью. Существуют разновидности процесса шприцевания полиэтиленовых труб, в которых для «замораживания» тонкого наружного слоя расплава применяется охлаждаемое металлическое кольцо. «Замороженная» таким образом труба не деформируется при движении через охлаждающую ванну. Приведенный ниже пример показывает, как рассчитывается длина охлаждающего кольца, необходимая для получения на поверхности трубы слоя толщиной 0,39 *мм*, охлажденного до температуры 93 °С. Режим шприцевания и физические свойства полиэтилена остаются такими же, как и в предыдущем примере.

При расчете металлического кольца принимаем, что сопротивление тепловому потоку от поверхности трубы к поверхности кольца пренебрежимо мало. Это предположение эквивалентно допущению о существовании бесконечно большого коэффициента теплопередачи. Иначе говоря, предполагается, что поверхность трубы мгновенно принимает температуру поверхности кольца, с которой она соприкасается. Можно считать, что это условие выполняется только в том случае, если две поверхности плотно соприкасаются друг с другом. Если же между ними образуется хотя бы тонкая прослойка воздуха, то существованием теплового сопротивления уже нельзя пренебречь.

Очевидно, что необходимое для охлаждения безразмерное время Φ должно быть невелико. Так как величина параметра N для

данного случая бесконечно велика, получить такое решение, пользуясь обычной номограммой Генри—Лурье, практически невозможно. Более того, приближенное решение, при котором учитывается только первый член разложения [уравнение (60), глава II] уже нельзя считать обоснованным. Решение следует искать, пользуясь номограммой, изображенной на рис. 4,65, которая построена специально для случая $N=\infty$ и для очень малых значений Ф. Параметр (x/a) представляет собой безразмерную координату, определяющую положение точки в сечении пластинки.

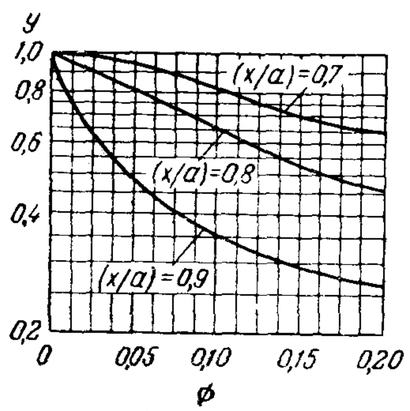


Рис. 4,65. Номограмма значений Y от Ф при условии, что сопротивлением поверхности можно пренебречь.

Расчет производится следующим образом:

$$(x/a) = \frac{3{,}00}{3{,}38} = 0{,}89$$

$$\overline{Y} = \frac{\overline{T} - T_f}{T_i - T_f} = \frac{93^\circ - 21^\circ}{166^\circ - 21^\circ} = 0{,}50$$

Из рис. 4,65 определяем Ф, которое оказывается приблизительно равным 0,04. Время охлаждения определяется следующим образом:

$$\Theta = \frac{a^2\Phi}{\alpha} = \frac{(0{,}0335)^2 \cdot 0{,}04}{0{,}0374} = 0{,}00122 \ ч$$

Необходимая длина кольца:

$$L = (4{,}27)\,(60)\,(0{,}0012) = 31 \ см$$

ПРИЛОЖЕНИЕ А

ТЕКУЧЕСТЬ И МЕТОД РАСЧЕТА ПОПРАВОК НА ВЕЛИЧИНУ СРЕДНЕЙ ТЕКУЧЕСТИ ДЛЯ КРУГЛЫХ ОТВЕРСТИЙ И ПЛОСКИХ ЩЕЛЕЙ

Дано: расплав подчиняется степенному закону течения, т. е. истинный градиент скорости и напряжения сдвига в любой точке связаны выражением:

$$-\frac{dv}{dr} = k\tau^\nu \qquad \text{(A1)}$$

Реологические параметры k' и k'' определяются из условий:

$$\frac{4q}{\pi R^3} = k'\left(\frac{pR}{2L}\right)^\nu \text{— для цилиндрических насадок} \qquad \text{(A2)}$$

и

$$\frac{6q}{wh^2} = k''\left(\frac{ph}{2L}\right)^\nu \text{ — для тонких щелей} \qquad \text{(A3)}$$

В цилиндрических насадках

$$v(R) = 0$$

Интегрируя уравнение (A1) по r и определяя постоянную интегрирования из условия $v(R)=0$, получим уравнение, описывающее распределение скоростей для цилиндрических насадок:

$$v = \frac{kp^\nu(R^{\nu+1} - r^{\nu+1})}{2^\nu L^\nu(\nu+1)} \qquad \text{(A4)}$$

$$q = \int_0^R 2\pi r v\, dr \qquad \text{(A5)}$$

$$q = \frac{\pi k p^\nu R^{\nu+3}}{2(\nu+3)L^\nu} \qquad \text{(A6)}$$

Разрешаем уравнение (A6) относительно члена

$$\frac{kp^\nu R^\nu}{2^\nu L^\nu} = k\left(\frac{pR}{2L}\right)^\nu \qquad \text{(A7)}$$

Подставляем результат в правую часть уравнения (A1)

$$-\left(\frac{dv}{dr}\right)_R = k\left(\frac{pR}{2L}\right)^\nu = \frac{(\nu+3)q}{\pi R^3} \qquad \text{(A8)}$$

Но по определению из уравнения (A2)

$$k'\left(\frac{pR}{2L}\right)^\nu = \frac{4q}{\pi R^3}$$

Следовательно

$$k = \frac{(\nu+3)k'}{4} \quad \text{и} \quad k' = \frac{4k}{\nu+3} \qquad \text{(A9)}$$

Аналогично для тонких щелей

$$v = 0 \quad \text{при} \quad r = h/2 \qquad \text{(A10)}$$

$$v = k\,\frac{p^\nu}{L^\nu(\nu+1)}\left(\frac{h^{\nu+1}}{2^{\nu+1}} - r^{\nu+1}\right) \qquad \text{(A11)}$$

и

$$q = 2\int_0^{h/2} wvdr \qquad \text{(A12)}$$

$$q = k\frac{wh^{\nu+2}p^{\nu}}{2^{\nu+1}(\nu+2)L^{\nu}} \qquad \text{(A13)}$$

Градиент скорости у стенки равен:

$$-\left.\frac{dv}{dr}\right|_{r=h/2} = k\left(\frac{ph}{2L}\right)^{\nu} = \frac{2(\nu+2)q}{wh^2} \qquad \text{(A14)}$$

Отметим, что при $\nu=1$

$$-\left.\frac{dv}{dr}\right|_{r=h/2} = \frac{6q}{wh^2} \qquad \text{(A15)}$$

По определению из уравнения (A3)

$$k''\left(\frac{ph}{2L}\right)^{\nu} = \frac{6q}{wh^2}$$

Следовательно

$$k = \frac{(\nu+2)k''}{3} \quad \text{и} \quad k'' = \frac{3k}{\nu+2} \qquad \text{(A16)}$$

Приравнивая k в уравнении (16) величине k в уравнении (9), можно найти k'':

$$k'' = \frac{3(\nu+3)k'}{4(\nu+2)}$$

ПРИЛОЖЕНИЕ В

ВЫВОД ТОЧНОГО УРАВНЕНИЯ ТЕЧЕНИЯ НЬЮТОНОВСКОЙ ЖИДКОСТИ ЧЕРЕЗ КОЛЬЦЕВОЙ КАНАЛ

Дано: внутренний радиус канала R_i, наружный радиус канала R_o; радиус тонкого элементарного кольца r; толщина элементарного кольца dr, при переходе от одной поверхности к другой напряжение сдвига увеличивается на $d\tau$. На элементарное кольцо действуют следующие силы: дифференциал давлений dp в направлении потока (ось l); напряжение сдвига τ, приложенное к внутренней поверхности кольца и действующее в направлении потока; напряжение сдвига $\tau+d\tau$, приложенное к внешней поверхности кольца и действующее в направлении, противоположном направлению потока.

Уравнение равновесия для сил, параллельных оси l, имеет вид:

$$-2\pi rdpdr - 2\pi rdl\tau + 2\pi dl(r+dr)(\tau+d\tau) = 0 \qquad \text{(B1)}$$

$$-rdpdr - rdl\tau + rdl\tau + rdld\tau + dl\tau dr + dldrd\tau = 0 \qquad \text{(B2)}$$

Пренебрегаем членами второго порядка малости вида $d\tau dr$. Тогда имеем:

$$-rdpdr + rdld\tau + dl\tau dr = 0 \qquad \text{(B3)}$$

Для течения ньютоновских жидкостей:

$$\tau = -\mu\frac{dv}{ar} \qquad \text{(B4)}$$

$$d\tau = -\mu\frac{d^2v}{dr^2}dr \qquad \text{(B5)}$$

$$-dprdr - \mu dlr\frac{d^2v}{dr^2}dr - \mu dl\frac{dv}{dr}dr = 0 \qquad \text{(B6)}$$

$$\frac{d^2v}{dr^2} + \frac{1}{r}\cdot\frac{dv}{dr} = -\frac{dp}{\mu dl} \qquad \text{(B7)}$$

Обозначим $dv/dr=v'$; тогда уравнение (B7) принимает вид:

$$\frac{dv'}{dr} + \frac{v'}{r} = -\frac{dp}{\mu dl} \qquad \text{(B8)}$$

Уравнение (B8)—это линейное дифференциальное уравнение первого порядка, интегрирующим множителем для которого является величина $\bar{e}^{\int dr/r}$. Поскольку $\bar{e}^{\int dr/r} = 1/r$, то следовательно

$$v' = \frac{1}{r}\int -\frac{dpr}{\mu dl}dr + \frac{C_1}{r} = \frac{dv}{dr} \qquad \text{(B9)}$$

$$v = -\frac{dpr^2}{4\mu dl} + C_1\ln r + C_2 \qquad \text{(B10)}$$

Уравнение (B10)—это общее уравнение, описывающее распределение скоростей в цилиндрических отверстиях. Если подставить граничные условия: $R_i=0$, $R_o=R$, $\left|\frac{dv}{dr}\right|_{r=o}=0$, то получим хорошо знакомое уравнение Пуазейля.

При течении через кольцевой канал граничные условия имеют вид:

$$v(R_0) = 0 \qquad \text{(B11)} \qquad 0 = -\frac{dpR_0^2}{4\mu dl} + C_1\ln R_0 + C_2 \qquad \text{(B13)}$$

и

$$v(R_i) = 0 \qquad \text{(B12)} \qquad 0 = -\frac{dpR_i^2}{4\mu dl} + C_1\ln R_i + C_2 \qquad \text{(B14)}$$

Вычитая уравнение (B13) из уравнения (B14), получим:

$$-\frac{dp}{4\mu dl}(R_0^2 - R_i^2) + C_1 \ln\frac{R_0}{R_i} = 0 \qquad \text{(B15)}$$

и

$$C_1 = \frac{dp(R_0^2 - R_i^2)}{4\mu dl \ln\dfrac{R_0}{R_i}} \qquad \text{(B16)}$$

Подставляя уравнение (B16) в уравнение (B13), получим:

$$C_2 = \frac{dp}{4\mu dl}\left[R_0^2 - \frac{(R_0^2 - R_i^2)\ln R_0}{\ln\dfrac{R_0}{R_i}}\right] \qquad \text{(B17)}$$

Подставляя уравнения (B16) и (B17) в уравнение (B10), получим уравнение для поля скоростей:

$$v = \frac{dp}{4\mu dl}\left[R_0^2 - r^2 + \frac{(R_0^2 - R_i^2)\ln\dfrac{r}{R_0}}{\ln\dfrac{R_0}{R_i}}\right] \qquad \text{(B18)}$$

Расход определится из выражения:

$$q = \int_{R_i}^{R_0} 2\pi r v dr \qquad \text{(B19)}$$

$$q = \frac{\pi dp}{2\mu dl}\int_{R_i}^{R_0}\left\{R_0^2 r - r^3 + \left[\frac{(R_0^2 - R_i^2)}{\ln\dfrac{R_0}{R_i}}\right] r\ln\frac{r}{R_0}\right\} dr \qquad \text{(B20)}$$

Вычислим вначале последний член:

$$\int_{R_i}^{R_0} r\ln\frac{r}{R_0}dr = \frac{r^2}{2}\ln\frac{r}{R_0} - \frac{r^2}{4}\Bigg|_{R_i}^{R_0} = \frac{R_i^2}{2}\ln\frac{R_0}{R_i} - \frac{R_0^2 - R_i^2}{4} \qquad \text{(B21)}$$

Вычислив остальные интегралы и сложив их, получим:

$$q = \frac{\pi dp}{8\mu dl}\left[R_0^4 - R_i^4 - \frac{(R_0^2 - R_i^2)^2}{\ln\dfrac{R_0}{R_i}}\right] \qquad \text{(B22)}$$

Отметим, что

$$q \to \frac{\pi dp R_0^4}{8\mu dl} \quad \text{при} \quad R_i \to 0$$

Полученное выражение можно сопоставить с приближенным уравнением (171):

$$q = \pi\frac{(R_0 + R_i)(R_0 - R_i)^3 dp}{12\mu dl} \qquad \text{(171)}$$

$$q = \frac{\pi dp}{8\mu dl}\left[{}^2/_3 (R_0 + R_i)(R_0 - R_i)^3\right]$$

Пусть $\beta = R_o/R_i$; тогда уравнения (B22) и (171) принимают вид:

$$q = \frac{\pi dp R_i^4}{8\mu dl}\left[\beta^4 - 1 - \frac{(\beta^2 - 1)^2}{\ln\beta}\right] \qquad \text{(B23)}$$

и

$$q = \frac{\pi dp R_i^4}{8\mu dl}\left[{}^2/_3 (\beta + 1)(\beta - 1)^3\right] \qquad \text{(B24)}$$

В табл. 8 приведены точные и приближенные значения члена, стоящего в скобках $[{}^2/_3(\beta+1)(\beta-1)^3]$, вычисленные для различных β.

Таблица 8

Значения функции $^2/_3 (\beta + 1)(\beta - 1)^3$

β	Точное значение	Приближенное значение	Относительная ошибка, %
1,1	0,001400	0,001400	—
1,2	0,011731	0,011733	—
1,5	0,2089	0,2083	—0,2
2,0	2,016	2,0000	—0,8
3,0	21,745	21,333	—1,9
5,0	266,11	256,00	—3,8
10,0	5742,5	5346,0	—6,9

ПРИЛОЖЕНИЕ С

ВЫНУЖДЕННЫЙ ПОТОК В КАБЕЛЬНЫХ ГОЛОВКАХ

Дано: провод радиуса R_i, расположенный концентрично с отверстием большого радиуса R_o, двигаясь со скоростью v_ω *см/сек*, несет на своей поверхности расплав. Перепад давлений в отверстии отсутствует, но расплав полностью заполняет кольцевую

щель. Если R_o мало отличается от R_i, то кольцевую щель можно рассматривать как две параллельные пластины, ширина которых равна длине средней окружности $\pi(R_o+R_i)$, а расстояние между ними R_o-R_i. В этом случае величина расхода вынужденного потока (ньютоновской жидкости) через зазор между такими пластинами определяется выражением:

$$q = \frac{\pi v_w R_i^2(\beta^2-1)}{2} \tag{C1}$$

где

$$\beta = R_0/R_i$$

Если R_o существенно превышает R_i ($\beta \neq 1$), то расчет по формуле (C1) приводит к большим ошибкам. Ниже приводится вывод формулы, применимой для этого случая.

1. **Ньютоновская жидкость.** Для того чтобы вызвать вынужденное течение жидкости, необходимо приложить к проводу силу T. Эта сила распределится по поверхности сдвига площадью $2\pi R_i L$. На любом расстоянии r этой поверхности соответствует поверхность сдвига с площадью $2\pi rL$. Поскольку слой, ограниченный цилиндрическими поверхностями R_i и r, находится в равновесии, сумма напряжений сдвига, действующих на поверхности с радиусом r, также должна равняться T. Поэтому

$$\tau = \frac{T}{2\pi rL} \tag{C2}$$

$$-\frac{dv}{dr} = \frac{\tau}{\mu} = \frac{T}{2\pi\mu rL} \tag{C3}$$

$$v = -\frac{T}{2\pi\mu L}\ln r + C_1 \tag{C4}$$

При $r=R_o$ величина $v=0$; при $r=R_i$ величина $v=v_w$.

$$0 = -\frac{T}{2\pi\mu L}\ln R_0 + C_1 \tag{C5}$$

$$C_1 = \frac{T\ln R_0}{2\pi\mu L} \tag{C6}$$

$$v_w = \frac{T(\ln R_0 - \ln R_i)}{2\pi\mu L} = \frac{T\ln R_0/R_i}{2\pi\mu L} \tag{C7}$$

$$v_w = \frac{T\ln\beta}{2\pi\mu L} \tag{C8}$$

$$T = \frac{2\pi\mu L v_w}{\ln\beta} \tag{C9}$$

$$v = \frac{-v_w\ln r}{\ln\beta} + \frac{v_w\ln R_0}{\ln\beta} = \frac{v_w\ln\left(\frac{R_0}{r}\right)}{\ln\beta} \tag{C10}$$

$$q_d = \int_{R_i}^{R_0} 2\pi r v\,dr \tag{C11}$$

$$q_d = \frac{2\pi v_w}{\ln\beta}\int_{R_i}^{R_0}\left(r\ln\frac{R_0}{r}\right)dr \tag{C12}$$

$$q_d = \pi v_w R_i^2\left(\frac{\beta^2-1}{2\ln\beta} - 1\right) \tag{C13}$$

Сопоставляя выражение, заключенное в скобки, с соответствующим ему членом $(\beta^2-1)/2$ в уравнении (C1), можно вычислить величину ошибки. В табл. 9 приведены значения ошибки в зависимости от величины β.

Таблица 9

Значения функции $\frac{\beta^2-1}{2\ln\beta}-1$

β	Точное значение	Приближенное значение	Относительная ошибка %
1,1	0,1017	0,1050	+ 3,2
1,2	0,2067	0,2200	+ 6,4
1,5	0,5414	0,6250	+15,4
2,0	1,1640	1,5000	+23,3

2. **Расплав, подчиняющийся степенному закону течения.** Уравнение равновесия сил остается таким же, как и в случае ньютоновской жидкости. Уравнение (C3) принимает вид:

$$-\frac{dv}{dr} = k\left(\frac{T}{2\pi L}\right)^{\nu} r^{-\nu} \tag{C14}$$

Используя те же самые граничные условия, получим следующее уравнение для поля скоростей при $\nu \neq 1$

$$v = \frac{v_w(R_0^{1-\nu} - r^{1-\nu})}{(R_0)^{1-\nu} - (R_i)^{1-\nu}} \tag{C15}$$

Подставляя уравнение (C15) в уравнение (11) и интегрируя его, получим (для $\nu \neq 1$ и $\nu \neq 3$):

$$q_d = \frac{\pi v_w R_i^2 [(1-\nu)\beta^{3-\nu} - (3-\nu)\beta^{1-\nu} + 2]}{(3-\nu)(\beta^{1-\nu}-1)} \qquad \text{(C16)}$$

Для того чтобы определить v и q при $\nu=3$, можно воспользоваться тем же самым методом. Следует также иметь в виду, что напряжение сдвига в любой точке определяется уравнениями (C2) и (C9):

$$\tau = \frac{\mu_a v_w}{r \ln \beta} \qquad \text{(C17)}$$

Соответствующее значение градиента скорости определяется выражением:

$$-\frac{dv}{dr} = \frac{v_w}{r \ln \beta} \qquad \text{(C18)}$$

Градиент скорости и напряжение сдвига максимальны при $r=R_i$.

УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

Величины, входящие в уравнения, которые описывают процесс шприцевания, могут быть выражены в любой системе единиц. Единственное ограничение состоит в том, что скорость вращения червяка должна быть выражена числом оборотов в единицу времени. Другие способы ее определения, например градусы или радианы, отнесенные к единице времени, недопустимы.

a—отношение расходов противотока и вынужденного потока, направленных параллельно оси z (чтобы отношение было положительно, оно берется с обратным знаком);

b—ширина канала, определенная в направлении, параллельном оси l (осевая ширина канала);

b—константа, в уравнении, описывающем зависимость вязкости от температуры, $°K^{-1}$;

C—константа, входящая в степенное уравнение Джи—Лайона (см. также k, k', k'');

c_p—удельная теплоемкость при постоянном давлении (для большинства полимеров можно считать c_p и c_v одинаковыми);

c—отношение расхода обратного потока в циркуляционном течении к нормальной составляющей вынужденного потока, параллельной оси x (подобно коэффициенту a это отношение берется с обратным знаком);

D—внутренний диаметр корпуса или, если величина зазора между гребнем стенки и стенкой корпуса пренебрежимо мала, наружный диаметр червяка;

DR—степень вытяжки;

e—осевая ширина гребня стенки канала;

F_d—безразмерный коэффициент формы для расхода вынужденного потока, который при полностью заполненном канале червяка определяется по уравнению (7), при частично заполненном—по уравнению (50);

F_p—безразмерный коэффициент формы для расхода противотока, который определяется по уравнению (10);

F_{cd}—безразмерный коэффициент кривизны канала для вынужденного потока; определяется по уравнению (53);

$F_{\mu d}$—безразмерный поправочный коэффициент, учитывающий влияние на вынужденный поток переменной вязкости; определяется по уравнению (47);

$F_{\mu p}$—безразмерный поправочный коэффициент, учитывающий влияние на противоток переменной вязкости; определяется по уравнению (48);

$F'_d = F_d F_{\mu d} F_{cd}$;

$F'_p = F_p F_{\mu p}$;

f—коэффициент заполнения канала материалом;

f—коэффициент трения;

h—разность между внутренним радиусом корпуса и радиусом сердечника червяка. В случае если величина зазора между стенкой корпуса и гребнем червяка пренебрежимо мала, h—это глубина канала;

h—ширина щели листовальной головки;

J—отношение ширины гребня стенки канала к глубине канала червяка;

k—коэффициент сопротивления головки, определяющийся из уравнения (98), (длина)^3;

L—осевая длина червяка;

l—расстояние, которое замеряется вдоль вспомогательной оси l. За положительное направление выбирается направление к головке. Эта координата связана с координатой z соотношением $l = z \sin\varphi$;

M—константа адиабатического режима;

N—скорость вращения червяка, обороты в единицу времени;

n—число заходов червяка;

n—отношение эффективной длины к радиусу диафрагмы, фактическая длина которой равна нулю;

p—давление;

q—объемный расход;

q_w—массовый расход ($q_w=\rho q$);
R—радиус;
R—безразмерное отношение вязкости расплава на входе в червяк к вязкости расплава в головке;
r—расстояние в радиальном направлении;
s—ширина гребня стенки канала червяка, замеренная в нормальном сечении канала;
t—шаг винтового канала червяка ($t=\pi D tg\varphi$);
t—температура;
t—толщина;
T—абсолютная температура;
U—скорость движения корпуса относительно червяка;
UI—индекс равномерности;
V—объем или удельный объем жидкости;
v—скорость;
w—ширина паза листовальной головки (определяется в направлении, перпендикулярном скорости потока);
w—ширина винтового канала, замеренная в направлении, перпендикулярном стенкам канала, то есть параллельно оси x [см. уравнения (14)—(16)];
x—расстояние, замеренное вдоль оси x;
y—расстояние, замеренное вдоль оси y;
Z—мощность;
z—расстояние, замеренное вдоль оси винтового канала z;
α—константа вынужденного потока, определяемая уравнением (23), (длина)^3;
α—константа щелевой головки, определяемая уравнением (180);
β—константа противотока, определяемая уравнением (24), (длина^4);
$\beta=\frac{R_o}{R_i}$ для трубных и кабельных головок;
γ—скорость сдвига, время$^{-1}$;
γ—отношение вязкости расплава у стенки корпуса к вязкости на дне канала;
δ—радиальный зазор между гребнем стенки канала червяка и корпусом;
ε—постоянная мощности червяка, определяемая из уравнения (128);
Θ—угол движения твердых частиц материала в зоне питания;
Θ—время;
k—реологический параметр, рассчитанный по фактическому значению скорости сдвига;
k'—реологический параметр, рассчитанный по эффективной скорости сдвига;

k''—реологический параметр, используемый в случае канала щелевой головки;
λ—скрытая теплота плавления;
μ—вязкость;
μ_a—эффективная вязкость;
ν—показатель степени в степенном законе;
ρ—плотность;
τ—напряжение сдвига;
φ—угол подъема винтового канала, замеренный на наружном диаметре червяка ($\varphi=$arctg $t/\pi D$);
ψ—функция диссипации энергии вязкого течения.

Индексы:
b—корпус;
c—круговой;
D—мундштук;
d—вынужденный поток;
i—вход;
i—внутренний;
L—зазор между червяком и корпусом;
m—средний;
o—наружный;
p—противоток;
s—червяк;
w—массовый расход;
w—пристенный;
x,y,z—направленный, вдоль соответствующей оси.

ЛИТЕРАТУРА

1. Anonymous, General Purpose Extrusion-Molding Machine, Brit. Plastics, **29**, 442 (1956).
2. Anonymous, New Machine with Screw Preplasticizer, Modern Plastics, **29**, № 12, 115 (1951).
3. Atkinson T. E., Owen D. G., Some Aspects of the Screw Extrusion of Thermoplastics, Trans. Plastics Inst. (London), **21**, 40 (1953).
4. Bagley E. B., End. Correction in the Capillary Flow of Polyethylene, J. Appl. Phys., **28**, 624 (1957).
5. Baigent K., Multi-Screw Extruders, Trans. Plastics Inst. (London), **24**, 134 (1956).
6. Beck E., High Speed Screw Type Extruders, Kunststoffe, **46**, 18 (1956); Extrusion with High Speed Screws, Kunststoffe, **47**, 250 (1957); Practical Experiences in the Case of Extrusion with High Speed Self-Regulating Screws, Plastverarbeiter, **1**, 19 (1957).
7. Beck H., Kunststoffverarbeitung-Spritzgiessen, Munich, Cari Hanser Verlag, 1957, p. 112.
8. Bernhardt E. C., Calculating Extruder Performance, Modern Plastics, **32**, № 2, 127 (1955).
9. Bernhardt E. C., Stock Thermocouples, Pressure Gauges and Rupture Disks for Use on Plastics Extruders, SPE Journal, **11**, № 11, 25 (1955).

10. Bernhardt E. C., A New Development in Extraction-Extrusionthe Vacuum Extruder Screw, SPE Journal, **12**, № 3, 40 (1956).
11. Bernhardt E. C., Valved Extrusion, SPE Journal, **13**, № 2 (1957).
12. Bernhardt E. C., McKelvey J. M., Analysis of Adiabatic Plastics Extrusion, SPE Journal, **10**, № 3, 419 (1954).
13. Beyer C. E., Towsley F. E., Flow of Polystyrene Through Rectangular Channels, J. Coloid Sci., **7**, 236 (1952).
14. Bird R. B., Viscous Heat Effects in the Extrusion of Molten Plastics, SPE Journal, **11**, № 9, 35 (1955).
15. Booy M. L., Private communication to P. H. Squires, June 11, 1957.
16. Boussinesq M. J., Sur l'Influence des Frottements dans les Mouvements Reguliers des Fluids, J. mathematique pures et appliquès, series 2, **13**, 377 (1868).
17. Carley J. F., Operating Characteristics of Extruders, SPE Journal, **9**, № 3, 9 (1953).
18. Carley J. F., Flow of Melts in «Crosshead»-Slit Dies; Criteria for Die Design, J. Appl. Phys., **25**, 1118 (1954).
19. Carley J. F., Design and Operation of Crosshead Sheeting Dies, Modern Plastics, **33**, № 8, 127 (1956).
20. Carley J. F., McKelvey J. M., Extruder Scale-Up Theory and Experiments, Ind. Eng. Chem., **45**, 989 (1953).
21. Carley J. F., Mallouk R. S., McKelvey J. M., Simplified Flow Theory for Screw Extruders, Ind. Eng. Chem., **45**, 974 (1953).
22. Carley J. F., Strub R. A., Basic Concepts of Extrusion, Ind. Eng. Chem., **45**, 970 (1953).
23. Colwell R. E., Applications of Extrusion Theory, Presented at the 13th Ann. Nat. Techn. Conference of the SPE, January, 1957; Tech. Papers, **3**, 15 (1957).
24. Darnell W. H., Mol E. A. J., Solids Conveying in Extruders, SPE Journal, **12**, № 4, 20 (1956).
25. E. I. du Pont de Nemours a. Co., Inc., Polychemicals Dept., Information Bulletins: X-70, Alathon Polyethylene Resin-Extrusion; X-40c, Zytel Nylon Resin-Extrusion.
26. Eccher S., Valentinotti A., Experimental Determination of Velocity Profiles in an Extruder Screw, Ind. Eng. Chem., **50**, 829 (1958).
27. Fisher E. G., Modern Views on Extrusion Machinery, Trans. Plastics Inst. (London), **24**, 143 (1956).
28. Fisher E. G., Single Screw Extruders, Trans. Plastics Inst. (London), **24**, 125 (1956).
29. Fisher E. G., Extrusion of Plastics, London, Iliffe a. Sons, Ltd, 1958.
30. Frederickson A. G., Bird R. B., Non-Newtonian Flow in Annuli, Ind. Eng. Chem., **50**, 347 (1958).
31. Gaspar E., Problems and Trends in European Extruder Design, SPE Journal, **12**, № 10, 23 (1956).
32. Gee R. E., Lyon J. B., Nonisothermal Flow of Viscous Non-Newtonian Fluids, Ind. Eng. Chem., **49**, 956 (1957).
33. Gore W. L., Principles of Plastics Screw Extrusion, SPE Journal, **9**, № 3, 6 (1953).
34. Gore W. L., McKelvey J. M., Theory of Screw Extruders, vol. III, Rheology; Theory and Applications, F. R. Eirich (ed.), New York, Academic Press, Inc.
35. Grant D., Walker W., Plastics Progress, P. Morgan (ed.), Problems of Mixing in Extrusion, Iliffe a. Sons, Ltd., 1951, pp. 245—253.
36. Gray A. N., Autogenous Extrusion, Rubber Age (N. Y.), **79**, 286 (1956).
37. Jepson C. H., Future Extrusion Studies, Ind. Eng. Chem., **45**, 992 (1953).

38. Kennaway A., Weeks D. J., Extrusion Problems and Screw Design in Polythene, A. Renfrew and P. Morgan (eds), London, Iliffe a. Sons, Ltd., 1957, pp. 285—305.
39. McAdams W. H., Heat Transmission, Now York, McGraw-Hill Book Company, Inc., 1954, pp. 34—38, 178.
40. McKelvey J. M., Design of Screws for Polyethylene Extrusion, SPE Journal, **9**. №. 3, 12 (1953).
41. McKelvey J. M., Experimental Studies of Melt Extrusion, Ind. Eng. Chem. **45**, 982 (1953).
42. McKelvey J. M., Analysis of Adiabatic Plastics Extrusion, Ind. Eng. Chem., **46**, 660 (1954).
43. Maddock B. H., Fundamental Mechanisms in Polyethylene Extrusion, SPE Journal, **12**, № 10, 49 (1956); № 11, 50 (1956).
44. Maddock B. H., Factors Affecting Quality in Polyethylene Extrusion, Modern Plastics, **34**, № 4, 123 (1957).
45. Maddock B. H., How to Predict Extruder Performance with Polyethylene, Plastics Technol., **3**, 385 (1957).
46. Maillefer C., An Analytical Study of the Single Screw Extruder, Brit. Plastics, **27**, 394 (1954).
47. Mallouk R. S., McKelvey J. M., Power Requirements of Melt Extruders, Ind. Eng. Chem., **45**, 987 (1953).
48. Meskat W., Theory of the Flow of Material in Worm Machines, part I, Kunststoffe, **45**, 87 (1955).
49. Modern Plastics Encyclopedia Issue, Extruding Machines, vol. 36, № 1A, New York, Breskin Publcations, Inc., 1958, p. 1112.
50. Mohr W. D., Mallouk R. S., Private communication to P. H. Squires, Sept. 20, 1957.
51. Mohr W. D., Saxton R. L., Jepson C. H., Theory of Mixing in the Single Screw Extruder, Ind. Eng. Chem., **49**, 1857 (1957).
52. Mori Y., Ototake N., Mechanism of Flow through a Compression-Type Screw Extruder, Chem. Eng. (Tokyo), **19**, 9 (1955), In Japanese.
53. Mori Y., Ototake N., Igarashi H., Screw Extrusion Processes for Forming Plastic Materials, Chem. Eng. (Tokyo), **18**, 221 (1954). In Japanese.
54. Pai Shih-I, Viscous Flow Theory; I, Laminar Flow, Princeton, N. J. D. Van Nostrand Co., Inc., 1956.
55. Pao Y. H., Hydrodynamic Theory for the Flow of a Viscoelastic Fluid., J. Appl. Phys., **28**, 591 (1957).
56. Perkins R. S., Extrusion Dies for Plastic Piepe, SPE Journal, **12**, № 8, 47 (1956).
57. Perry J. H., Chemical Engineers' Handbook, New York, McGraw-Hill Book Company, Inc., 1950, p. 473.
58. Pigott W. T., Pressures Developed by Viscous Materials in the Screw Extrusion Machine, Trans. ASME, **73**, 947 (1951).
59. Robbins K. O., Extrusion Dies and Take-off Equipment. Modern Plastics, **33**, № 12, 125 (1955).
60. Rogowsky Z. (now Rigby Z.), Principles of the Screw Extrusion Machine, Engineering, **162**, 358 (1956); also Proc. Inst. Mech. Engrs. (London), **156**, 56 (1957).
61. Rowell H. S., Finlayson D., Screw Viscosity Pumps, Engineering, **114**, 606 (1922); **126**, 249 (1928).
62. Sackett R. D., Viscosity Data for Extruder Flow Equations, SPE Journal, **12**, № 10, 32 (1956).
63. Simonds H. R., Weith A. J., Schack W., Extrusion of Plastics, Rubber and Metals, New York, Reinhold Publishing Corp., 1952.

64. Sokolnikoff I. S., Sokolnikoff E. S., Higher Mathematics for Engineers and Physicists, lst ed., New York, McGraw-Hill Book Company, Inc., 1941, p. 97.
65. Spencer R. S., Gilmore G. D., Equation of State for High Polymer, J. Appl. Phys., **21**, 523 (1950).
66. Squires P. H., Screw-Extruder Pumping Efficiency, SPE Journal, **14**, № 5, 24 (1958).
67. Squires P. H., Galt J. C., unpublisched work, June, 1958.
68. Strub R. A., The Theory of Screw Extruders, Proc. Second Midwestern Conference on Fluid Mechanics, Ohio State University 1952, pp. 481—494.
69. Toor H. L., The Energy Equation for Viscous Flow, Ind. Eng. Chem., **48**, 922 (1956).
70. Tordella J. P., Melt Fracture—Extrudate Roughness in Plastics Extrudion, SPE Journal, **12**, 36 (1956).
71. Weeks D. J., Some Aids to the Design of Dies for Plastics Extrusion, Brit, Plastics, **31**, 201 (1958).
72. Whitcut H. M., Extrusion Equipment, Rubber a. Plastics Age, № 1, 56 (1957).
73. Willert W. H., Injection Molding Apparatus, U. S. Patent 2734226, February, 14, 1956.
74. Willert W. H., Heating Systems for Extrusion Cylinders, SPE Journal, **13**, № 6, 122 (1957).
75. Yardoff O., Mecanique des Fluides—Sur les Ecoulements a la Poiseuille, Compt. rend., **223**, 192 (1946).
76. Yoshida T., Hayashida K., Kobayashi K., Tenaka H., A Method for Graphical Representation of Screw Characteristics, Chem. Eng. (Tokyo), **21**, 366 (1957).

Глава V

ЛИТЬЕ ПОД ДАВЛЕНИЕМ*

Литье под давлением является одним из основных методов переработки полимеров в промышленности пластических масс. Этот процесс позволяет изготавливать высококачественные изделия с высокой степенью точности из самых различных видов пластических материалов при сравнительно незначительных затратах и высокой производительности труда.

В данной главе рассматриваются основные принципы работы и конструирования оборудования для литья под давлением, литьевой цикл и комплекс характеристик, определяющих понятие формуемости. Еще не так давно литье под давлением развивалось только интуитивно, скорее как искусство, так как для теоретического решения многих очень сложных проблем, встречающихся в этой области, требовалось проведение обширных и продолжительных исследований. Однако полученные в настоящее время экспериментальные данные позволяют лучше понять существо процесса и несколько уточнить существующие теоретические представления.

Разработка теории литья под давлением еще далеко не закончена. Основные вопросы, теоретический подход к объяснению которых претерпевает в настоящее время существенные изменения, сосредоточены в разделе «Роль давления, температуры и времени в процессе литья под давлением».

Литьевые машины

В первом приближении можно определить литье под давлением как простой цикличный процесс, в котором гранулы термопласта расплавляются, полученный расплав впрыскивается в прессформу, остывая в которой материал затвердевает и образует изделие заданной геометрической формы. Существуют литьевые машины самых различных размеров: от небольших автоматов с величиной впрыскиваемой порции 32 *г* до больших, снабженных предпластикаторами машин с величиной впрыскиваемой порции,

* Г. Б. Тайер, Д. В. Майтон, Р. Б. Дал, К. Е. Бейер (G. B. Thayer, B. S. Z. W. Mighton, B. S., R. B. Dahl, B. S. C. E. Beyer, B. S., The Dow Chemical Company).

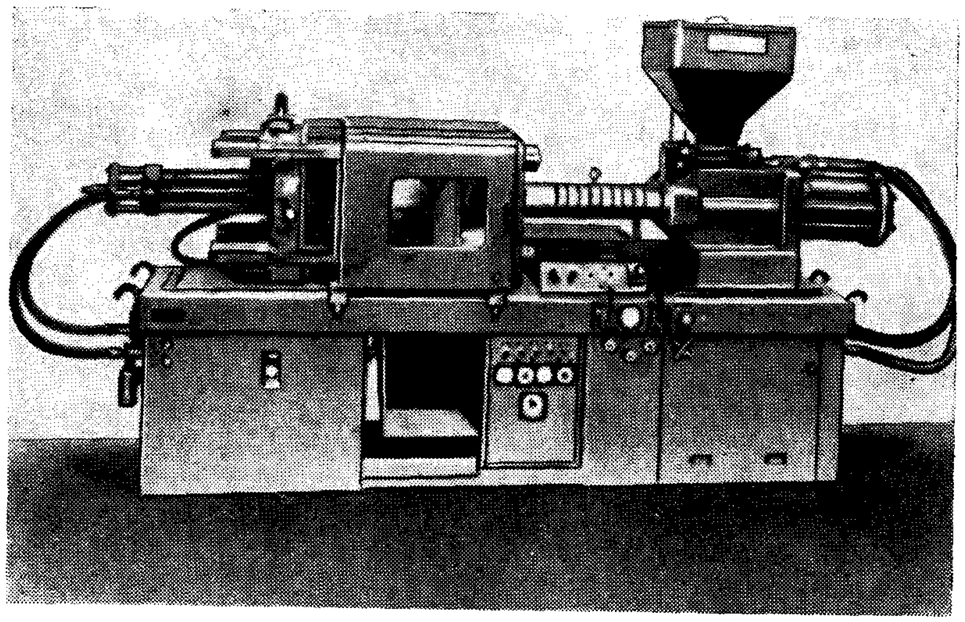


Рис. 5,1. Обычная литьевая машина; максимальный вес впрыскиваемой порции 112 *г*.

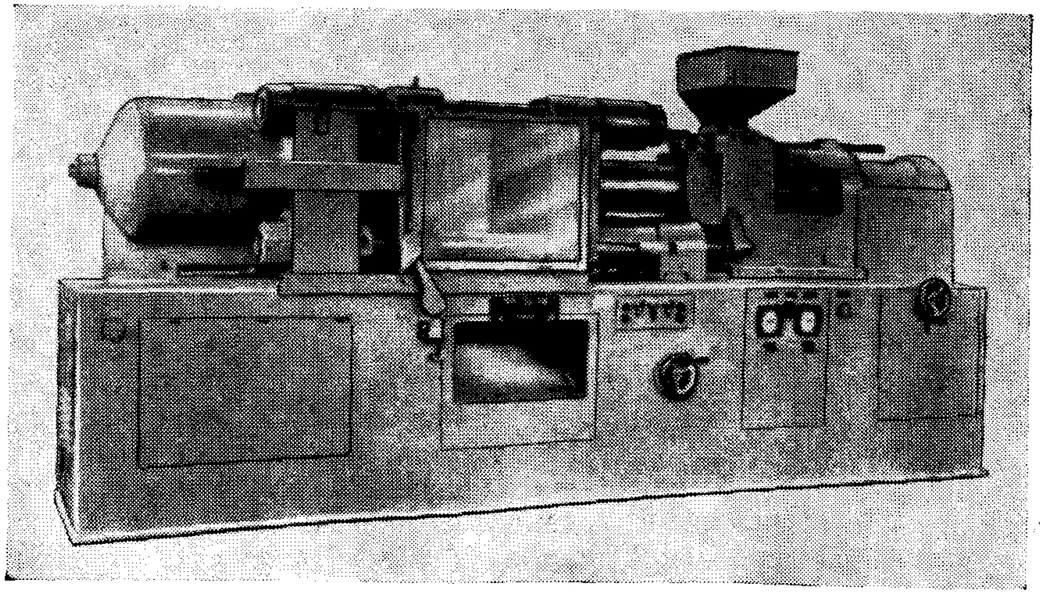


Рис. 5,2. Обычная литьевая машина; максимальный вес впрыскиваемой порции 450 *г*.

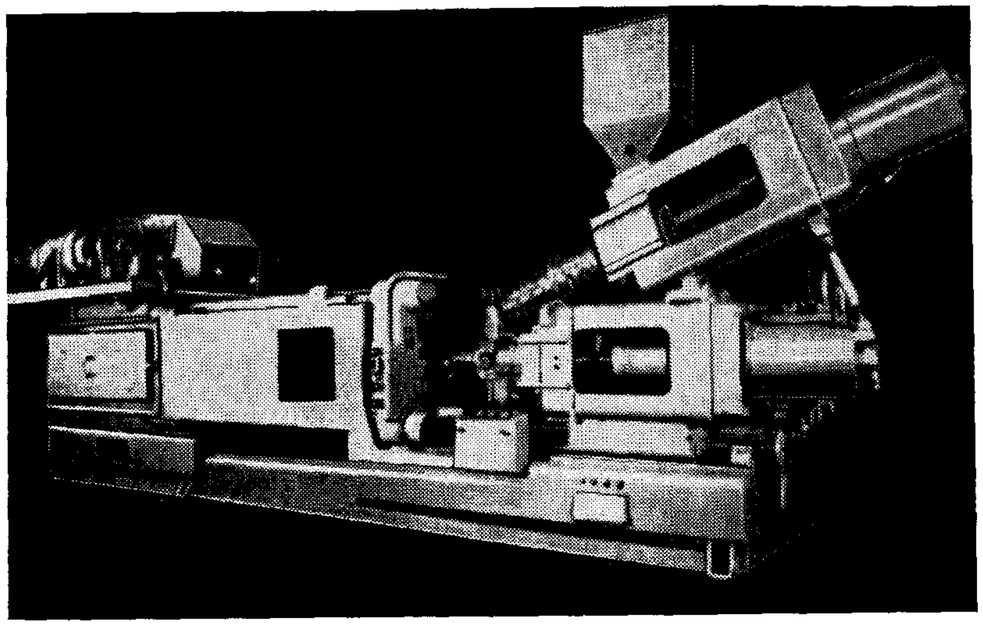


Рис. 5,3. Литьевая машина с предпластикатором; максимальный вес впрыскиваемой порции 5,6 ***кг***.

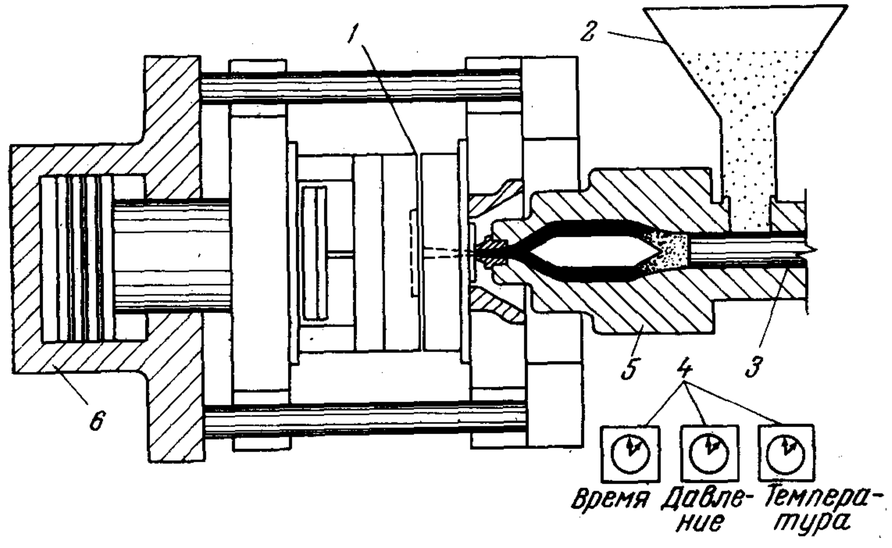


Рис. 5,4. Основные части литьевой машины:

1—прессформа; *2*—загрузочный бункер; *3*—литьевой плунжер (0—2100 *кГ/см*²); *4*—аппаратура управления; *5*—нагревательная камера (150—370°); *6*—замыкающий пресс.

достигающей 9500 *г*. На рис. 5,1, 5,2 и 5,3 представлены типичные литьевые машины. Наиболее широко в перерабатывающей промышленности распространены литьевые машины обычного типа. Лишь незначительное число машин с предпластикаторами при-

меняется для изготовления специальных крупногабаритных изделий с большими поперечными размерами, формование которых может осуществляться только при очень высоких скоростях впрыска. Ниже приводится краткое описание обычной литьевой машины (рис. 5,4).

Питатель. Обычно питатель монтируется вместе с бункером, в котором находится запас гранулированного термопластичного материала. В течение каждого цикла из питателя подается строго определенное количество материала.

Литьевой плунжер. Плунжер, или толкатель, который приводится в действие от гидравлического цилиндра, продавливает материал через нагревательный цилиндр и форсунку в полость прессформы.

Нагревательный (литьевой) цилиндр. В нагревательном цилиндре осуществляется равномерный нагрев и расплавление полимера во время его движения в форме. Нагревательные цилиндры современных литьевых машин обогреваются ленточными нагревателями сопротивления, которые образуют от двух до шести тепловых зон. Температура каждой тепловой зоны регулируется совершенно независимо от остальных зон.

Для интенсификации процесса теплопередачи и улучшения прогрева гранул в центре нагревательного цилиндра устанавливается своеобразный рассекатель (торпеда).

Форсунка. Форсунка играет роль соединительного канала, через который материал попадает из цилиндра в форму. Для уменьшения количества тепла, передающегося за счет теплопроводности от нагревательного цилиндра к форме, площадь поверхности контакта между форсункой и прессформой стремятся сделать минимальной. Существует очень много различных конструкций литьевых форсунок, предназначенных для заполнения как обычных, так и специальных прессформ. На некоторых форсунках устанавливаются ленточные нагреватели и регуляторы температуры для того, чтобы поддерживать нужную температуру расплава.

Прессформа. В прессформе имеются полости, заполняющиеся при литье расплавленной пластмассой, которая, затвердевая, образует изделия заданной формы.

Расплав из нагревательного цилиндра поступает в форму через центральный литник, разводящие литниковые и впусковые каналы. Центральным литником называется канал, соединяющий литьевую форсунку с разводящими литниковыми каналами. Канал центрального литника обычно имеет коническую форму. Разводящие литниковые каналы распределяют расплав по всей форме и подводят его к впусковым каналам, представляющим собой короткие каналы очень небольшого поперечного сечения, через которые пластмасса поступает в полости формы.

Поскольку одним из основных назначений прессформы является охлаждение пластического материала, в конструкции большинства прессформ предусмотрена возможность регулирования температуры прессформы.

Замыкающий пресс. Замыкающим прессом называется часть литьевой машины, которая надежно удерживает прессформу в закрытом состоянии во время впрыска и охлаждения. При открытии замыкающего пресса форма раскрывается, что позволяет удалить готовое изделие. Замыкающее усилие создается непосредственно от гидравлического цилиндра или при помощи коленчато-рычажного мультипликатора с гидравлическим приводом.

Гидропровод. Гидропровод литьевой машины обеспечивает работу отдельных механизмов машины во время технологического цикла. Гидропривод состоит из насосов, трубопроводов высокого давления, золотников управления, соленоидных клапанов и реле времени. Обычно применяются два насоса: один насос развивает высокое давление при малой производительности; другой—обладает большой производительностью, но развивает малое давление. Такая двойная система позволяет обеспечить повышенную скорость движения поршня замыкающего устройства и литьевого плунжера в начале хода (в конце хода, когда давление в системе и, следовательно, рабочие усилия резко возрастают, скорость во много раз меньше). Важной характеристикой гидропривода является не только величина максимальной производительности насосов, но также и зависимость производительности от рабочего давления. Влияние основных параметров гидропривода на рабочий процесс литьевой машины подробно рассмотрено в работе Хана[8].

Аппаратура управления. На пульте машины обычно находятся девять основных рукояток, которые управляют следующими параметрами рабочего процесса: 1) количеством поступающего в нагревательный цилиндр материала; 2) величиной действующего на литьевой плунжер усилия; 3) скоростью движения литьевого плунжера; 4) температурой нагревательного цилиндра (и литьевой форсунки, если на ней установлены нагреватели); 5) температурой прессформы; 6) временем пребывания плунжера в крайнем переднем положении (по окончании впрыска); 7) продолжительностью выдержки формы в закрытом состоянии; 8) величиной замыкающего усилия; 9) временем пребывания прессформы в раскрытом состоянии. Кроме того, на машине, в зависимости от ее конструкции и назначения, могут быть установлены и другие органы управления. Конструкции дозаторов будут в дальнейшем рассмотрены более подробно.

Величина усилия, прикладываемого к литьевому плунжеру, регулируется при помощи редукционного клапана, установлен-

ного в системе гидропривода. Скорость движения литьевого плунжера регулируется гидравлическим регулятором скорости, установленным на трубопроводе, по которому масло поступает к гидравлическому цилиндру литьевого плунжера.

Температура расплава является одним из наиболее существенных параметров рабочего процесса. Поэтому особое внимание уделяется регулированию температуры нагревательного цилиндра. Для этой цели обычно используются терморегуляторы, датчиками температур у которых служат термопары или термометры сопротивления, установленные в стенке нагревательного цилиндра. Для уменьшения величины колебаний температуры терморегуляторы должны обладать соответствующей системой предварения. Для этой цели можно пользоваться, например, терморегуляторами с насыщающимся магнитным сердечником, которые обеспечивают минимальные колебания температуры. Регулирование температуры форсунок, если на них установлены ленточные нагреватели, производится при помощи автотрансформаторов или таких же терморегуляторов, как и для остальных тепловых зон нагревательного цилиндра.

Для регулирования температуры прессформы лучше всего пользоваться системой циркуляционного жидкостного термостатирования, состоящей из термостата, в котором автоматически поддерживается заданная температура жидкости, и циркуляционного насоса.

Для управления рабочим циклом применяются реле времени, позволяющие выдерживать заданные интервалы времени с высокой степенью точности; чувствительность этих реле должна достигать долей секунды. Метод настройки реле времени должен быть достаточно прост для того, чтобы обеспечивать быстрое и точное регулирование продолжительности пребывания плунжера в крайнем переднем положении и времени выдержки формы в открытом и закрытом состояниях.

Регулирование замыкающего усилия на машинах с гидравлическим цилиндром прямого действия осуществляется при помощи обычного редукционного клапана. На машинах с рычажно-кривошипным мультипликатором необходимо регулировать положение гаек на соединительных тягах так, чтобы в том случае, если форма полностью закрыта, рычаги механизма занимали запирающее положение, развивая при этом необходимое усилие замыкания.

Цикл формования

Качество литых изделий в значительной мере зависит от правильности выбора рабочего режима и точности настройки аппаратуры управления. В большинстве случаев настройка органов управления не может производиться независимо друг от друга,

так как они очень тесно связаны между собой. Так, например, если увеличить температуру пластмассы в нагревательном цилиндре и не снизить одновременно давления литья, то может произойти раскрытие формы. Кроме того, при более высокой температуре затвердевание материала во впусковых каналах происходит несколько медленнее. Поэтому, чтобы предотвратить появление раковин или впадин на поверхности изделия, необходимо увеличить время пребывания литьевого плунжера в крайнем переднем положении.

В распоряжении оператора литьевой машины имеется две группы органов управления. Одна группа органов управления оказывает непосредственное влияние на качество изделия, позволяя регулировать температуру и давление расплава. Вторая группа—косвенно связана с органами первой группы.

В качественных изделиях недопустимы коробление, недопрессовки, трещины, заусенцы и т. п. Устранения этих дефектов можно добиться только в том случае, если прессформа заполнена необходимым количеством расплава, впрыск которого производится при соответствующих температуре и давлении. Причины возникновения некоторых других дефектов, появляющихся в литых изделиях, рассматриваются на стр. 409.

Изменение температуры пластмассы в течение цикла. Для более детального описания процесса литья под давлением интересно проследить путь материала в литьевой машине и посмотреть, как при этом изменяются температура, давление ипродолжительность каждой стадии цикла.

Из бункера в нагревательный цилиндр гранулы поступают обычно при комнатной температуре. Двигаясь вперед, плунжер продавливает пластмассу в зону обогрева и одновременно выталкивает ранее разогретый материал из нагревательного цилиндра. Для того чтобы обеспечить достаточно продолжительное время прогрева пластмассы, количество находящегося в нагревательном цилиндре материала должно во много раз превышать объем одной впрыскиваемой порции. Вначале температура пластмассы увеличивается быстро, но затем по мере продвижения по цилиндру скорость возрастания температуры материала постепенно уменьшается.

При нормальной работе машины средняяя температура расплава в конце литьевой форсунки хотя и приближается к температуре внутренней стенки, но никогда не достигает ее значения, так как для этого время прогрева недостаточно велико.

В полости прессформы происходит затвердевание пластмассы. Процесс охлаждения, который начинается еще во время заполнения полости формы, продолжается до тех пор, пока изделие не станет достаточно жестким, чтобы его можно было извлечь

из формы, не опасаясь коробления. Вынутое из прессформы изделие остывает до комнатной температуры.

Изменение давления в прессформе в течение цикла. На рис. 5,5 представлена диаграмма рабочего процесса, в которой цикл литья разделен на отдельные этапы, отличающиеся друг от друга величиной давления в форме.

Первоначальный участок нулевого давления *1*—это время, которое предшествует началу заполнения формы. Следующий этап *2*—это период заполнения формы расплавом полимера. После

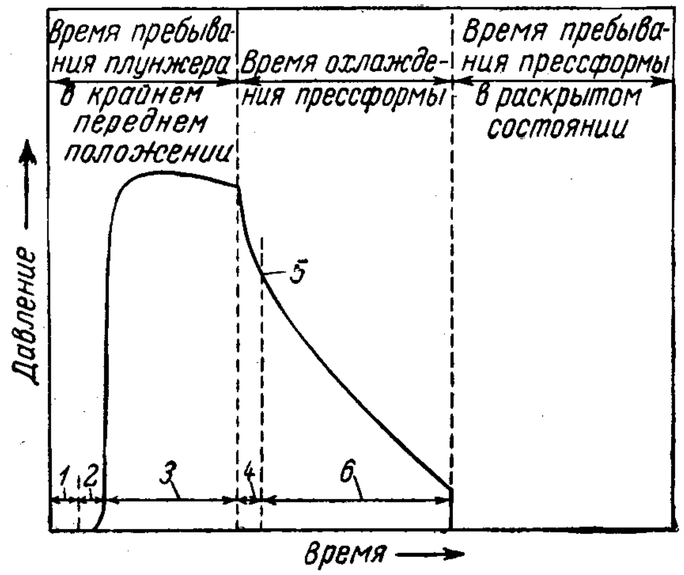


Рис 5,5. Диаграмма изменения давления в прессформе за один литьевой цикл.

того как форма полностью заполнена, давление в ней очень быстро увеличивается, этап *3*. На этой стадии цикла поступление расплава в форму почти полностью прекращается. Сохраняющийся приток полимера связан с уменьшением объема находящегося в форме материала под действием давления и под влиянием температурной усадки, обусловленной остыванием пластмассы. При формовании массивных изделий они обычно еще не успевают полностью затвердеть к тому моменту, когда литьевой плунжер начинает свое обратное движение. Вследствие перепада давления возникает обратное течение материала и некоторое количество расплава вытекает из формы, этап *4*. Однако дальнейшее охлаждение приводит к затвердеванию материала в впусковом канале, этап *5*. После этого уже никакого течения материала ни в форму, ни из нее не существует. Затвердевание пластмассы во впусковом канале происходит тем быстрее, чем меньше размеры канала. При этом на практике, чтобы предотвратить обратное течение материала, момент обратного хода литьевого плунжера стараются подобрать так, чтобы к его началу расплав во впусковых каналах уже успел полностью затвердеть. Остаточное давление, сохраняющееся в полости формы, продолжает постепенно убывать до тех пор, пока форма не раскроется, этап *6*. Обычно некоторое давление сохраняется в форме и перед самым моментом раскрытия. Слишком большая величина остаточного давления может послужить причиной растрескивания, повреждения или застревания изделий в полости формы.

Питание гранулами

Для того чтобы регулировать количество полимера, впрыскиваемого за один цикл в форму, необходимо точно дозировать количество материала, поступающего из бункера в нагревательный цилиндр. Если в цилиндр поступает недостаточное количество гранул, то форма окажется заполненной не полностью. В результате изделие получится недопрессованным. Даже если нехватка материала очень невелика, давление, развиваемое при впрыске, может оказаться недостаточным для того, чтобы создать нужную степень объемного сжатия материала, которая обеспечила бы компенсацию температурной усадки полимера при остывании. В результате остывающее изделие может отделиться от стенки гнезда прессформы. При этом на поверхности изделия иногда появляются нежелательные впадины. Избыток материала приводит к образованию перед плунжером чрезмерно длинного столба гранул, который существенно увеличивает потери давления в литьевом цилиндре и уменьшает давление, развивающееся в прессформе.

Объемные дозаторы. В объемных дозаторах гранулы поступают из бункера в коробку или лоток, регулируя положение которых можно менять объем поступающего материала. Отмеренное количество гранул ссыпается в нагревательный цилиндр перед литьевым плунжером. Объемные дозаторы применяются на большинстве обычных литьевых машин.

Точность дозировки при использовании объемных дозаторов вполне достаточна для качественного формования большинства изделий. Однако в тех случаях, когда приходится формовать изделия особенно сложной конфигурации или значительно уменьшать время цикла, точность, обеспечиваемая объемными дозаторами, оказывается неудовлетворительной. Даже незначительные изменения геометрической формы отдельных гранул, непостоянство условий трения или сил взаимного сцепления могут послужить причиной существенных колебаний веса отмеренного объема

материала. Поэтому, несмотря на продолжающееся совершенствование конструкции объемных дозаторов, необходима разработка и других методов дозирования, обеспечивающих более высокую точность.

Весовые дозаторы. В весовых дозаторах порции гранул вначале точно взвешиваются на автоматических весах и только после этого подаются в нагревательный цилиндр. При этом количество поступающего в машину материала совершенно не зависит ни от формы гранул, ни от условий их трения. В результате равномерность питания при переходе от цикла к циклу увеличивается. Весовой дозатор приводится в действие от механизма, управляемого литьевым плунжером. Благодаря этому гранулы всегда поступают в нагревательный цилиндр точно в определенный момент цикла. Кроме основного регулятора, позволяющего настраивать дозатор на определенную величину порции материала, дозаторы обычно снабжаются также и органами управления, при помощи которых можно регулировать скорость срабатывания дозатора и точность дозирования.

Искусство настройки дозатора на режим минимального питания сводится к такой его регулировке, при которой в нагревательный цилиндр подается только строго определенное количество материала, необходимого для заполнения полости прессформы. При этом возможность возникновения в форме чрезмерного остаточного давления сводится к минимуму. Литьевой плунжер может оставаться в крайнем переднем положении до тех пор, пока материал во впусковом канале окончательно не затвердеет, что полностью исключает обратное течение материала. Кроме того, точное дозирование предотвращает всякую возможность чрезмерного уплотнения полимера в форме.

Предпластикатор. Предпластикатором называется вспомогательный нагревательный цилиндр, в котором происходит плавление гранул. Плунжер предпластикатора продавливает расплавленный материал в литьевой цилиндр, из которого полимер впрыскивается в прессформу. Машины с предпластикаторами обладают рядом преимуществ по сравнению с обычными литьевыми машинами: меньшее давление и большая скорость литья, меньшая температура литьевого цилиндра, более высокая производительность нагревательного цилиндра, больший объем впрыскиваемой порции.

Кроме того, на машинах с предпластикаторами можно осуществлять объемное дозирование с очень высокой точностью. Для этого ход литьевого плунжера ограничивается механическим упором или концевым выключателем, который срабатывает при определенном положении плунжера. Благодаря этому плунжер предпластикатора может подавать в литьевой цилиндр только

строго определенный объем расплава, находящегося в полностью расплавленном состоянии при одной и той же температуре и давлении.

Влияние размера, формы и качества обработки гранул. На ранней стадии развития литья под давлением термопластичных материалов размеры и форма гранул, так же как и методы смазки их поверхности, неоднократно менялись, поскольку приходилось подбирать гранулированный материал, удовлетворительно ведущий себя в питающих устройствах. Сравнительно недавно удалось, наконец, установить совершенно определенные соотношения между геометрическими характеристиками гранулята, теплом, выделяющимся в результате внешнего трения и количеством остающегося воздуха.

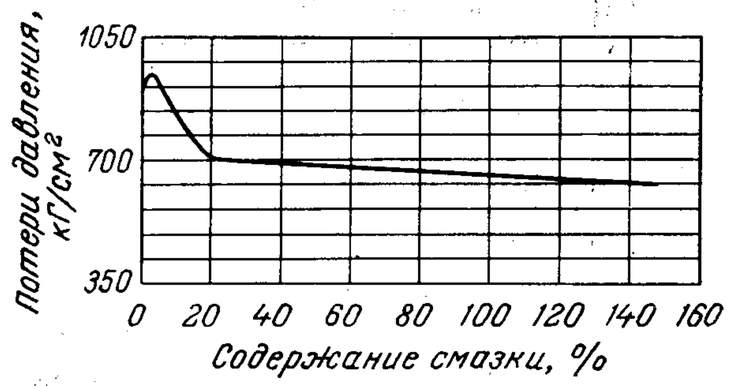


Рис. 5,6. Зависимость потерь давления от содержания смазки.

Смазка. Поверхностная смазка гранул значительно уменьшает потери давления в машине, обеспечивает лучшее уплотнение гранул, исключает опасность фрикционного подгорания материала и позволяет работать при более высоких скоростях движения литьевого плунжера. Влияние внешней смазки на величину потерь давления на участке, заполненном нерасплавленными гранулами, показано на рис. 5,6. Незначительная смазка, обеспечивая некоторое уплотнение гранул, не вызывает существенно уменьшения силы трения гранул о стенку. Общая потеря давления при этом увеличивается. Введение дополнительного количества смазки уменьшает величину потерь давления. Однако при литье изделий из бесцветного неокрашенного материала нельзя добавлять слишком много смазки, так как она может вызвать помутнение или появление темных полос в готовых изделиях.

Размеры и форма гранул. Размеры и форма гранул имеют очень большое значение, так как они определяют степень возможного уплотнения и количество захватываемого материалом воздуха. Если размеры гранул слишком велики, количество захватываемо-

го воздуха может оказаться настолько значительным, что удаление его из нагревательного цилиндра затруднено. Попадающий из нагревательного цилиндра в форму воздух приводит к появлению в изделии серебристых полос и пузырьков. Опыт показывает, что гранулы слишком маленького размера очень быстро плавятся у стенок цилиндра. При этом они уплотняются так, что воздух оказывается заключенным в оболочку из расплава. Расплав удерживает воздух и уносит его с собой в форму. В то же время мелкие гранулы дают очень хорошие результаты при сухом окрашивании потому, что для них отношение поверхности к объему очень велико.

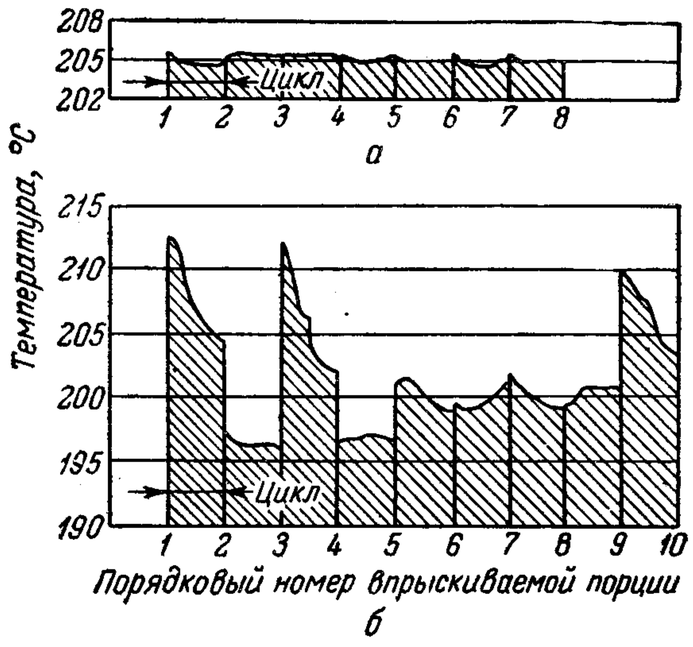


Рис. 5,7. Влияние однородности гранул на температуру расплава (средняя температура 205 °С):
а—однородные гранулы; *б*—неоднородные гранулы.

Форма гранул также тесно связана с сыпучестью и насыпным весом гранулята. Для улучшения сыпучести, уменьшения угла естественного откоса и увеличения насыпного веса гранулята изготавливались гранулы самой различной формы. Было установлено, что форма гранул является определяющим параметром только при загрузке материала в нагревательный цилиндр, в то время как размеры гранул и внешняя смазка влияют на процесс заполнения формы.

Равномерная грануляция имеет такое же значение, как размеры, форма и внешняя смазка гранул. Гранулят с различным

размером и формой гранул создает очень высокие потери давления и не обеспечивает постоянную температуру на выходе из форсунки. Влияние однородности гранулята на температуру расплава иллюстрируется на рис. 5,7.

Сушка. Некоторые термопластичные материалы обладают повышенной гигроскопичностью, адсорбируя из воздуха влагу. Иногда влага конденсируется и на поверхности гранул. Такие материалы необходимо тщательно просушить, прежде чем подавать их в нагревательный цилиндр машины. В противном случае влага, попадая в изделия, приводит к появлению в них крошечных пузырьков и серебристых полос. Обычно для подсушки гранул пользуются печами, оборудованными полками или съемными лотками. Применяется также и подсушка материала непосредственно в бункере литьевой машины.

Подсушка, или предварительный подогрев, материала повышает температуру гранулята, попадающего в нагревательный цилиндр. Так как при этом уменьшается количество тепла, которое необходимо сообщить материалу для его плавления, то производительность нагревательного цилиндра соответственно возрастает.

Нагревательный цилиндр

Нагревательный цилиндр является сердцем литьевой машины. В нем происходит разогрев и размягчение пластмассы до такого состояния, при котором ее можно заставить принять форму полости прессформы.

Температура и давление расплава на выходе из литьевой форсунки—это два основных параметра, от которых зависит качество будущего изделия. Однако в настоящее время редко удается непосредственно замерять значение каждого из этих двух параметров.

Теоретическое рассмотрение

Измерение температуры. Уже на ранней стадии развития литья под давлением было замечено, что вследствие низкой теплопроводности пластических масс поверхность нагревательного цилиндра должна быть очень велика, а толщина прогреваемого слоя пластмассы очень мала. Основной способ, при помощи которого удавалось удовлетворить этим требованиям, состоял в установке в нагревательном цилиндре рассекателя, или торпеды. Схема такого типичного нагревательного цилиндра изображена на рис. 5,8. Материал попадает в зону А в виде твердых холодных гранул. Эти гранулы уплотняются, разогреваются и выдавливаются из литьевой форсунки в виде вязкой жидкости. Основное количество

тепла сообщается пластмассе при ее прохождении через зазор между рассекателем и корпусом нагревателя. Для того чтобы рассчитать теоретическую величину термического к. п. д. нагревательного цилиндра, можно представить себе нагреваемый материал в виде «бесконечной пластины» (рис. 5,9). Подобное упрощение позволяет, пренебрегая концевыми эффектами, применить для анализа процесса теплопередачи уравнение, описывающее теплопередачу через бесконечную пластину.

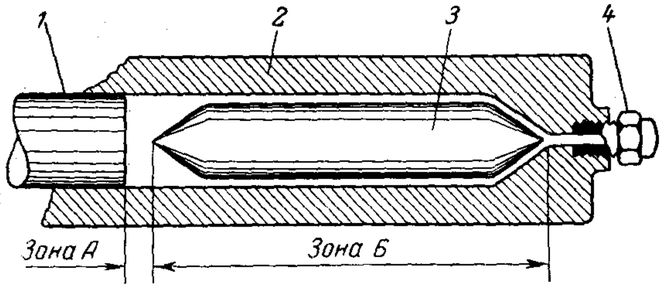


Рис. 5,8. Типичный нагревательный цилиндр:
1—плунжер; *2*—корпус нагревательного цилиндра; *3*—рассекатель (торпеда); *4*—форсунка.

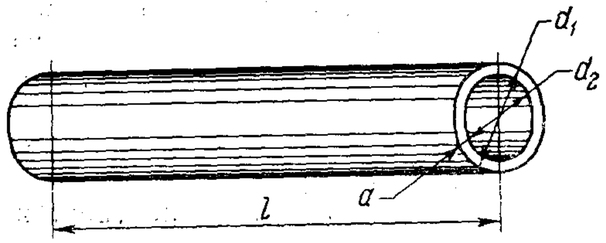


Рис. 5,9. «Бесконечная пластина» термопластичного материала в зоне Б.

Необходимо, однако, иметь в виду, что хотя большинство цилиндров имеет именно такую конструкцию, установленный в цилиндре рассекатель должен быть каким-то образом укреплен. Как следствие, эти уравнения не дают совершенно точного решения, и на основании всех этих расчетов в лучшем случае можно лишь получить представление о возможной величине термического к. п. д. нагревательного цилиндра.

Пластмасса выдавливается из литьевой форсунки при температуре T_a, которая обычно намного ниже температуры стенок нагревательного цилиндра. Температура расплава на выходе из форсунки данного литьевого цилиндра зависит от температуры его стенок или температуры нагревателей, от времени нагрева или производительности. В литьевых машинах пластмасса попадает в нагревательный цилиндр при некоторой начальной температуре T_0, которая равна или комнатной температуре или температуре бункера.

В нагревательном цилиндре пластмасса нагревается. Приращение температуры пластмассы равно $T_a - T_0$ и прямо пропорционально количеству поглощенного пластмассой тепла. Если бы материал мог находиться в нагревательном цилиндре сколь угодно долго, то температура его в конце концов приблизилась бы к температуре стенок цилиндра T_i. Таким образом, максимально возможное приращение температуры определялось бы разностью $T_i - T_0$ и было пропорционально максимальному количеству тепла, которое теоретически могла бы поглотить пластмасса.

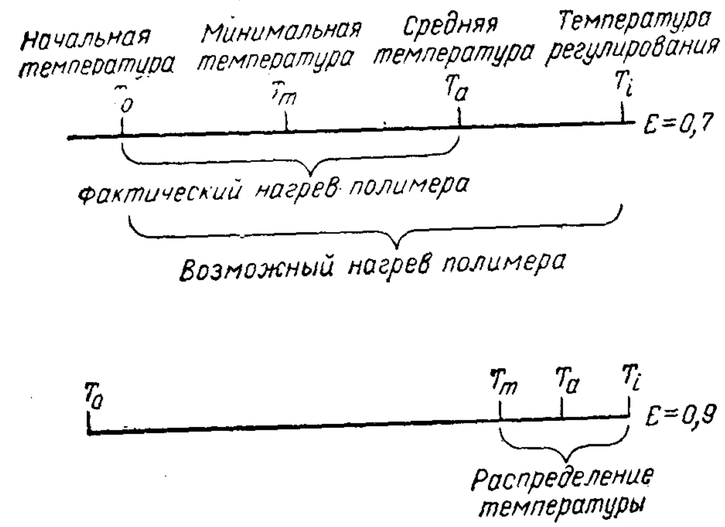


Рис. 5,10. Влияние распределения температур на величину термического к. п. д. нагревательного цилиндра.

Отношение фактического количества поглощенного тепла к теоретически (или максимально) возможному называется термическим к. п. д. нагревателя и равно:

$$E = \frac{T_a - T_0}{T_i - T_0} \qquad (1)$$

Температура выходящего из форсунки расплава T_a, строго говоря, не остается все время постоянной, а меняется от минимальной температуры T_m до температуры стенки T_i. Как уже отмечалось выше, T_a—это средняя температура расплава, а $T_i - T_m$—величина возможной неоднородности распределения температур в расплаве.

Отсюда следует, что чем меньше неоднородность распределения температур в расплаве, тем выше значение термического к. п. д. (величина E на рис. 5,10). Поэтому E—это не только мера средней

температуры расплава, выдавливаемого из литьевой форсунки. но и критерий температурной неоднородности расплава. Отметим, что поскольку термический к. п. д. представляет собой отношение фактического приращения температуры материала к максимально возможному приращению температуры, его величина не зависит от температуры, на которую настроен регулятор. Поэтому нагревательный цилиндр может работать с любым термическим к. п. д. независимо от температуры, на которую настроен регулятор[2].

Если измерить величину термического к. п. д. при разных значениях производительности нагревательного цилиндра, то можно построить график зависимости термического к. п. д. от производительности.

Пользуясь таким графиком, можно сопоставлять характеристики различных нагревательных цилиндров. Типичная кривая изменения термического к. п. д. представлена на рис. 5,11.

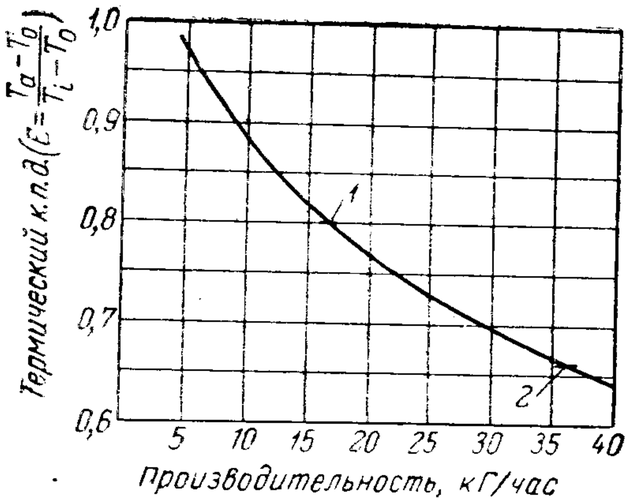


Рис. 5,11. Изменение термического к. п. д. в зависимости от производительности нагревательного цилиндра:
1—фактическая производительность нагревательного цилиндра; *2*—номинальная производительность нагревательного цилиндра.

Поскольку максимальная производительность литьевой машины—это очень неопределенная величина, зависящая от температуры нагревателей, материала и сложности прессформы, то точно определить ее практически почти невозможно.

На практике принято считать удовлетворительными машины с термическим к. п. д. порядка 80%. При таком значении термического к. п. д. расплав оказывается достаточно равномерно прогретым, а величина производительности лежит в интервале,

обеспечивающем качественное изготовление большинства обычных изделий с допустимой величиной остаточных деформаций.

Производительность любого нагревательного цилиндра определяется двумя факторами: размером цилиндра и его конструкцией.

Для того чтобы оценить влияние конструкции на рабочую характеристику цилиндра, необходимо исключить влияние геометрических размеров на производительность. С этой целью придется вновь вернуться к уравнениям теплопередачи.

Теория процесса теплопередачи через плоскую пластину разработана достаточно полно. Количество тепла, которое поглотит пластмассовая пластина, зависит от: 1) коэффициента температуропроводности полимера, 2) времени соприкосновения или, иначе говоря, времени пребывания материала в цилиндре, 3) толщины пластины, 4) перепада температур между температурой поверхности нагревательного цилиндра и температурой слоя пластмассы. Величина коэффициента температуропроводности зависит от трех теплофизических характеристик полимера — теплопроводности K, удельной теплоемкости c и плотности ρ:

$$a = \frac{K}{c\rho} \qquad (2)$$

Величина коэффициента температуропроводности во всем рассматриваемом температурном интервале остается почти постоянной.

Среднее время соприкосновения можно выразить через геометрические размеры нагревательного цилиндра и другие параметры, использующиеся для характеристики литья под давлением. Так, время соприкосновения t равно весу одновременно находящегося в нагревательном цилиндре материала V_p (*г*), деленному на вес одной впрыскиваемой порции W (*г*) и умноженному на продолжительность одного цикла t_c (сек.):

$$t = \frac{V_p t_c}{W} \qquad (3)$$

Величину производительности нагревательного цилиндра (в *кг/ч*) можно выразить следующим образом:

$$q = \frac{3{,}6 \cdot W}{t_c} \qquad (4)$$

Подставляя это выражение в уравнение (3), получим:

$$t = \frac{3{,}6 V_p}{q} \qquad (5)$$

Пользуясь уравнением теплопередачи, можно записать отношение фактического приращения температуры к температуре

стенки как функцию коэффициента температуропроводности, времени прогрева и толщины слоя. Так как уравнение, описывающее эту зависимость, имеет очень громоздкую форму, то на рис. 5,12 она представлена в виде графика, по которому можно определить величину параметра $\alpha t/a^2$ для любого значения термического к. п. д.

Можно записать эту зависимость в виде уравнения

$$E = f\left(\frac{\alpha t}{a^2}\right) \tag{6}$$

которое описывает процесс теплопередачи в бесконечной пластине, обогреваемой с двух сторон.

Если торпеда не обогревается, то это означает, что пластина нагревается только с одной стороны, или, иначе говоря, эффективная толщина пластины удваивается. В этом случае знаменатель в выражении (6) изменяется и уравнение принимает вид:

$$E = f\left(\frac{\alpha t}{4a^2}\right) \tag{7}$$

В нагревательном цилиндре обычной литьевой машины тепло к пластмассе подводится от нагревателей через стенки цилиндра, т. е. обогрев пластины осуществляется только с одной стороны. Однако часть тепла передается за счет теплопроводности к рассекателю через соединительные детали, при помощи которых

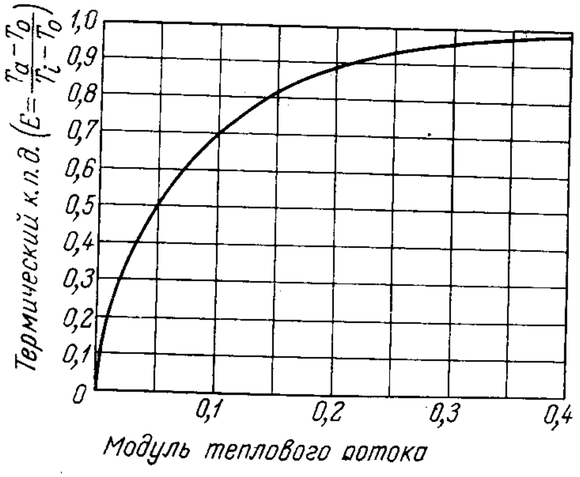


Рис. 5,12. Графическая форма записи уравнения теплопередачи.

рассекатель укреплен в цилиндре. Количество поступающего в рассекатель тепла зависит главным образом от величины площади соприкосновения между рассекателем и стенкой цилиндра. Температура поверхности рассекателя, если в нем не установлены

нагреватели, меньше температуры стенки цилиндра. Поэтому количество тепла, которое подводится к пластмассе, оказывается несколько большим, чем величина, определяемая уравнением (7), и несколько меньшим, чем величина, определяемая уравнением (6).

Если для учета количества тепла, сообщаемого пластмассе рассекателем, ввести некоторый коэффициент n, то уравнения (6) и (7) можно записать в форме:

$$E = f\left[\frac{\alpha t}{(5-n^2)\,a^2}\right] \qquad 1 \leqslant n \leqslant 2 \tag{8}$$

Измеряя термический к. п. д. при различных значениях производительности нагревательного цилиндра, можно построить кривые, подобные приведенным на рис. 5,13. Сопоставляя эти кри-

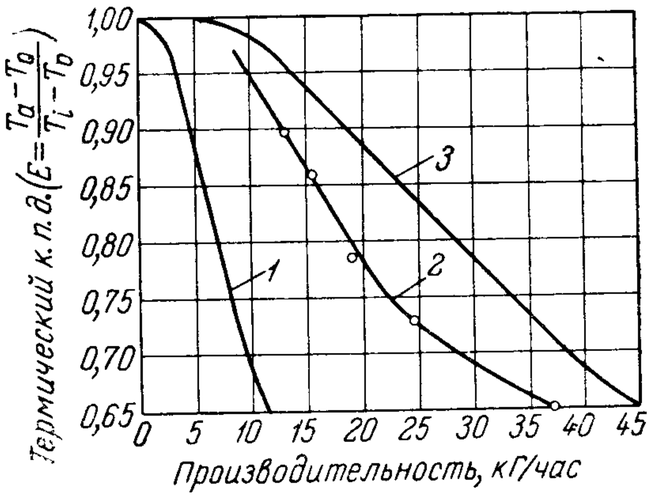


Рис. 5,13. Влияние рассекателя на термический к. п. д. нагревательного цилиндра:
1—односторонний нагрев; *2*—экспериментальная кривая; *3*—двусторонний нагрев.

вые с двумя теоретическими кривыми, рассчитанными по уравнениям (6) и (7), можно определить значение коэффициента n.

Воспользовавшись уравнением (8) и выбрав определенную величину термического к. п. д., например $E=0{,}8$, можно положить, что

$$\frac{\alpha t}{(5-n^2)\,a^2} = K_R \tag{9}$$

где K_R—постоянная величина, значение которой определяется выбранной величиной E.

Площадь поверхности слоя пластмассы, находящейся в нагревательном цилиндре, равна:

$$S = \pi L (d_1 + d_2) \tag{10}$$

Объем пластмассы, находящейся в нагревательном цилиндре, равен:

$$V = \frac{\pi L (d_1^2 - d_2^2)}{4} \tag{11}$$

Следовательно, отношение площади к объему:

$$\frac{S}{V} = \frac{4\pi L (d_1 + d_2)}{\pi L (d_1^2 - d_2^2)} = \frac{4}{d_1 - d_2} = \frac{2}{a} \tag{12}$$

Время пребывания материала в нагревательном цилиндре определяется из уравнения (5).

Подставляя значение t в уравнение (9), получим:

$$\frac{3{,}6\alpha V_p}{q(5 - n^2)} \cdot \frac{S^2}{4V^2} = K_R \tag{13}$$

и

$$q = \frac{3{,}6 S^2 V_p}{4K_R (5 - n^2) V^2}$$

или

$$q = K_d \frac{S^2}{V} \tag{14}$$

$$K_d = \frac{3{,}6 V_p \alpha}{4 (5 - n^2) K_p V} = q \frac{V}{S^2} \tag{15}$$

Уравнение (14) позволяет установить влияние размеров цилиндра на номинальную производительность. Для этого необходимо, зная номинальную производительность q, по формуле (15) определить величину K_d. Это значение K_d зависит от величины выбранного термического к. п. д. вида пластмассы и особенностей конструкции нагревательного цилиндра.

Величина коэффициента K_d для одного и того же материала при постоянном значении E является параметром, характеризующим качество данной конструкции нагревательного цилиндра. В дальнейшем будет показано, что этот подход справедлив и для цилиндрического слоя пластмассы.

Сопротивление течению и потери давления. При конструировании нагревательного цилиндра следует стремиться к тому, чтобы возникающее в нем сопротивление течению расплава было минимальным. При заданной величине усилия, действующего на литьевой плунжер, цилиндр, в котором сопротивление течению меньше, позволит быстрее заполнить форму, а это в свою очередь сопровождается улучшением физико-механических характеристик изделия и уменьшением продолжительности цикла.

При продавливании пластмассы через нагревательный цилиндр возникает сопротивление ее движению, которое приводит к умень-

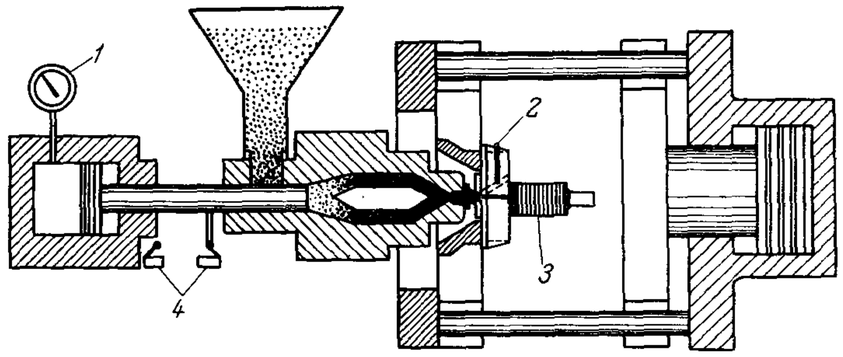


Рис. 5,14. Установка для исследования потерь давления:
1—манометр; *2*—дроссель; *3*—датчик давления; *4*—приспособление для замера скорости впрыска.

шению давления расплава на выходе из литьевой форсунки по сравнению с давлением на переднем торце литьевого плунжера. Это сопротивление возникает в основном на участке цилиндра, на котором пластмасса находится в гранулированном состоянии, и частично (меньшая часть) при движении полурасплавленного и полностью расплавленного материала. Вследствие неудовлетворительной передачи давления гранулами часть давления теряется даже в конце цикла, когда течение расплава полностью прекращается.

Величину развивающегося в нагревательном цилиндре сопротивления течению расплава можно измерить при помощи специальных приспособлений, устанавливаемых на выходе из нагревательного цилиндра. Изменяя величину выходного отверстия, удается имитировать переменное противодавление, которое возникает при литье в каналах заполняемой прессформы. Схема подобной установки для измерения давления, создаваемого в литьевой форсунке, представлена на рис. 5,14. Пластмасса

протекает по каналу, намеченному пунктиром. Размер выходного отверстия из канала может регулироваться.

На этой установке исследовалось сопротивление течению литьевого цилиндра при постоянном времени цикла и номинальной производительности цилиндра машины. Сопротивление течению определялось как величина отношения возникающих в цилиндре потерь давления к давлению на литьевом плунжере. График типичной зависимости потерь давления от давления на литьевом плунжере представлен на рис. 5,15. Известно, что величина расхода зависит от перепада давлений вдоль канала и что при изменении этого перепада соответственно меняется и расход. Нанесенные на график рис. 5,15 точки получены при одинаковой величине расхода расплава. Следовательно, можно было бы ожидать, что величина сопротивления течению останется постоянной.

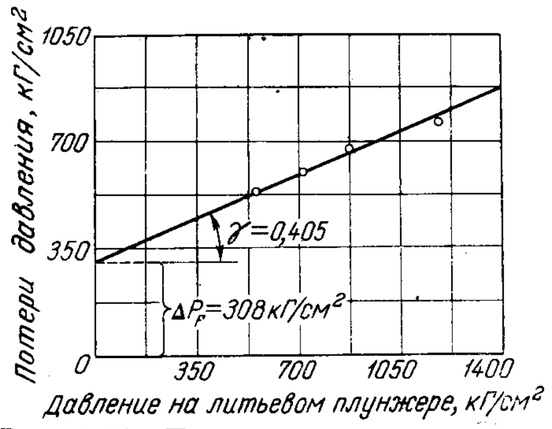


Рис. 5,15. Потери давления в нагревательном цилиндре.

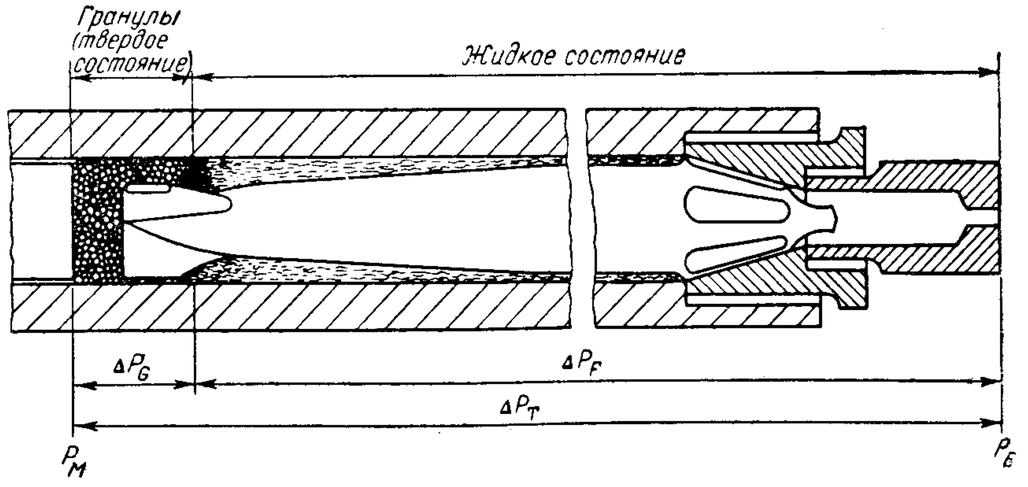


Рис. 5,16. Различные состояния материала в нагревательном цилиндре.

Практика, однако, показывает, что сопротивление течению через нагревательный цилиндр при неизменной производительности зависит от величины давления литьевого плунжера, или, иначе говоря, от гидростатического давления в расплаве полимера. Для того чтобы найти правильное объяснение этому явлению, необходимо более подробно рассмотреть процесс движения пластмассы через нагревательный цилиндр.

На рис. 5,16 показано, что в нагревательном цилиндре существуют принципиально отличные области течения: движение гранул в задней части нагревательного цилиндра и вязкое течение расплавленного полимера.

Суммарное сопротивление течению в цилиндре складывается из сопротивления движению, возникающего в зоне нахождения гранул, и сопротивления течению в зоне вязкого расплава. При этом величина сопротивления движению гранул зависит от величины гидростатического давления, в то время как величина сопротивления течению расплава не зависит от давления.

В начале движения через нагревательный цилиндр материал находится при комнатной температуре и представляет собой гранулы, которые по мере продвижения по цилиндру разогреваются. После того как материал расплавится, вязкость расплава продолжает изменяться. Поскольку температура расплава все время меняется, не существует такого постоянного значения вязкости, которым можно было бы охарактеризовать состояние пластмассы в нагревательном цилиндре. Можно, пожалуй, было бы воспользоваться среднеинтегральным значением вязкости, рассчитанным как некоторая функция распределения температур в нагревательном цилиндре, предполагая при этом, что распределение температур практически постоянно, так как условия работы машины остаются неизменными.

Сопротивление движению в зоне гранул зависит от величины коэффициента трения гранул о стенки цилиндра, площади поверхности соприкосновения и величины приложенного усилия.

Спенсер, Джилмор и Уили показали[19], что в условиях установившегося движения гранул полистирола по стальному цилиндру влияние внешнего трения на гидростатическое давление можно описать уравнением:

$$P_d = P_m \exp(-4uL_0/D) \qquad (16)$$

где P_d—давление на переднем движущемся торце зоны гранул;
P_m—давление литьевого плунжера;
L_0—длина зоны гранул;
u—коэффициент трения полимера по стали;
D—диаметр зоны гранул.

Если предположить, что это уравнение можно распространить и на случай неустановившегося движения, величина потерь давления в зоне гранул выразится следующим образом:

$$P_m - P_d = [1 - \exp(-4u/L_0D)]P_m \qquad (17)$$

Для нагревательных цилиндров точное значение постоянных коэффициентов неизвестно. Можно, однако, приравнять выражение $[1-\exp(-4uL_0/D)]$ некоторому коэффициенту γ, который будет служить мерой фрикционного сопротивления материала на участке движения гранул. Тогда получаем, что

$$P_m - P_d = \Delta P_G = \gamma P_m \qquad (18)$$

Иначе говоря, величина потерь давления на участке движения гранул, или сопротивление на этом участке, прямо пропорциональна давлению на литьевом плунжере. Суммарная величина потерь давления в нагревательном цилиндре складывается из потерь на участке движения гранул, которые зависят от давления, и потерь на участке протекания расплава, не зависящих от давления:

$$\Delta P_T = \Delta P_G + \Delta P_F \qquad (19)$$

или

$$P_m - P_b = \gamma P_m + \Delta P_F \qquad (20)$$

где P_b—давление на выходе из нагревательного цилиндра, являющегося следствием сопротивления течению, возникающему в каналах прессформы;

P_F—потери давления в зоне протекания жидкого расплава.

График суммарных потерь давления, построенный в координатах потери давления—давление на литьевом плунжере, должен представлять собой прямую, угловой коэффициент которой равен γ, и отсекающую на оси ординат участок с координатой, равной величине потерь давления в зоне протекания расплава (см. рис. 5,15). По такому графику можно довольно просто рассчитать значение коэффициента γ и величину ΔP_F. Зная величину потерь давления на участке расплава и определяя потери давления в зоне гранул как произведение γ на давление литьевого плунжера, можно вычислить общие потери давления в цилиндре.

Хотя уравнение (20) позволяет вычислить потери давления в нагревательном цилиндре как сумму фрикционных потерь, пропорциональных давлению литьевого плунжера, и потерь давления на участке вязкого течения, не зависящих от давления плунжера, его более глубокий теоретический анализ отсутствует, так как условия течения в нагревательном цилиндре и в вискозиметре сильно различаются.

Свойства полимера сильно влияют на величину потерь давления в нагревательном цилиндре. В зоне гранулированного материала величина потерь давления зависит от количества смазки, размера и формы гранул, в то время как величина потерь давления в зоне расплава определяется вязкостью расплава и зависимостью вязкости от напряжений сдвига.

До настоящего времени еще не удалось определить, какое количество смазки целесообразно добавлять к гранулированному материалу[20]. Известно лишь, что добавление небольших количеств смазки способствует спрессовке гранул; несколько бо́льшие количества смазки облегчают движение гранул (см. рис. 5,6). Фрикционное сопротивление движению с добавлением смазки быстро уменьшается. Это уменьшение продолжается до тех пор, пока весовое содержание смазки не достигнет $2 \cdot 10^{-4}\%$. Дальнейшее увеличение содержания смазки уже не влияет на фрикционное сопротивление.

Величина потерь давления зависит также от объема впрыскиваемой порции или длины «пробки» гранул (рис. 5,17). По мере увеличения объема впрыскиваемой порции увеличивается и угол наклона прямой. Это происходит до тех пор, пока угол наклона не достигнет предельного значения. Предельное значение угла наклона указывает на то, что у стенок цилиндра образуется достаточное количество расплава, который играет роль жидкой смазки. Следовательно, величина фрикционного сопротивления до некоторой степени зависит также и от температуры плавления полимера. Чем ниже температура плавления, тем короче образующаяся в цилиндре пробка гранул. Фрикционные потери давления, составляющие около 80% всех потерь давления в нагревательном цилиндре, возникают на очень небольшом отрезке цилиндра, непосредственно перед литьевым плунжером.

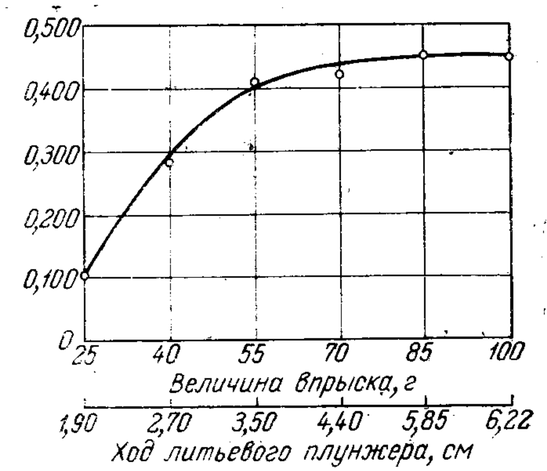


Рис. 5,17. Изменение тангенса угла наклона кривой потерь давления в зависимости от величины (объема или веса) впрыскиваемой порции.

Конструкция нагревательной камеры

Первое требование, предъявляемое к конструкции нагревательной камеры, вытекает из ее основного назначения: обеспечить равномерный нагрев каждой порции материала; нагревательный цилиндр—это, прежде всего, устройство для подвода тепла. Однако при конструировании цилиндра возникают осложнения, связанные со специфическими особенностями полимеров: очень

низким коэффициентом теплопроводности и тенденцией к термодеструкции, возникающей даже при местных перегревах.

Второе требование, предъявляемое к конструкции нагревательной камеры,—это снижение до минимума величины потерь давления в нагревательном цилиндре. Как будет показано в дальнейшем, эти два требования часто вступают в противоречие друг с другом. В идеальном нагревательном цилиндре весь впрыскиваемый материал должен двигаться через цилиндр как одно целое. Никакая часть материала не должна нагреваться дольше, чем это абсолютно необходимо. Поэтому при конструировании следует стремиться обеспечивать в нагревательном цилиндре максимально равномерное распределение скоростей в потоке материала.

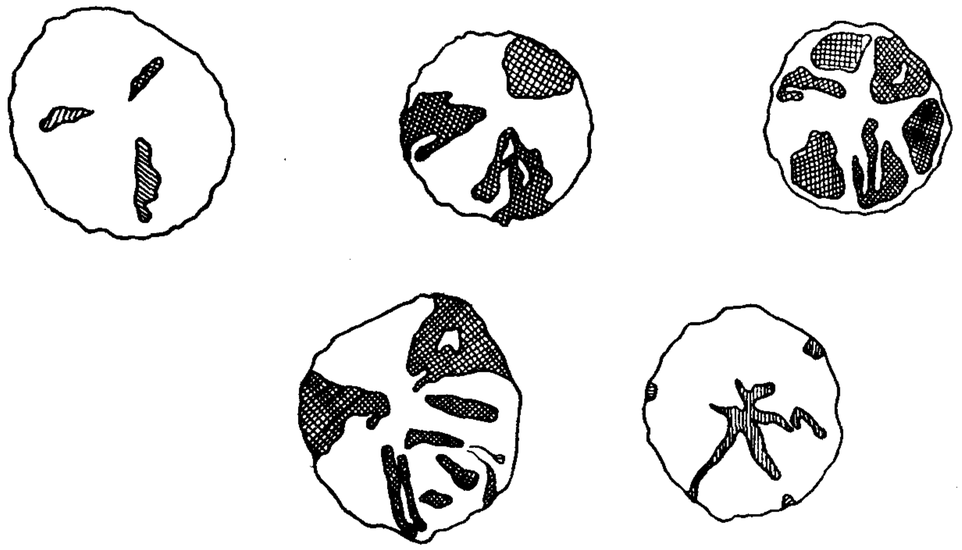


Рис. 5,18. Поперечные срезы, позволяющие судить о характере течения в литьевом цилиндре с рассекателем.

Для того чтобы установить характер распределения скоростей в нагревательном цилиндре, можно воспользоваться простым опытом. В очищенную машину сначала загружают прозрачную пластмассу, затем—порцию окрашенной в темный цвет пластмассы, рассчитанную на один впрыск, и после этого еще несколько порций прозрачной пластмассы. Выдавленный из форсунки материал осторожно охлаждают и после затвердевания стержня делают тонкие поперечные срезы для исследования.

Описанным выше методом распределение скоростей впервые исследовалось на обычном нагревательном цилиндре (см. рис. 5,15). Рассекатель в этом цилиндре не закреплен и свободно опирается

на держатель форсунки. Часть тепла подводится к рассекателю через опорное гнездо и центрирующие ребра.

На срезах, сделанных с затвердевшего прутка, можно заметить три темные полосы окрашенного материала, которые предшествуют основной массе окрашенной пластмассы (рис. 5,18). Расположение этих трех полос соответствует расположению направляющих ребер хвостовика рассекателя. Гранулы пластмассы, расположенные в непосредственной близости к ребрам, разогреваются и расплавляются раньше, чем остальной материал. Непосредственные измерения показывают, что температура материала, находящегося у ребер, может превышать температуру остальной массы материала на 25 °С (рис. 5,19).

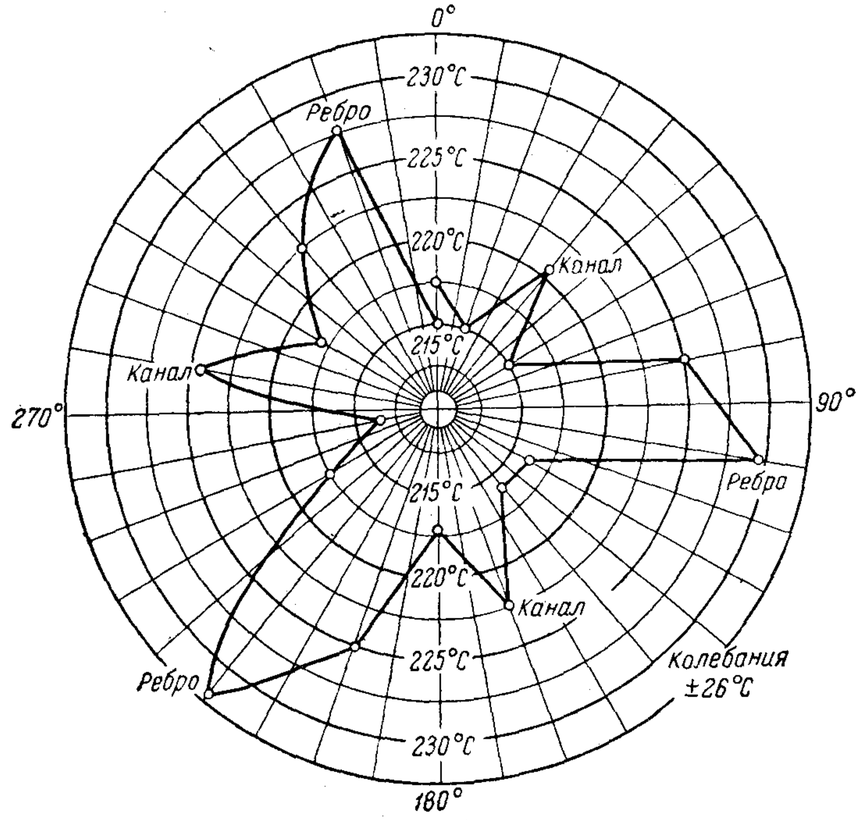


Рис. 5,19. Изменения температуры расплава ребрами рассекателя.

Рассчитав величину отношения S^2/V (см. стр. 368), можно найти значения характеристического коэффициента K_d, которое для этого цилиндра составит 0,023—0,025. В цилиндре такого типа направляющие ребра служат для передачи тепла к пластмассе и всегда способствуют возникновению неоднородности распределения температур в материале.

Гораздо лучшие результаты получаются, если рассекатель (торпеда) закрепляется при помощи центрального фланца (рис. 5,20). Интенсивный подвод тепла к материалу начинается, как только пластмасса входит в нагревательную камеру. Поэтому необходимо, чтобы бóльшая часть тепла подводилась к переднему концу рассекателя. Крепление фланцевого типа приближает источник тепла к нерасплавленному материалу, а это вызывает увеличение характеристического коэффициента K_d до 0,028—0,032.

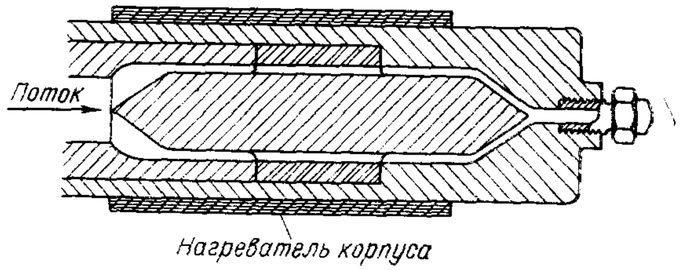


Рис. 5,20. Рассекатель, закрепленный центральным фланцем.

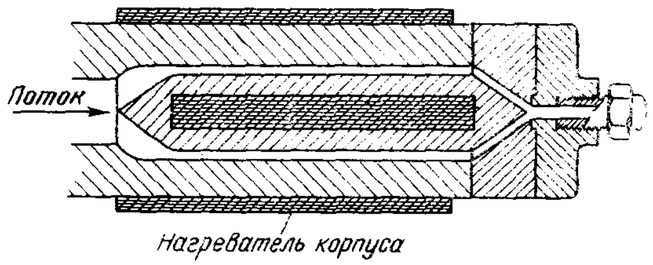


Рис. 5,21. Рассекатель с внутренним обогревом.

Для прохода расплава по окружности фланца просверливаются отверстия с плавно закругленными кромками. Таким образом создается своеобразное препятствие потоку материала. Однако, если поступающий к фланцу материал успевает полностью расплавиться, то возникающее при этом сопротивление незначительно. Если же длина переднего конца рассекателя недостаточна или если перерабатываемый материал плавится слишком медленно, то сопротивление течению будет весьма существенным.

Наиболее интенсивный обогрев рассекателя достигается при расположении источника тепла непосредственно в самом рассекателе. Обычно для обогрева рассекателя используются электронагреватели, хотя в некоторых случаях применяется пар или горячее масло. Нагреватели следует размещать так, чтобы максимальное количество тепла выделялось у переднего конца рассекателя. Место установки регулирующей термопары должно

выбираться в области наиболее высокой температуры (рис. 5,21). У нагревательных цилиндров с обогреваемыми рассекателями величина характеристического коэффициента K_d достигает 0,051. Одним из серьезных недостатков при работе с обогреваемыми рассекателями является появление серебристых полос на готовых изделиях. Это происходит тогда, когда воздух, обычно содержащийся в пустотах между гранулами, затягивается материалом в зазоры между рассекателем и цилиндром. Если температура поверхности рассекателя ниже температуры поверхности стенки цилиндра, то воздух может сравнительно легко выйти обратно вдоль рассекателя. Однако возникновение полос не всегда обусловливается попаданием в нагревательную камеру воздуха.

Наиболее простой способ повышения производительности нагревательного цилиндра состоит в увеличении отношения S^2/V, достигаемого увеличением поверхности нагрева или уменьшением объема нагреваемого материала или тем и другим одновременно.

Основная трудность при этом заключается в том, что сопротивление течению может существенно увеличиться или возникнут какие-либо другие нежелательные явления. В настоящее время на практике минимальное сопротивление потоку удается обеспечить в том случае, если площадь поперечного сечения кольцевого канала у начала рассекателя по меньшей мере равна площади поперечного сечения литьевого плунжера. Осуществлению этого требования препятствуют некоторые конструктивные соображения. Так, по мере увеличения диаметра рассекателя увеличиваются и напряжения в стойках, на которых рассекатель закреплен внутри литьевой камеры. Одновременно с повышением давления в камере приходится увеличивать и толщину стенок нагревательного цилиндра.

По мере продвижения вдоль камеры материал все более и более разжижается. Поэтому оказывается возможно увеличить диаметр рассекателя для того, чтобы уменьшить величину зазора и улучшить условия теплопередачи. При этом следует соблюдать особую осторожность, так как самое незначительное уменьшение зазора обычно сопровождается увеличением сопротивления течению, что может свести на нет все преимущества, достигаемые увеличением нагревательной способности. Можно также значительно удлинить нагревательную камеру. Однако чаще всего сопротивление течению возрастает слишком сильно. Одновременно вследствие увеличения объема нагревательного цилиндра продолжительность пребывания пластмассы при повышенной температуре может оказаться слишком велика. Другим недостатком, присущим нагревательным цилиндрам удлиненного типа, является усложненное крепление рассекателя и затрудненная центровка камеры относительно литьевой форсунки.

Можно существенно увеличить коэффициент теплопередачи, если удалять нагретый материал от горячих поверхностей и смешивать его с более холодным материалом. Это достигается применением торпеды, на поверхности которой имеются ребра, расположенные так, что ни одно из них не находится непосредственно позади какого-нибудь другого ребра (рис. 5,22). Благодаря такому

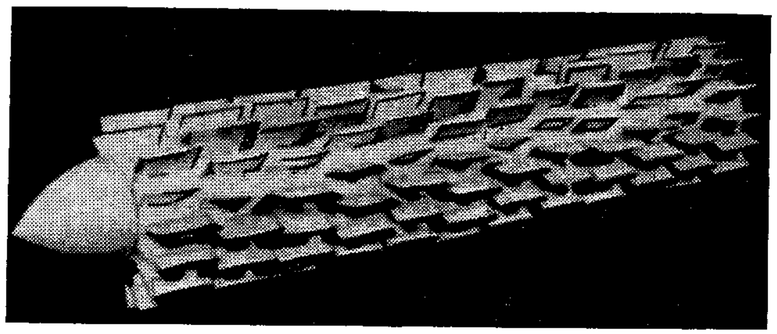


Рис. 5,22. Ребристый рассекатель.

расположению ребер происходит интенсивное отделение нагретого материала от горячих ребер потоком холодного материала, что приводит к значительному увеличению нагревательной способности цилиндра.

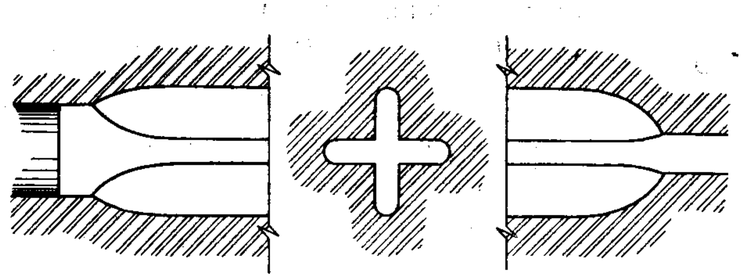


Рис. 5,23. Нагревательный цилиндр с пазами.

Известны и другие удачные конструкции нагревательных цилиндров, в которых увеличение нагревательной поверхности цилиндра достигается за счет применения каналов с сложным профилем поперечного сечения.

Одним из примеров такой конструкции является нагревательный цилиндр, на внутренней поверхности корпуса которого профрезерованы глубокие пазы (рис. 5,23). В нагревательных цилиндрах такого типа материал в основном течет по центральному каналу. Установив в центральном канале небольшой стержень или рассекатель, можно улучшить нагревательную характеристику цилиндра. Во избежание возможной закупорки прохода

пластмассой размер рассекателя должен быть очень точно подобран.

В другой конструкции нагревательного цилиндра в массивной стальной болванке просверлены мелкие отверстия (рис. 5,24). Нагревательные цилиндры такого типа обладают очень высоким термическим к. п. д. Известные затруднения возникают при изготовлении плавных подходящих каналов. Дополнительным недостатком цилиндров такой конструкции является возможность проскакивания непроплавленных гранул через центральные отверстия.

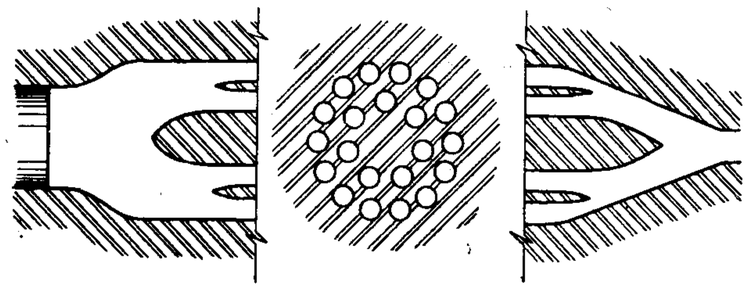


Рис. 5,24. Нагревательный цилиндр с продольными отверстиями.

Нагрев пластмассы в обычных нагревательных цилиндрах, которые были описаны выше, осуществляется только за счет процесса теплопередачи. Это значит, что соприкасающиеся с горячими металлическими поверхностями слои пластмассы нагреваются почти до температуры этих поверхностей. К более отдаленным слоям материала тепло передается от этих нагретых слоев. Можно оценить влияние низкой теплопроводности пластмассы на процесс теплопередачи, сопоставляя время, необходимое для прогрева слоев различной толщины.

Ниже приведено изменение времени прогрева полистирола (при нагревании его от комнатной температуры до 232 °С) в зависимости от толщины пластины (температура поверхности нагревателя 260 °С):

Толщина пластины, *мм* . . .	12,7	6,35	1,59	0,8
Время прогрева, *сек*	921	230	[14]	3,6

В первоначальный момент соприкосновения материала со стенкой нагревателя скорость теплопередачи велика. Если во время каждого цикла удалять нагретый поверхностный слой и заменять его холодным материалом, то можно сохранить высокую скорость теплопередачи. Этот принцип и лежит в основе конструкции нагревательных камер с разделением расплава типа «полилайнер»[1,12].

Для разделения массы расплава на большое число отдельных потоков в камеру нагревателя вставляется цилиндрическая или коническая втулка с перфорированными стенками (рис. 5,25). На наружной поверхности втулки фрезеруются пазы, по которым расплав проходит к литьевой форсунке. В некоторых кон-

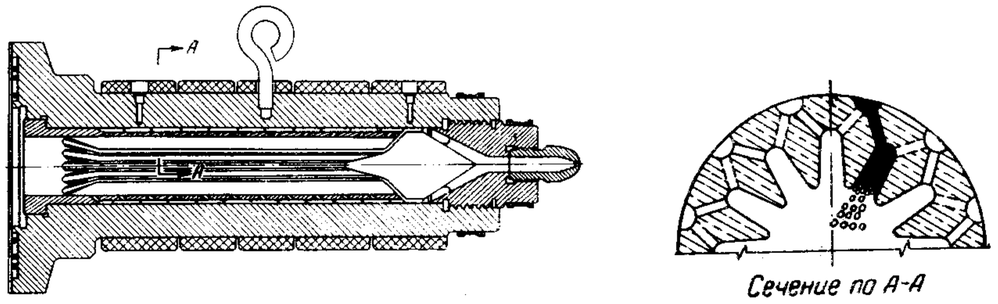


Рис. 5,25. Нагревательный цилиндр с разделением расплава на отдельные потоки.

струкциях «полилайнера», чтобы предотвратить попадание через центральное отверстие нерасплавленного материала в форсунку, один конец втулки заглушают. Хотя коэффициент теплопередачи в нагревательных цилиндрах с разделением расплава намного выше, чем в обычных, при проектировании их также необходимо обеспечивать достаточную величину передающей тепло поверхности. Площадь этой поверхности можно рассчитать, пользуясь вышеприведенным методом. Отличие заключается только в определении толщины слоя пластмассы, так как в данном случае предполагают, что при каждом впрыске с поверхности нагрева удаляется слой расплава одинаковой толщины. Толщина слоя равна отношению объема к площади поверхности. После этого рассчитывается время, необходимое для нагрева такого слоя пластмассы с термическим к. п. д., равным 0,90.

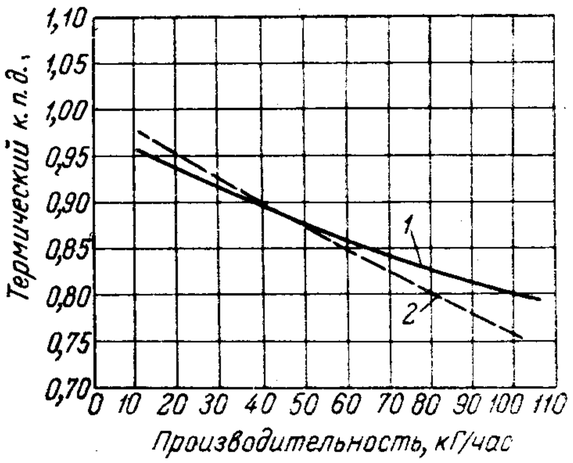


Рис. 5,26. Термический к. п. д. нагревательных цилиндров с разделением расплава (вес впрыскиваемой порции 225 *г*, температура 260°):

1—цилиндрическое отверстие цилиндра; *2*—коническое отверстие цилиндра.

На рис. 5,26 представлена диаграмма, рассчитанная для различных значений площади нагревательной поверхности, объемов

впрыскиваемых порций и времени цикла, иллюстрирующая зависимость термического к. п. д. от пластикационной производительности нагревательного цилиндра. Расчет показывает, что нагревательные цилиндры с разделением расплава могут работать с гораздо более высокими скоростями, чем цилиндры обычного типа.

Несмотря на то, что площадь нагревательной поверхности у цилиндра с конической втулкой составляет примерно одну треть площади нагревательной поверхности цилиндра с цилиндрической втулкой, их термические к. п. д. почти одинаковы. Это можно объяснить двумя причинами. Во-первых, поперечное сечение каналов, по которым расплав перетекает из внутренней полости втулки, настолько мало, что материал, проходя по ним, прогревается равномерно. Во-вторых, высокие потери давления, возникающие при продавливании холодной пластмассы через каналы, представляют собой энергию, которая рассеивается в материале в виде тепла (рис. 5,27).

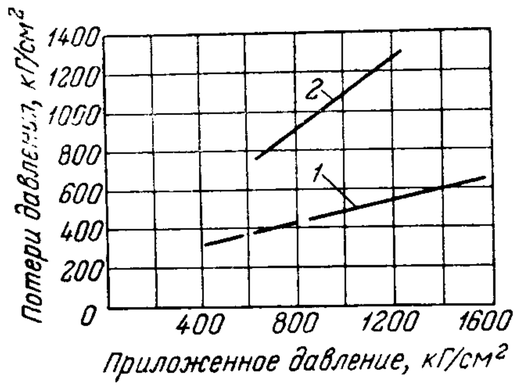


Рис. 5,27. Потери давления в нагревательных цилиндрах с разделением расплава:

1—цилиндр с цилиндрическим отверстием; *2*—цилиндр с коническим отверстием.

Из приведенных выше данных о величине потерь давления не следует делать вывода об абсолютном преимуществе нагревателя с цилиндрической втулкой по сравнению с нагревателем с конической втулкой. Угол при вершине конуса следует рассчитывать так, чтобы объем поступающих гранул равнялся объему удаленного слоя расплава. Правильный выбор конструкции позволяет значительно уменьшить потери давления и обеспечивает более полное удаление расплавленного материала из внутренней полости втулки.

Одним из существенных достоинств нагревательных цилиндров с разделением пластмассы является то, что холодный центральный стержень гранулированного материала служит превосходным газоотводящим каналом, по которому из расплава удаляются воздух или другие летучие продукты.

Регулирование температуры

Обогрев нагревательных цилиндров литьевых машин обычно осуществляется ленточными нагревателями сопротивления, которые укрепляются на наружной поверхности цилиндра. Были предприняты попытки применить для этой цели масляный и паро-

вой обогрев, однако они не увенчались успехом. В зависимости от размеров цилиндра нагреватели группируются в две или три тепловые зоны, каждая из которых имеет свою систему регулирования температуры.

Количество тепла, которое необходимо подводить к различным местам нагревательного цилиндра, не одинаково.

Наибольшее количество тепла приходится подводить в загрузочной части, где нагретый корпус цилиндра соприкасается с охлаждаемой водой горловиной питающего бункера. В местах первоначального соприкосновения холодной пластмассы с обогревающей поверхностью величина теплового потока особенно велика.

На рис. 5,28 изображено распределение температур по длине нагревательного цилиндра. Температуры замерялись термопарами, расположенными в направлении течения термопласта и отстоящими друг от друга на 50 *мм*.

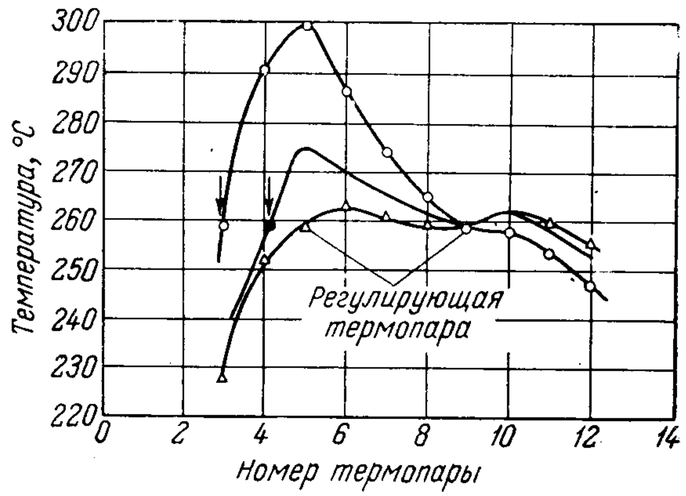


Рис. 5,28. Влияние места установки регулирующей термопары (длина цилиндра 600 *мм*).

Приведенный график показывает, что, используя термопару как датчик регулирующего устройства, можно эффективно управлять температурой участка цилиндра, находящегося в непосредственной близости от нее (в данном случае—это область, отстоящая от термопары не более чем на 38 *мм*). При смещении крайней термопары дальше, к загрузочному отверстию (как показано стрелками на рис. 5,28), средняя температура корпуса нагревательного цилиндра увеличивается. Обычно наилучшие результаты получаются, если поместить управляющую термопару в средней трети регулируемой зоны.

Увеличение количества циклов или пластикационной производительности вызывает изменение температурного профиля (рис. 5,29). Область холодного материала проникает дальше вглубь цилиндра, что в свою очередь приводит к увеличению расхода тепла в центральной части цилиндра. Одновременно температура этой части цилиндра понижается. Это увеличение количества необходимого тепла не распространяется на переднюю часть цилиндра. Поэтому с увеличением продолжительности включения нагревателей повышается температура передней части цилиндра.

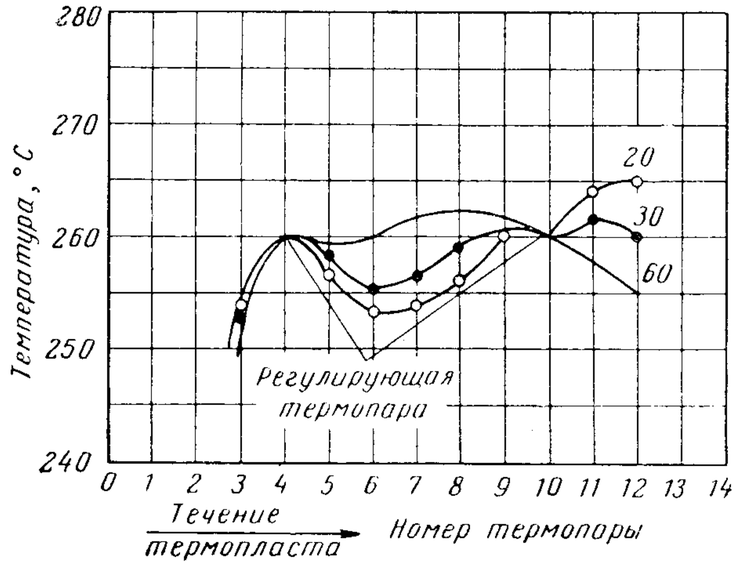


Рис. 5,29. Распределение температур в нагревательном цилиндре при различных значениях производительности. Цифры на кривых—время цикла в сек.

Установка теплоизоляционного кожуха на корпусе нагревательного цилиндра приводит к уменьшению на 25% количества потребляемой нагревателями электроэнергии. Одновременно уменьшается величина перепада температур между нижней и верхней частями цилиндра (рис. 5,30). Этот перепад температур возникает вследствие того, что холодный воздух, соприкасающийся с нижней частью цилиндра, нагреваясь, обтекает его с обеих сторон и образует восходящий поток над его верхней частью. Поэтому для того чтобы избежать перегрева материала, рекомендуется располагать термопару в верхней части цилиндра.

Отверстие для термопары должно просверливаться на такую глубину, чтобы термочувствительный спай располагался примерно на середине толщины стенки цилиндра. Если расположить спай слишком близко к нагревателям, то он не будет восприни-

мать температуру, существующую на внутренней поверхности цилиндра. Поэтому температура расплава может оказаться заниженной. С другой стороны наличие толстого слоя металла между ленточным нагревателем и термопарой регулятора служит причиной значительного запаздывания в регулирующей системе, что обусловливает большие колебания температуры. Сочетание глубоко и неглубоко расположенных термопар, соединенных параллельно,

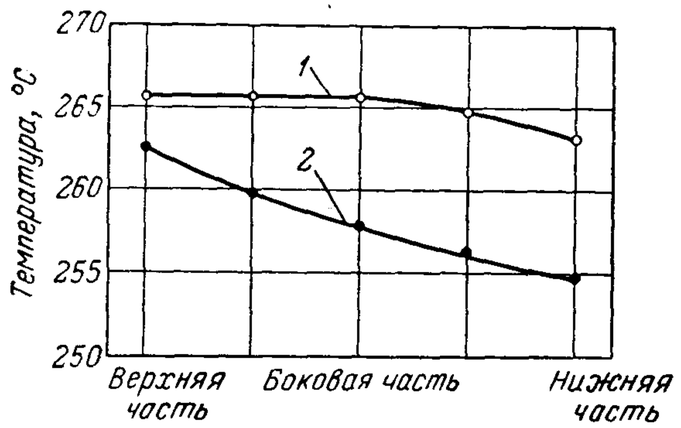


Рис. 5,30. Влияние экранирующего кожуха на распределение температур на поверхности цилиндра:
1—с кожухом; *2*—без кожуха.

позволяет определить среднюю температуру. Такая система регулирования обладает малой инерционностью и существенно улучшает точность регулирования температуры.

Форсунки

Конструкция литьевой форсунки существенно влияет на величину давления и температуры впрыскиваемого в форму расплава. Не следует применять форсунок, обладающих чрезмерным сопротивлением. Большое значение имеет поддержание равномерной температуры в протекающем через форсунку расплаве. Поэтому не рекомендуется нагревать или охлаждать материал в форсунке. Нужно лишь предотвратить охлаждение нагретого в цилиндре расплава.

Использование стандартных форсунок с длинным коническим каналом приводит к возникновению чрезмерного сопротивления потоку (рис. 5,31).

Форсунки свободного истечения. Для уменьшения сопротивления потоку применяются форсунки свободного истечения (рис. 5,32). Малое сопротивление потоку достигается укорочением сопла, через которое вытекает расплав (до 3 *мм*).

Форсунки с обратным конусом. Форсунки с обратным конусом (рис. 5,33) широко применяются при литье кристаллических полимеров (например, полиамидов), которые имеют высокую и довольно четко выраженную температуру плавления. Если температура форсунки слишком высока, то в интервалах между впрысками такие полимеры могут вытекать из форсунки или, наоборот, затвердевать в ней в случае отвода слишком большого количества тепла от форсунки к литниковой втулке.

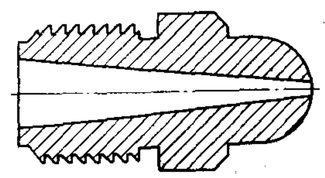


Рис. 5,31. Обычная литьевая форсунка.

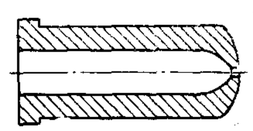


Рис. 5,32. Форсунка свободного истечения.

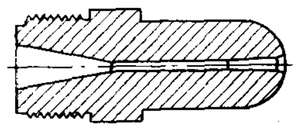


Рис. 5,33. Форсунка с обратным конусом.

Форсунки с обратным конусом позволяют без особых затруднений удалить застывший материал из узкого конца канала и, следовательно, избежать чрезмерного увеличения температуры до значений, при которых вытекание расплава может привести к технологическим осложнениям[15].

Форсунки с шариковыми клапанами. В прессформах с «точечными впусками» время впрыска, как правило, больше, чем в

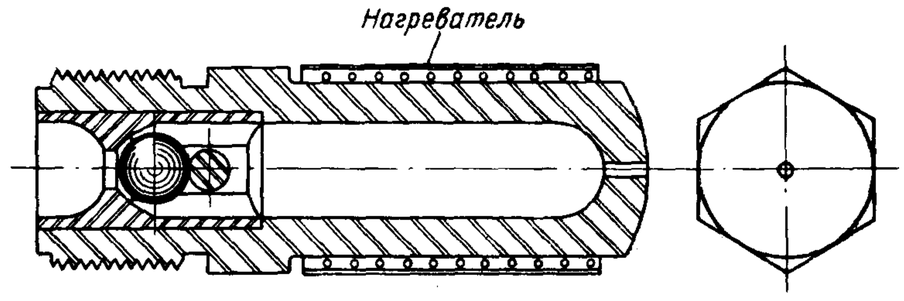


Рис. 5,34. Форсунка с шариковым клапаном.

прессформах с обычными впусковыми каналами. Однако материал в точечном впуске быстро затвердевает, благодаря чему уменьшается время пребывания литьевого плунжера в переднем положении.

При литье крупных изделий применение точечных впусков нецелесообразно. В этих случаях можно уменьшить время выстоя плунжера и ускорить затвердевание расплава во впуске, используя форсунки с шариковыми клапанами (рис. 5,34). Шариковый клапан такой форсунки пропускает расплав в прессформу. При обратном ходе плунжера шарик перемещается обратно, препят-

ствуя вытеканию расплава. Это обратное перемещение шарика сопровождается вытеканием из прессформы незначительного количества расплава. В форсунках такого типа поток не остается прямолинейным. Поэтому величина их сопротивления и время очистки при переходе на материал другого цвета больше, чем у обычных форсунок.

Удлинение форсунки. Применение удлиненных форсунок, конец которых доходит почти до стенки изделия, позволяет сократить время цикла и уменьшить вес впрыскиваемого за один цикл материала, так как длина впускового канала очень мала. Использование форсунки такого типа особенно целесообразно при работе по автоматическому циклу, так как изделия, отлитые в безлитниковых прессформах, не требуют последующей обрезки литников.

Уменьшение продолжительности цикла достигается за счет укорочения литниковых каналов (некоторое уменьшение времени заполнения и возможность понижения температуры расплава) и более быстрого охлаждения. При этом нет необходимости в существенном увеличении сечения впускового канала. Конструкция форсунки, применяющейся для литья тонкостенных сосудов, изображена на стр. 393 (см. рис. 5,41).

Величина площади соприкосновения форсунки с прессформой должна быть минимальна. Для того чтобы не произошло переохлаждения, нагреватели форсунок необходимо снабжать чувствительными терморегуляторами. Удлиненные форсунки должны обладать достаточной прочностью. Особое внимание следует обращать на точность совпадения оси форсунки с осью литникового отверстия формы. Форсунки такого типа могут применяться в прессформах с обогреваемыми литниками и в прессформах с несколькими форсунками (см. стр. 394, рис. 5,42).

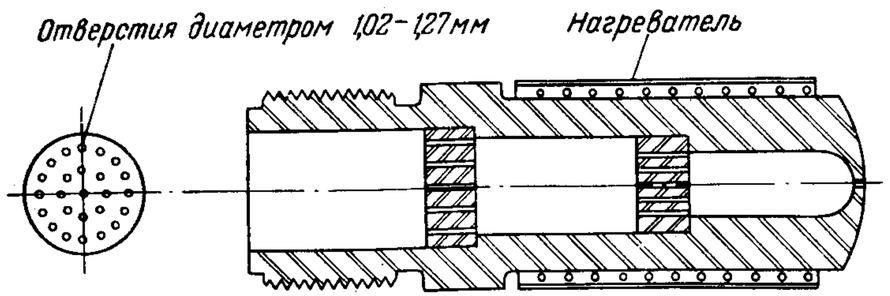


Рис. 5,35. Смесительная форсунка.

Смесительные форсунки. Смесительные форсунки используются для литья материалов с применением сухих пигментов (сухое окрашивание). Для того чтобы осуществить смешение,

в канале форсунки устанавливается специальное сопротивление, которое разбивает поток и способствует возникновению в нем завихрений. Простая конструкция смесительной форсунки с решетками изображена на рис. 5,35. Известны и другие конструкции форсунок, например форсунка типа «ананас», винтовая форсунка и форсунка с перфорированным вкладышем, которые обеспечивают качественное смешение. Во всех случаях установка дополнительного сопротивления вызывает увеличение потерь давления в форсунке.

Прессформы для литья под давлением

Основное назначение прессформы состоит в том, чтобы при затвердевании заполняющего ее расплава образовывалось изделие определенной геометрической формы, обладающее заданными размерами, удовлетворительным качеством поверхности и хорошими физико-механическими свойствами. При этом особенно важно, чтобы отформованные изделия обладали одинаковыми размерами, отклонение которых не должно выходить за пределы допусков, одинаковыми качеством поверхности и физико-механическими свойствами. Конструкция прессформы должна удовлетворять требованиям рентабельности, т. е. затраты на изготовление должны окупаться в течение срока их службы.

При работе с прессформой особое внимание следует уделять технике безопасности. Прессформы должны обладать максимально возможным сроком службы; вероятность их поломки должна быть сведена к минимуму.

Оценку конструкции прессформы необходимо производить уже на стадии проектирования. Разумеется, нельзя сформулировать никакого универсального критерия степени совершенства прессформы, ни предложить каких-либо унифицированных технических требований.

Теоретические соображения дают возможность определить комплекс требований к прессформе, который на практике почти никогда не удается удовлетворить. Теория позволяет инженеру выбрать правильное направление при разработке конструкции прессформы. Однако окончательную оценку конструкции прессформы следует производить, сообразуясь с конкретными производственными условиями. Конструктивные соображения имеют такое же значение, как и технологические требования, и при проектировании прессформы их следует также учитывать.

Прежде чем приступить к конструированию прессформы, необходимо оценить предполагаемую конструкцию по следующим показателям: срок службы; прочность; экономичность; удобство обслуживания; жесткость; материал прессформы.

Детали прессформы

Типичная литьевая прессформа представлена на рис. 5,36. На рис. 5,37 показаны шесть основных частей, из которых состоит эта форма. Назначение основных частей формы соответствует их названиям.

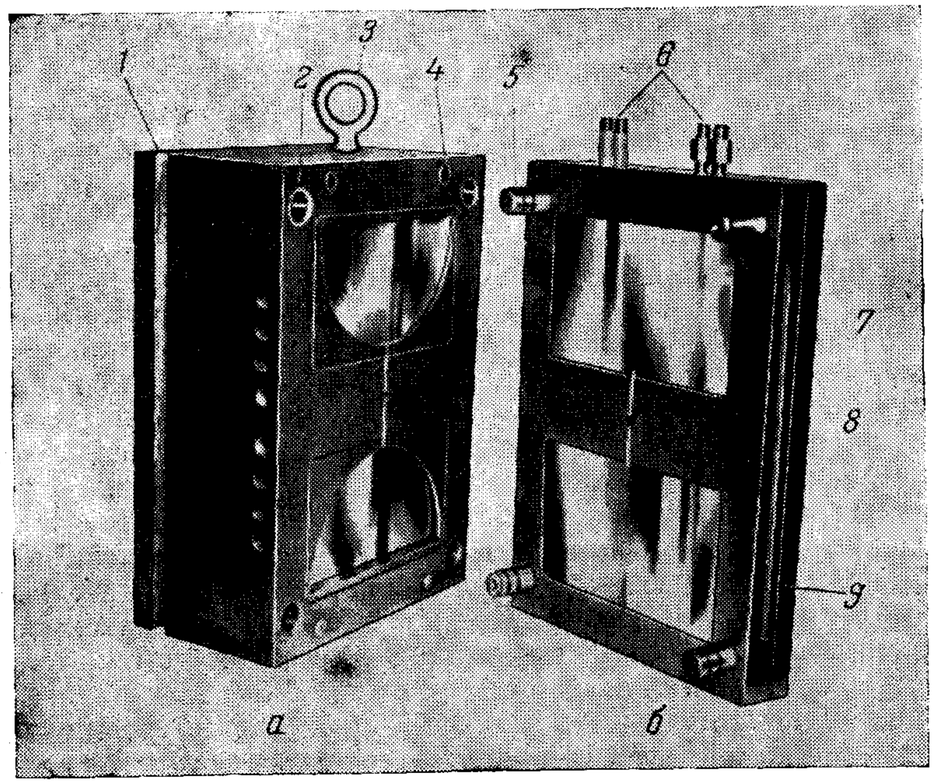


Рис. 5,36. Обычная прессформа для литья двух полукруглых изделий:
а—задняя половина (выталкивающая); *б*—передняя половина (литьевая); *1*, *9*—установочные пазы; *2*—втулка направляющего штифта; *3*—рым-болт; *4*—штанга возврата плиты выталкивателей; *5*—направляющий штифт; *6*—водяные коммуникации; *7*—центральный литник; *8*—литниковый канал.

Матрица формы. В матрице прессформы пластичный материал приобретает форму изделия. Поэтому при конструировании прежде всего рассматривается именно эта часть прессформы. Давление, при котором расплав впрыскивается в прессформу, вызывает в стенках матрицы напряжения, достигающие $7 \cdot 10^2$—$1{,}3 \cdot 10^5$ *кГ/см*^{2}. Эти напряжения вызывают существенную деформацию прессформы, которая не причиняет никаких повреждений изделию, если напряжения не превышают предела упругости материала формы. Если допуски на размеры формуемого изделия очень

малы, то материал, из которого изготовлена форма, должен обладать высокой жесткостью, а момент сопротивления изгибу отдельных участков формы должен быть настолько велик, чтобы деформация стенок формы не превышала допуска на размеры изделия.

Размеры гнезда формы должны быть несколько больше истинных размеров изделия для того, чтобы скомпенсировать его усадку при охлаждении. Факторов, влияющих на усадку изделия. так много, что подсчитать их суммарный эффект очень трудно, Поэтому конструктору прессформы приходится при определении усадки полагаться на практические данные. Ниже приведены типичные значения припусков на усадку (в %) для различных полимеров:

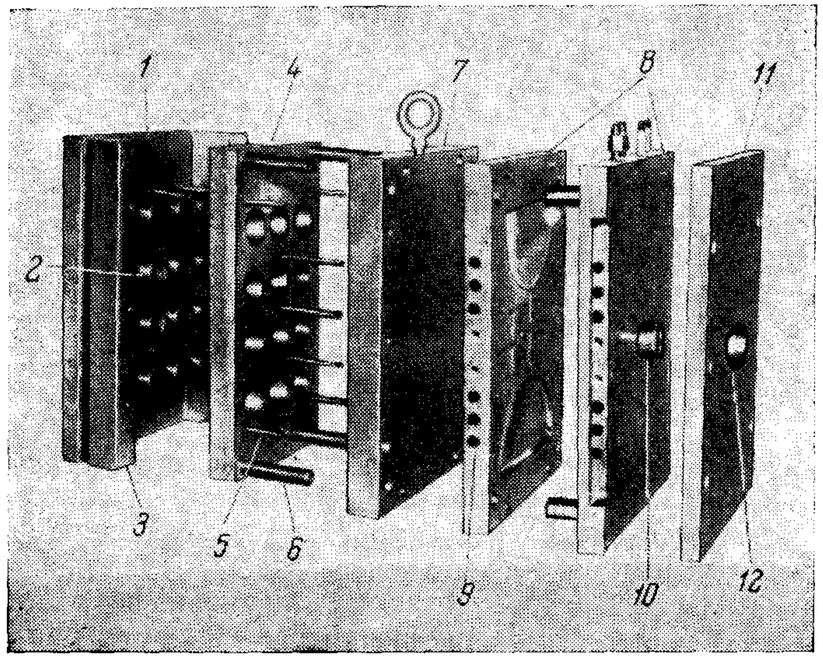


Рис. 5,37. Детали обычной прессформы:
1—корпус выталкивателей; *2*—упоры; *3*—упорная планка выталкивателя; *4*—плита выталкивателей; *5*—выталкиватель; *6*—штанга возврата плиты выталкивателей; *7*—опорная плита; *8*—плиты с запрессованными в них полуматрицами; *9*—заглушки водяных каналов; *10*—литниковая втулка; *11*—передняя плита; *12*—центрирующее кольцо.

Ацетат целлюлозы . . .	0,4—0,8	Полиэтилен	0,5—4
Полиметилметакрилат . .	0,3—0,8	Полистирол	0,3—0,8
Найлон	0,5—4		

Обычно на практике допуск на размеры готового изделия может составлять ±0,1% от номинального размера. Это позволяет компенсировать непостоянство в величине усадки.

Кристаллические полимеры обладают очень широким интервалом усадок потому, что при кристаллизации их объем сильно уменьшается. Степень кристаллизации полимера при его остывании в прессформе зависит от ряда факторов и изменяется в широких пределах. В некоторых случаях в прессформу может попадать нерасплавленный материал. Так как он уже обладает известной степенью кристалличности, то величина его усадки определяется прежде всего коэффициентом термического расширения. Это, по-видимому, основная причина, затрудняющая правильное предсказание величины усадки кристаллических полимеров.

Другим фактором, от которого зависит усадка, является величина препятствующих усадке внутренних напряжений. Так, при литье тонкостенных цилиндрических изделий из полиэтилена или найлона усадка может составлять только 0,5%. В таких изделиях сердечник формы препятствует усадке материала. При этом процесс кристаллизации может развиваться, как обычно. Однако возникающие усадочные напряжения релаксируют в результате «холодного течения» пластмассы, происходящего под воздействием остаточных напряжений, вызванных наличием сердечника.

Требования к качеству поверхности большинства литых изделий связаны с необходимостью обеспечить гладкую и блестящую поверхность. Гладкость поверхности изделия полностью определяется качеством обработки поверхности гнезд прессформы и в первую очередь тщательностью полировки и уходом за прессформой. Закаленная сталь труднее всего поддается полировке, однако ее можно отполировать до очень высокого блеска, причем полированная поверхность почти не подвержена абразивному износу. Очень устойчивый глянец имеют изделия, отлитые в стальных прессформах, на полированную поверхность которых нанесен электролитическим методом тонкий слой хрома. Этот слой предохраняет также поверхность прессформы от ржавления.

Прессформы, изготовленные из мягких металлов, полируются очень хорошо. Однако они довольно быстро портятся или настолько сильно деформируются, что блестящая поверхность готовых изделий становится волнистой.

Внешний вид поверхности готовых изделий зависит также от ряда технологических факторов, таких, как температура расплава, температура формы, скорость впрыска и присутствие в расплаве воздуха или водяных паров.

Большое значение имеет регулирование температуры поверхности прессформы[9, 21]. Для того чтобы получить изделия с высокой степенью точности, обеспечить стабильность условий заполнения и охлаждения, и гарантировать постоянство физико-механических свойств материала готовых изделий необходимо точно

поддерживать заданную температуру гнезд и сердечников прессформы. В некоторых случаях равномерное распределение температур в форме достигается при использовании металлов с высокой теплопроводностью (алюминий, медь). Однако изготовление литьевых прессформ из таких материалов вряд ли целесообразно в связи с их очень малой жесткостью и недостаточной твердостью, в результате чего срок службы прессформ уменьшается. Кроме того, теплопроводность пластмасс настолько меньше теплопроводности металлов, что выбор в качестве материала формы специального металла, обладающего большей теплопроводностью, чем сталь, не дает почти никаких преимуществ.

В тот момент, когда горячий расплав впрыскивается в форму, температура формы несколько повышается и уменьшается лишь после отвода охлаждающей водой избыточного количества тепла. В обычных условиях колебания температуры формы могут превышать 11 °С. Этих колебаний температуры невозможно избежать, но следует стремиться свести их до минимума. В некоторых случаях отдельные детали прессформы приходится обогревать для того, чтобы поддерживать их при температуре, обеспечивающей заполнение прессформы.

Центральный литник. Размеры центрального литника должны быть по возможности минимальными. Применение литников большого диаметра требует существенного увеличения времени охлаждения. Во многих случаях использование литников с большим диаметром вызывало увеличение литьевого цикла, совершенно несоразмерное с толщиной стенок формуемого изделия. Кроме того, литник большого сечения необходимо очень интенсивно охлаждать для того, чтобы предотвратить его отрыв от изделия при раскрытии формы, когда примыкающий к нему литниковый канал или выталкивающий шток выбрасывает затвердевший материал (так называемый «литник») из отверстия литниковой втулки.

Если длина литника велика, например в прессформах с толстыми стенками, то вследствие конической формы отверстия его сечение в месте соединения с разводящим литниковым каналом может достигать значительных размеров. На практике, чтобы избежать этого, применяют короткие литники в сочетании с удлиненными форсунками, которые могут сильно углубляться в тело формы. Это позволяет использовать короткие центральные литники малого диаметра. Примеры конструкций трехсекционных прессформ такого типа представлены на рис. 5,38 и 5,39. Опыт показывает, что при правильном выборе размеров литниковой системы большинство термопластов можно впрыскивать через литник диаметром не более 6 *мм*. Обычно уменьшение давления в центральном литнике составляет очень небольшую часть полного перепада давлений.

Литниковые каналы. Поперечное сечение литниковых каналов, которые распределяют расплав по всем гнездам формы, должно обеспечивать свободное течение материала. Сопротивление потоку в литниковой системе увеличивается с увеличением длины литникового канала. Строгий математический анализ течения расплава в литниковой системе, учитывающий влияние охлаждения и изменений напряжений сдвига, изложен в работе Джи и Лайона[5].

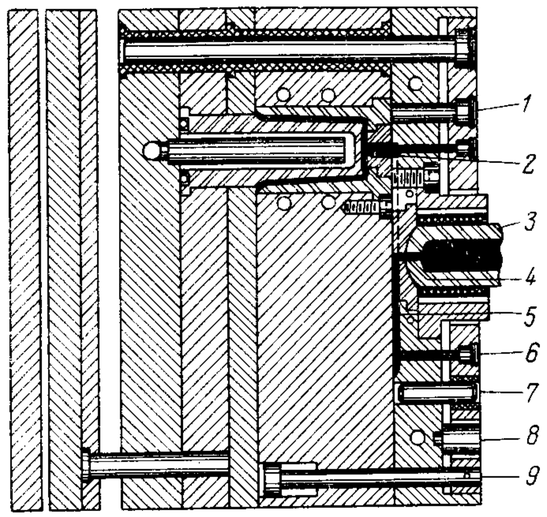


Рис. 5,38. Трехплитная прессформа с принудительным выталкивателем литников (в закрытом состоянии):

1—штанга возврата плиты выталкивателей; *2*—вторичный литник (впуск); *3*—форсунка; *4*—центральный литник; *5*—литниковый канал; *6*—выталкиватель литникового канала; *7*—направляющий штифт плиты выталкивателей *8*—упор; *9*—болт регулировки хода плиты выталкивателей.

Установлено, что наилучшая форма литникового канала—это круглое отверстие, в котором при максимально возможной площади поперечного сечения площадь поверхности стенок, определяющая интенсивность охлаждения расплава в канале, минимальна. Однако с увеличением скорости впрыска и уменьшением времени заполнения формы охлаждение расплава в литниковой системе меньше влияет на процесс литья. Кроме того, исходя из технологических соображений, связанных с условиями изготовления прессформ и конструкциями приспособлений для выталкивания затвердевшего в литниковых каналах материала, оказалось целесообразным применять литниковые каналы с несколько иной формой поперечного сечения (рис. 5,40).

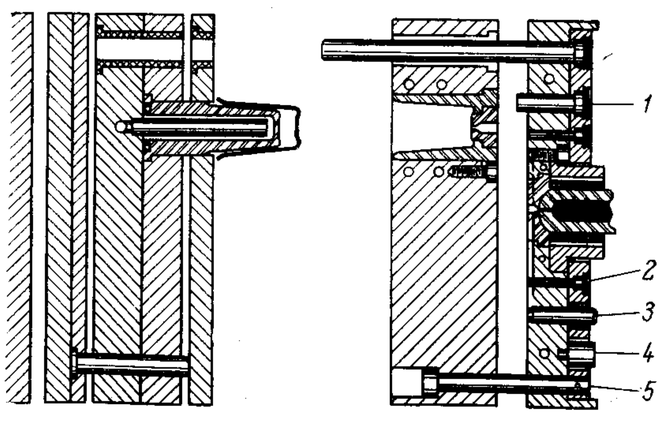


Рис. 5,39. Трехплитная прессформа с принудительным выталкиванием литников:

1—штанга возврата плиты выталкивателей; *2*—выталкиватель литникового канала; *3*—направляющий штифт плиты выталкивателей; *4*—упор; *5*—болт регулировки хода плиты выталкивателей.

Размер литниковых каналов, изображенных на рис. 5,40, можно охарактеризовать их шириной. Для большинства термопластов она не превышает 8 *мм*. Ширина может уменьшаться до 3,2 *мм* или даже до 1,6 *мм* при очень коротких каналах.

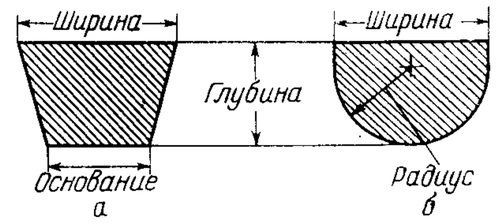


Рис. 5,40. Поперечные сечения литниковых каналов:

а—глубина=2/3 ширины; основание=3/4 ширины; *б*—глубина=1,25 радиуса.

Сопротивление потоку, возникающее в литниковом канале, можно регулировать, изменяя размеры канала. Так как при литье в многогнездных формах необходимо обеспечить одновременное заполнение всех гнезд формы, изменение размеров литникового канала оказывается очень удобным средством для регулирования расхода материала. (Регулирование расхода, осуществляемое изменением размеров впусков, описано ниже.)

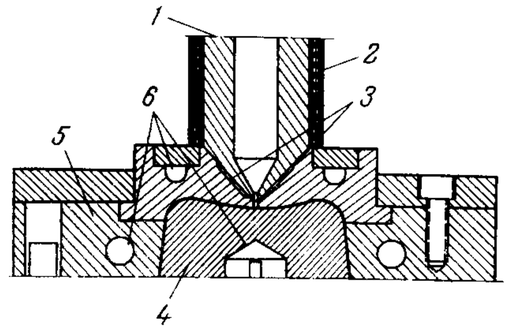


Рис. 5,41. Одногнездная прессформа, заполняемая при помощи удлиненной форсунки:

1—форсунка; *2*—нагреватель; *3*—воздушный зазор; *4*—сердечник; *5*—матрица.

Некоторые специальные конструкции прессформ изготовляются либо совсем без литниковых каналов, либо с обогреваемыми каналами[14]. Если материал, находящийся в литниковой системе, при работе не охлаждается, то такая прессформа называется прессформой с горячим литниковым каналом.

На рис. 5,41—5,43 изображены три типа прессформ, в которых расплав впрыскивается непосредственно из форсунки в гнездо формы. На рис. 5,41 представлена схема одногнездной формы, в которой литьевая форсунка заходит в тело формы и расплав впрыскивается в гнездо через короткий центральный впусковой канал малого диаметра. На рис. 5,42 показана многофорсуночная форма с двумя или более гнездами. Заполнение каждого гнезда производится через индивидуальную литьевую форсунку, которая

устанавливается на конце нагревательного цилиндра. На рис. 5,43 изображена многогнездная форма с горячим литниковым каналом, в которой литниковая система является частью формы. Основное преимущество всех этих систем заключается в том, что в них отсутствует операция обрезки литников и повторное использование образующихся при этом отходов.

Кроме того, прессформы с горячим литниковым каналом позволяют уменьшить объем впрыскиваемого материала по сравнению с объемом, необходимым для заполнения аналогичной прессформы с охлаждаемой литниковой системой. Следовательно, можно уменьшить время впрыска и увеличить количество циклов, в особенности если весовая производительность литьевой машины близка к пределу пластикационной способности нагревательного цилиндра.

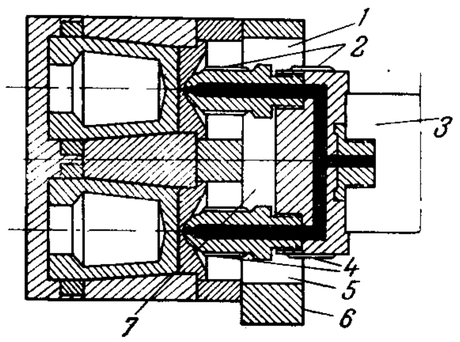


Рис. 5,42. Многофорсуночная форма:
1, 5, 7—воздушные зазоры; *2, 4*—нагреватели; *3*—литьевой цилиндр; *6*—неподвижная плита.

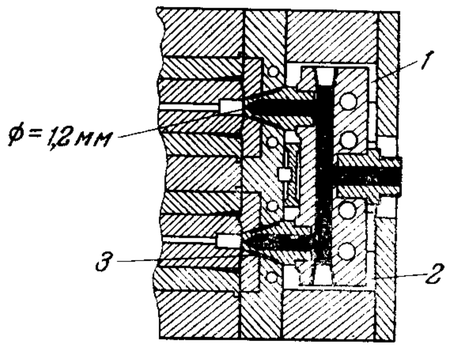


Рис. 5,43. Многогнездная форма с горячим литниковым каналом:
1, 2, 3—воздушные зазоры.

Прессформы, показанные на рис. 5,41—5,43, следует применять только при массовом производстве по полностью автоматическому циклу, потому что их установка и регулировка сильно затруднены. В ряде случаев невозможно избежать появления морщин и складок на изделии в той части, которая прилегает к впусковому каналу, так как горячая форсунка вызывает настолько сильный нагрев стенок формы, что мощность системы охлаждения оказывается недостаточной. Особенное внимание необходимо уделять регулированию давления впрыска, так как в литниковой системе таких прессформ отсутствуют участки, затвердевающие при охлаждении и обеспечивающие отделение горячего расплава от застывшего материала изделия.

Впусковые каналы (впуски). Одной из наиболее существенных деталей конструкции прессформы является впусковой канал. Обычно во впусковом канале расплав встречает значительное

сопротивление. В течение всего периода заполнения прессформы давление в полости формы невелико. Только после полного заполнения прессформы давление в ней быстро возрастает и увеличивается до тех пор, пока оно не станет равным давлению, передаваемому от литьевого плунжера через нагревательный цилиндр и литниковую систему. Если не принять специальных мер, то это давление может оказаться слишком большим. После полного заполнения формы и установления в ней давления температура расплава во впусковом канале понижается настолько, что расплав образует пробку, препятствующую вытеканию еще не затвердевшего расплава из гнезд формы после отхода литьевого плунжера. Затвердевание должно происходить сразу же по окончании стадии заполнения формы. Процесс затвердевания протекает не мгновенно, но желательно свести к минимуму его продолжительность. В то же время размеры впускового канала должны быть достаточными для беспрепятственного заполнения формы.



Рис. 5,44. Длина впускового канала.

В обычных прессформах с точечным впуском (рис. 5,44) регулирование времени заполнения формы осуществляется за счет изменения длины впускового канала[3]. Ширина впуска может быть любого размера, вплоть до ширины литникового канала. Применение более широких впусковых каналов не дает обычно никаких преимуществ. Единственное преимущество впусковых каналов, ширина которых меньше ширины литникового канала, состоит в том, что упрощается операция отделения грата от готового изделия. Рекомендуется применять впусковые каналы шириной от трех четвертей до полной ширины литникового канала. Глубина впускового канала составляет обычно от 0,4 до 0,6 толщины участка сечения отливаемого изделия, к которому подсоединяется впусковой канал. Минимальная длина впускового канала должна равняться его толщине.

В многогнездных формах течение расплава следует регулировать так, чтобы все гнезда формы заполнялись одновременно. Если заполнение какого-либо гнезда по каким-нибудь причинам приостановится, то оно может в дальнейшем и не возобновиться, так как в точечных впусках пластмасса настолько быстро затвердевает, что имеющееся в литниковом канале давление оказывается недостаточным для того, чтобы продавить образовавшуюся пробку.

Одним исключением из изложенных выше общих правил конструирования впусковых каналов является так называемый веерный впуск. Ширина его превышает ширину литникового канала, причем более широкая часть впускового канала, имеющего форму плоского веера, соединяется с формуемым изделием. Веерные впуски применяются для уменьшения остаточных напряжений, появляющихся в прилегающих к впусковому каналу областях крупногабаритных плоских изделий, в том случае, если другие методы уменьшения напряжений неприемлемы.

Из опыта установлено, что для выравнивания времени заполнения длина впусковых каналов, расположенных в непосредственной близости от центрального литника, должна примерно вдвое превышать длину наиболее удаленных впусковых каналов. Длина впусковых каналов, через которые заполняются промежуточные гнезда, должна лежать в указанных пределах и быть обратно пропорциональна расстоянию от центрального литника. Эта практическая рекомендация является следствием очень большого числа наблюдений и дает прекрасные результаты. Некоторые конструкторы прессформ регулируют время заполнения отдельных гнезд не только длиной впусковых каналов, то также и шириной литниковых каналов.

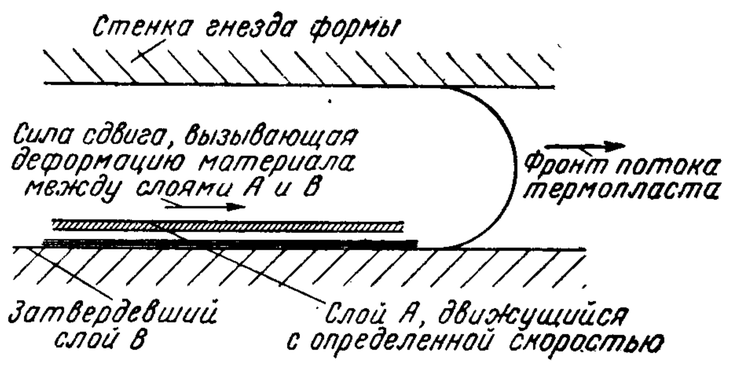


Рис. 5,45. Возникновение замороженных ориентационных напряжений.

Напряжения, возникающие вследствие ориентации и объемного сжатия. Обычно можно представить полимеры состоящими из длинных, беспорядочно расположенных цепных молекул. Во время заполнения прессформы хаотическое расположение молекул переходит в упорядоченное, так как молекулы ориентируются в направлении течения. Как только расплав полимера прикоснется к холодной стенке формы, он быстро охлаждается (рис. 5,45, слой B). Расположенный дальше слой A продолжает двигаться, хотя он также охлаждается. Возникающие между

слоями силы трения вызывают растяжение или ориентацию пластмассы в направлении течения. В результате в готовом изделии существуют замороженные напряжения[17]. Этот вид напряжений можно существенно уменьшить, увеличивая скорость заполнения и повышая температуру стенок прессформы.

Уплотнение расплава после полного заполнения формы (в конце цикла) вызывает дальнейшую ориентацию материала в области, расположенной вокруг центральной части наиболее толстых сечений изделия. Возникающие при этом в прилегающих к впусковому каналу участках в результате объемного сжатия высокие остаточные напряжения можно уменьшить путем увеличения скорости впрыска, ускоренного затвердевания расплава во впусковом канале и уменьшения уплотняющего давления. Применение весового дозирования, которое обеспечивает подачу строго необходимого количества материала в полость формы, также позволяет уменьшить эти напряжения.

Конструкция прессформы

Величина давления расплава в полости формы составляет 35—850 *кГ/см²*. Обычно давление в форме в конце цикла заполнения достигает 280 *кГ/см²*. Это давление, действующее на площадь поперечного сечения гнезд формы, создает очень большую силу. В результате под действием неуравновешенных давлений может произойти смещение или деформация отдельных частей формы.

В большинстве случаев на литьевых машинах формуются тонкостенные изделия с толщиной стенки от 0,3 до 0,89 *мм*. Контейнеры с такой толщиной стенки изготавливаются миллионами штук. Для того чтобы готовые изделия имели стенки с постоянной толщиной, необходимо очень строго выдерживать взаимное положение отдельных деталей прессформы. Можно пояснить это на примере.

Если контейнер с толщиной стенки 1,52 *мм* формуется в прессформе, сердечник которой может смещаться на 0,25 *мм*, то это значит, что у готового изделия толщина одной стенки будет равна 1,77 *мм*, другой—1,27 *мм*. При заполнении такой прессформы не возникнет никаких затруднений и изделие, отлитое в форме с таким смещающимся сердечником, будет вполне пригодно к эксплуатации. Если же приходится формовать изделие, толщина стенки которого должна равняться 0,89 *мм*, а сердечник формы по-прежнему может смещаться на 0,25 *мм*, то в этом случае толщина тонкой стенки составит уже только 0,64 *мм*, а более толстой—1,14 *мм*. Так как толщина одной стенки превышает толщину другой почти в два раза, то при формовании такого изделия возник-

нут серьезные затруднения. Давление литья, необходимое для заполнения формы, придется определять, исходя из того, что толщина стенки равна 0,64 *мм*. Это означает, что при формовании изделий в прессформе со смещающимся сердечником давление литья должно быть больше, чем при формовании того же изделия в прессформе с неподвижным сердечником.

Сопоставление жесткости конструкции производилось на двух прессформах, предназначенных для литья однотипных изделий. В многогнездной прессформе, изображенной на рис. 5,37, взаимное совпадение отдельных деталей осуществляется только при помощи направляющих штифтов. Замеренное при нормальных условиях работы суммарное смещение сердечника, включающее также и незначительный изгиб, составляло 0,23 *мм*. В одногнездной форме, схема которой изображена на рис. 5,46, суммарное смещение сердечника не превышало 0,08 *мм*. Большая жесткость сердечника одногнездной формы достигается при помощи конического хвостовика, который крепится в коническом гнезде, расположенном в центральной части гнезда прессформы. Такое изменение конструкции прессформы позволило уменьшить почти в три раза величину смещения сердечника.

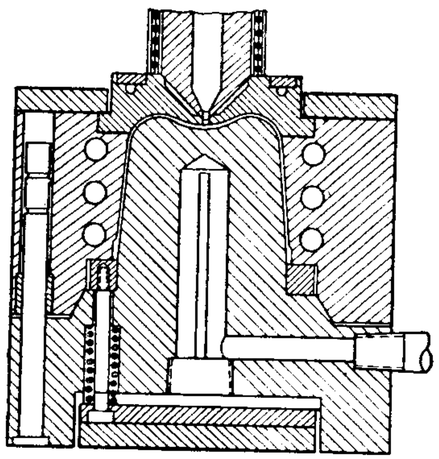


Рис. 5,46. Одногнездная прессформа, рассчитанная для работы по автоматическому циклу.

Дополнительное усовершенствование в конструкции прессформы заключается в применении более массивных пуансона и матрицы. Для увеличения жесткости формы недостаточно применять только более прочные материалы. Необходимо, кроме этого, увеличить моменты сопротивления сечения тела матрицы и пуансона, увеличив для этого размеры поперечного сечения деталей. Различие в конструкции и размерах деталей обеих прессформ наглядно показано на приведенных рисунках. Хорошие результаты получаются, если толщина стенки матриц составляет примерно половину от поперечного размера гнезда.

Можно уменьшить величину деформации гнезда матрицы, воспользовавшись методом внешней поддержки. Для этого матрица устанавливается в массивной стальной плите или обойме. Влияние поддерживающей плиты на жесткость матрицы сказывается лишь после некоторой деформации матрицы. Эта деформация должна быть достаточной для образования большой опорной

площади между наружной поверхностью и внутренней поверхностью обоймы. Иногда необходимая для этого величина деформации может оказаться довольно значительной.

Микроскопическое исследование показывает, что, пока на эти детали не действуют никакие усилия, площадь поверхности соприкосновения между матрицей и обоймой очень невелика. Под действием давления расплава, находящегося в гнезде матрицы, эта площадь постепенно увеличивается. Вначале это происходит свободно за счет зазора между матрицей и обоймой. Далее, по мере увеличения площади соприкосновения матрицы с обоймой, начинает возрастать сопротивление со стороны стенок обоймы, деформирующихся в местах соприкосновения с матрицей. По достижении определенной величины деформации поддерживающая обойма препятствует дальнейшему расширению матрицы. В том случае, если прочность матрицы недостаточна, поддерживающий эффект обоймы может сказаться слишком поздно, когда матрица успеет сдеформироваться настолько, что форма и геометрические размеры изделия уже не будут удовлетворять техническим требованиям. В отдельных исключительных случаях деформация матрицы может оказаться так велика, что готовое изделие не удается извлечь из гнезда формы.

Материалы для прессформ. Литьевые прессформы изготавливаются из самых различных черных и цветных металлов. Иногда выбор материала определяется легкостью механической обработки. В некоторых случаях определяющим фактором является требование минимальной механической обработки гнезда матрицы. Если прессформа предназначена для литья изделий из термопластов, вызывающих коррозию металла, или для работы в условиях повышенной влажности, то особое внимание уделяется коррозионной стойкости материала, из которого будут изготовлены детали формы. Необходимость снижения стоимости прессформы может обусловить выбор мягких, легко обрабатывающихся материалов. Напротив, при необходимости обеспечить длительную непрерывную работу используют высокопрочные износостойкие материалы. В некоторых случаях при выборе металла для изготовления деталей прессформы приходится руководствоваться стремлением избежать коробления больших изделий. Одним из факторов, определяющих выбор тех или иных материалов для деталей прессформы, является количество изготавливаемых изделий. Все это показывает, что совершенно невозможно предложить какие-нибудь общие правила выбора материалов для деталей прессформы.

На практике для изготовления прессформ применяются все марки сталей. Корпус прессформы, в отверстия которого запрессованы стальные каленые вкладыши-гнезда, изготавливают из

малоуглеродистых и обычной никелевой сталей. Для изготовления фрезерованных деталей прессформы применяются самые различные легированные стали. К ним могут относиться стали, закаливающиеся в воде, в масле, на воздухе и, наконец, самозакаливающиеся стали.

Многие детали прессформ изготавливаются как из холоднокатаной, так и горячекатаной стали. Литые детали используются очень редко в основном вследствие недостаточной прочности и недостаточной химической чистоты металла. Однако в отдельных случаях литые болванки из нержавеющей стали успешно применяются для изготовления матриц сложной геометрической формы, механическая обработка и отделка которых вызывает большие затруднения.

Плиты форм (поддерживающие корпуса матриц, несущие выталкиватели), упорные втулки и направляющие штифты изготавливаются из горячекатаной стали. Преимущество горячекатанной стали заключается в том, что, обладая меньшими остаточными поверхностными напряжениями, эта сталь лучше обрабатывается.

Во многих случаях опорные или промежуточные плиты изготавливаются из легированной стали и закаливаются. Это делается для того, чтобы плиты, подвергающиеся при работе знакопеременным нагрузкам, не проседали под их воздействием. Было замечено, что у плит из мягкой горячекатаной стали наблюдаемый после продолжительной работы прогиб достигает 0,79 *мм*. Деформация каленых плит под нагрузкой имеет такую же величину, но они не проседают, так как возникающие напряжения не превышают предела упругости. При закалке плит следует иметь в виду, что их не рекомендуется калить до той же твердости, до которой закаливается поверхность матрицы.

Стали, закаливающиеся в воде, почти не применяются для изготовления деталей прессформы, так как детали сложной формы склонны к растрескиванию и короблению. Исключение составляют только цилиндрические детали, такие, как штоки выталкивателей, штифты и иногда соединительные штанги. Стали, закаливающиеся в масле, применяются для изготовления деталей матрицы и пуансона. Эти стали очень хорошо термообрабатываются и при их закалке можно получить самое различное сочетание таких свойств, как твердость, допустимое удлинение, прочность и др.

Детали формы, при закалке которых особенно важно избежать возникновения закалочных трещин или коробления, изготавливаются из сталей, закаливающихся на воздухе. Самозакаливающиеся стали закаливаются при продолжительном нагревании. Обычно закалка таких сталей производится до твердости, при

которой еще возможна их механическая обработка. После изготовления из них матриц или пуансонов, для того чтобы не повредить готовые детали, после механической обработки они не подвергаются никакой термообработке.

Заготовки для крупногабаритных прессформ, которые нельзя получить из стандартного проката, изготавливаются из поковок, размеры и формы которых приближаются к размерам и форме прессформы.

Поскольку при ковке в металле возникают значительные остаточные напряжения, перед механической обработкой кованых заготовок их следует отжечь. Затем, после того как до заданного размера останется только 3 *мм*, заготовки следует повторно отжечь. Такой повторный отжиг позволяет сильно уменьшить опасность растрескивания и коробления, которые могут возникнуть при окончательной термообработке.

Матрицы прессформ изготавливают также из самых различных цветных металлов; во многих случаях такие матрицы работают вполне удовлетворительно. Из цветных металлов можно изготавливать матрицы сложной геометрической формы литьем или прессованием. В тех случаях, когда в прессформах отливают небольшие партии или образцы изделий, цветные сплавы оказываются наилучшим конструкционным материалом. Однако при высоких давлениях литья этими прессформами пользоваться нельзя. Так, например, бериллиевая бронза может закаливаться до твердости, примерно равной 45 R_C, которая достаточна для большинства случаев формования. Однако жесткость бериллиевой бронзы составляет только две трети от жесткости стали, и деформация прессформы из бериллиевой бронзы при одинаковом давлении литья в полтора раза превышает деформацию стальной прессформы.

Алюминиевые и магниевые сплавы легко поддаются механической обработке. Поэтому они часто применяются для изготовления пробных форм, механическая обработка которых требует значительно меньше времени по сравнению со стальными. Эти металлы намного мягче бериллиевой бронзы и в ряде случаев их жесткость оказывается недостаточной для использования в качестве материала литьевых прессформ. Эти сплавы совершенно невозможно упрочнить до таких значений твердости, при которых изготовленные из них прессформы можно было бы применять для формования больших партий изделий.

Легкоплавкие металлы, такие, как сплав Вуда, «киркситт» и свинец, применялись для изготовления литьевых прессформ только в очень редких случаях, так как прочность их недостаточна для того, чтобы противостоять давлению литья и выдерживать длительную эксплуатацию.

Влияние давления, температуры и времени на процесс литья под давлением

Уравнение состояния

Параметрами, определяющими качество готового изделия, являются давление, средняя температура и плотность находящегося в форме материала (перед самым раскрытием формы). В большинстве случаев интересно знать, как эти параметры будут зависеть от времени после окончания процесса заполнения прессформы. Если известны геометрические размеры прессформы, температура расплава на входе в форму и температура формы, то из уравнений теплопередачи можно рассчитать зависимость средней температуры отливки от времени. При этом неизбежно приходится прибегать к ряду упрощений, хотя в большинстве случаев удается получить достаточно точное решение. Зависимость плотности и давления от времени приходится определять из опыта. Однако нет необходимости экспериментально определять зависимость обоих этих параметров, так как они связаны друг с другом уравнением состояния, справедливым, как показал опыт, для большинства аморфных полимеров[16]:

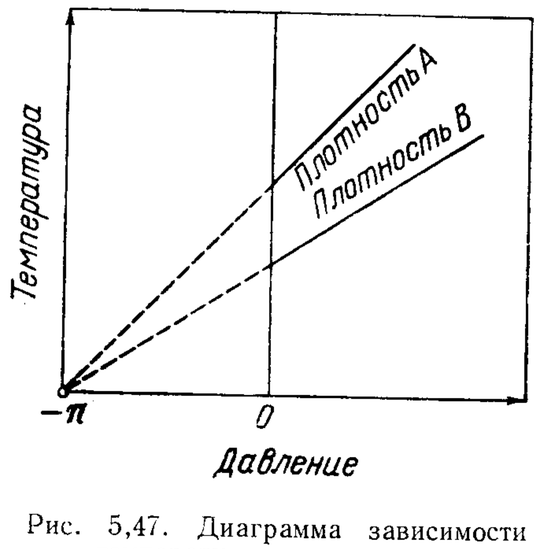


Рис. 5,47. Диаграмма зависимости температуры от давления.

$$(P + \pi)(V - \omega) = RT$$

где P—давление;
V—удельный объем;
T—средняя абсолютная температура;
π, ω и R—константы, известные для большинства обычных полимеров.

Из уравнения состояния следует, что при постоянной плотности давление является линейной функцией температуры.

Прямые линии, изображенные на рис. 5,47, проходят через общую точку с координатами $P=-\pi$; $T=0$ °К. Углы наклона этих линий зависят от плотности. Графики такого типа помогают анализировать данные, полученные при исследовании процессов, происходящих в литьевой форме[18].

Диаграмма давление—температура

Метод определения и регистрации давлений в полости прессформы и в литьевой форсунке описан Колем[11].

Можно представить типичную диаграмму литьевого цикла в виде графика температура—давление, определив значения температуры в каждый момент времени из условий теплопередачи. Полученную таким образом кривую разбивают на отдельные участки, каждый из которых характеризует определенную стадию цикла (рис. 5,48):

1) холостой ход;
2) заполнение формы;
3) подпрессовка;
4) обратное вытекание;
5) затвердевание материала во впускном канале;
6) охлаждение затвердевшего материала.

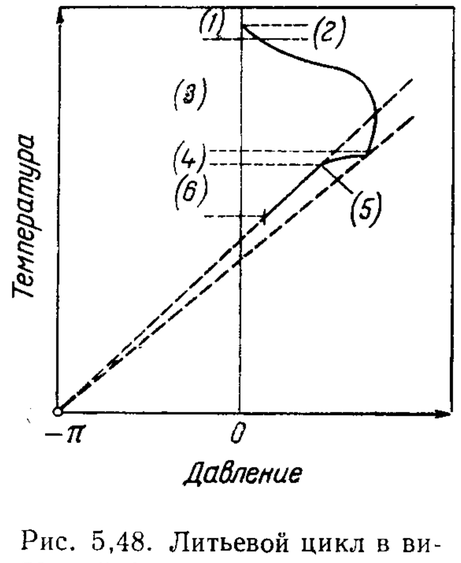


Рис. 5,48. Литьевой цикл в виде диаграммы зависимости T—P.

Пользуясь этой диаграммой, можно выбрать давление и температуру, при которых следует раскрывать прессформу. Прежде всего необходимо, чтобы изделие было достаточно жестким и сохраняло свою форму. Это означает, что температура материала изделия к моменту раскрытия формы должна понизиться до некоторого определенного значения T_s.

Величина остаточного давления P_r в прессформе к моменту открытия, во избежание поломки или повреждения поверхности отливки, не должна превышать некоторого определенного значения. В то же время в прессформах с сердечником можно определить величину минимального разрежения, при котором изделие не будет прилипать к сердечнику. Далее на большинстве отливок, за исключением очень тонкостенных изделий, при слишком большом уменьшении давления появляются пузыри и недопрессовки. Эти два крайних значения давления и величина максимально допустимой температуры определяют область диаграммы, которой должен соответствовать момент раскрытия прессформы. При охлаждении температура и давление в форме приближаются к этой области по линиям постоянной плотности (рис. 5,49).

На этом же рисунке показаны пределы возможных изменений плотности, при которых качество изделия остается удовлетворительным.

Вес находящегося в прессформе материала, а следовательно, и линия постоянной плотности, определяются величиной давления и температуры, при которых расплав затвердевает во впусковом канале. Изображенные на рис. 5,50 кривые охлаждения показывают, что момент затвердевания расплава соответствует точке, в которой кривая охлаждения отклоняется от прямой линии. Можно заметить, что все точки, соответствующие моменту затвердевания при различных давлениях, располагаются почти вдоль прямой линии. Это означает, что температура затвердевания материала во впусковом канале обратно пропорциональна величине давления в прессформе. Истинное значение температуры затвердевания определяется главным образом температурой стенок прессформы, температурой затвердевания полимера и размерами впускового канала.

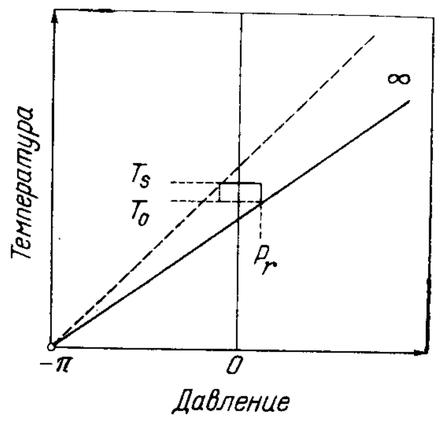


Рис. 5,49. Диаграмма зависимости $T—P$ для определения условий раскрытия прессформы.

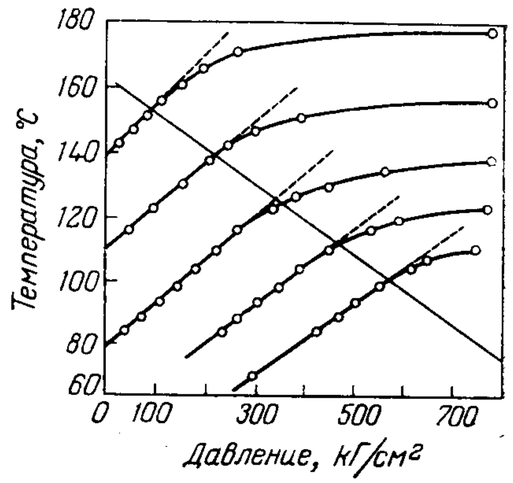


Рис. 5,50. Диаграмма $T—P$, на которой представлены кривые затвердевания материала во впусковом канале.

Оптимальный момент открытия прессформы определяется давлением и средней температурой материала в форме при затвердевании материала во впусковом канале.

На линию затвердевания можно выйти различными путями, выбор которых зависит от сочетания положений органов управления, находящихся в распоряжении оператора. Момент затвердевания материала во впусковом канале зависит от трех факторов: 1) температуры расплава на входе в прессформу; 2) максимального давления в прессформе; 3) времени уплотнения.

На рис. 5,51 представлены некоторые способы выхода на кривую затвердевания. Кривая *1* описывает процесс литья при пониженном давлении в форме. При этом плунжер находится в переднем положении до начала затвердевания. С момента выхода на

кривую затвердевания давление и температура материала, находящегося в прессформе, изменяются в соответствии с кривой охлаждения независимо от положения плунжера. Обычный режим литья представлен кривой *2*. В этом случае плунжер поддерживает давление в прессформе, подавая в нее дополнительное количество материала. После понижения температуры полимера в форме до определенного значения литьевой плунжер начинает отходить обратно. При этом некоторое количество пластмассы вытекает и давление в прессформе понижается до тех пор, пока загустевший расплав не перестанет вытекать из формы. Любое увеличение времени уплотнения приводит к увеличению веса находящегося в прессформе материала.

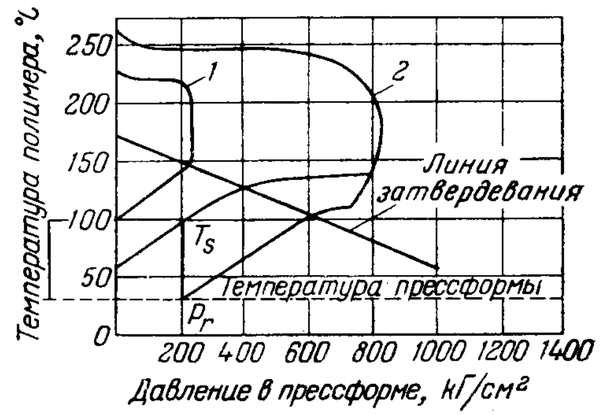


Рис. 5,51. Диаграмма $T—P$, на которой представлены кривые затвердевания и литьевые циклы с различным временем пребывания литьевого плунжера в переднем положении.

Влияние весового дозирования. Одним из методов, позволяющих получать нужные значения температуры и давления в прессформе, является весовое дозирование. При правильном регулировании в прессформу поступает строго определенное количество материала. Благодаря этому давление в прессформе в момент затвердевания материала во впусковом канале обеспечивает формование качественного изделия.

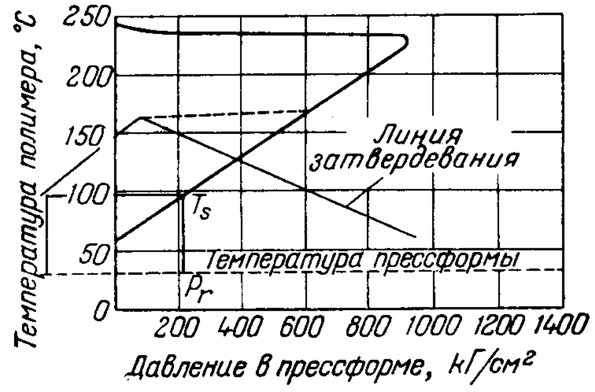


Рис. 5,52. Диаграмма $T—P$ при весовом дозировании.

В том случае, если время пребывания плунжера в переднем положении достаточно для того, чтобы материал во впусковом канале успел затвердеть и предотвратить вытекание материала из прессформы, вес всех изделий будет совершенно одинаков. При этом кривая зависимости температуры от давления в процессе охлаждения будет приближаться к кривой охлаждения, описывае-

мой уравнением состояния для данной порции материала (рис. 5,52).

Если время пребывания плунжера достаточно для того, чтобы линия охлаждения пересеклась с линией затвердевания материала во впусковом канале, готовые изделия получаются высокого качества. Если же время пребывания плунжера слишком мало, как это изображено пунктирной прямой, то после отвода плунжера наблюдается вытекание из формы некоторого количества материала. Вес отливок при этом несколько меньше расчетного. Возникающие при таком режиме работы затруднения не исчерпываются уменьшением веса отливок.

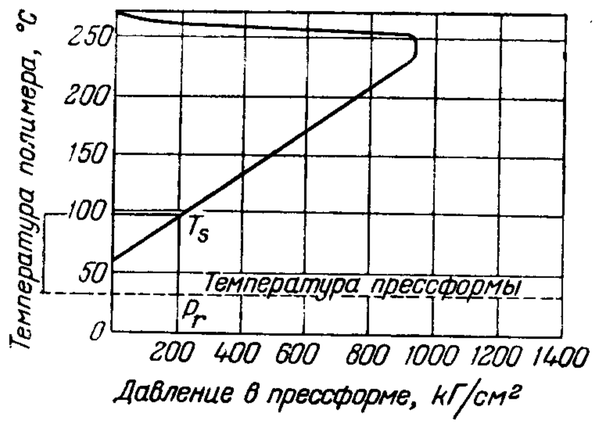


Рис. 5,53. Диаграмма T—P, полученная при использовании форсунки с обратным клапаном.

Поскольку отлитые изделия имеют слишком малый вес, а дозатор подает в машину каждый раз одно и то же количество полимера, через некоторое время оно может оказаться слишком большим и превысить величину порции, необходимую для впрыска.

Роль обратных клапанов. Применение форсунок с шариковыми клапанами или форсунок и литниковых втулок с другими запирающими устройствами позволяет механически закупорить прессформу при любых значениях давления и температуры в форме. Поскольку в процессе литья под давлением температура и скорость охлаждения могут изменяться, момент затвердевания материала во впусковом канале может не совпадать в разных циклах литья. Форсунки с обратными клапанами запирают прессформу в момент отхода литьевого плунжера назад и прекращения подачи материала в форму. Благодаря этому качество отливок не зависит от продолжительности периода затвердевания материала во впусковом канале. Прессформа может быть заперта при более высоких давлении и температуре расплава, что дает возможность увеличить максимальное давление впрыска и сократить время заполнения формы.

Применение форсунок с обратным клапаном позволяет выбирать момент запирания, соответствующий любой точке прямой, описываемой уравнением состояния для такой плотности, которая обеспечивает получение высококачественного изделия. На рис. 5,53 изображена диаграмма T—P для цикла литья, в котором заполнение формы производилось при давлении и температуре, определявшихся давлением впрыска и температурой литьевой камеры. Во время прямого хода плунжера в прессформе происходит обычный процесс уплотнения материала. Но как только плунжер начинает обратное движение, шариковый клапан перекрывает центральный литник при давлении и температуре, намного превышающих значения, соответствующие линии затвердевания материала во впусковом канале. Процесс охлаждения идет в этом случае по линии, обеспечивающей получение качественных изделий.

Формуемость

Определение понятия формуемость. Слово «формуемость» используется часто в очень широком смысле. С точки зрения технолога, занимающегося литьем под давлением, можно предложить простое и ясное определение этого понятия: формуемость—это мера скорости и простоты, с которой можно изготовить из данного полимера изделие, удовлетворяющее определенным требованиям.

Выражение «определенным требованиям» касается условий приемки. Эти условия зависят как от вида материала, так и от назначения изделия и подлежат специальному уточнению при каждом определении формуемости.

Теория формуемости. Основная цель, к которой стремится каждый технолог,—это выпуск качественных изделий с максимально возможной производительностью. Поэтому необходимо уделять особое внимание продолжительности одного литьевого цикла. При определении оптимальных условий формования в первую очередь следует установить комплекс требований, которым должно удовлетворять готовое изделие.

В основном эти требования сводятся к одному: в изделиях не должно быть никаких дефектов или по крайней мере их число и размеры не должны превышать определенного минимума.

Для различных изделий приходится создавать и различные критерии формуемости. Однако многие требования носят общий характер. Ниже приведен типичный комплекс требований, которые входят в критерий, определяющий формуемость изделия:

1) жесткость;
2) легкость выгрузки;
3) минимальное количество дефектов;
4) соответствие между формой гнезда и формой изделия;
5) минимальная величина замороженных ориентационных деформаций, не выходящая за пределы допуска на геометрические размеры изделия.

Требование (1) означает, что средняя температура изделия в момент открытия прессформы не должна превышать температуру размягчения T_s.

При литье массивных изделий с большим поперечным сечением это требование выполняется далеко не всегда. Вместо этого готовое изделие немедленно по удалении из прессформы погружают в охлаждающую ванну. Этот метод следует все же применять лишь в самых крайних случаях, так как при таком охлаждении на поверхности изделий часто образуются вмятины или пузыри. Требование (2) означает, что величина остаточного давления в момент открытия прессформы не должна превышать давление P_r, при котором изделие можно свободно удалить из формы.

Так как нецелесообразно охлаждать изделие ниже температуры T_s, то для правильного выбора режима литья достаточно

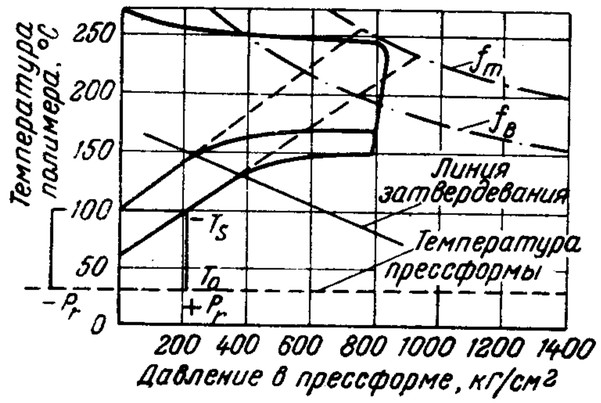


Рис. 5,54. Диаграмма, определяющая предельные условия литья.

рассмотреть участок диаграммы T—P, заключенный между линиями постоянной плотности, достигающими температуры T_s при давлениях—P_r и $+P_r$ (рис. 5,54).

Требование (3) относится к продолжительности процесса заполнения прессформы и определяет максимально допустимую величину времени заполнения, при которой качество поверхности готовых изделий еще удовлетворяет эксплуатационным требованиям. Существует также минимальное время заполнения, дальнейшее уменьшение которого невозможно для машины данной конструкции. Максимальное давление и температура формы, соответствующие минимальному и максимальному времени заполнения, описываются на рис. 5,54 кривыми f_B и f_m (f_B—максимальное время, f_m—минимальное время заполнения).

При выборе рабочих параметров, соответствующих минимальной продолжительности литьевого цикла, минимальное время

охлаждения определяется по кривой охлаждения, которая проходит через точку с температурой T_s. Определяя давление и температуру впрыска по кривой f_m, получим минимальное время заполнения. Остается, правда, некоторая свобода выбора параметров литья—максимального давления и температуры расплава в полости формы, а также времени подпрессовки. Существуют и дополнительные ограничения, связанные с термическим разложением полимера при его перегреве, величиной максимально возможного для данной машины давления литья и минимально возможной температурой прессформы.

Изображенные на графике температура и давление относятся только к одной определенной точке прессформы. Поскольку температура и давление материала, находящегося в форме, в различных местах неодинаковы, их значения в любой точке прессформы должны укладываться в определенные выше пределы. Может оказаться, что в прессформе с очень сложной конфигурацией полости матрицы давление и температура в некоторых точках изделия не будут укладываться в эти пределы. Тогда в этих точках возможны недопрессовки, царапины или другие поверхностные дефекты.

Если продлить линии постоянной плотности за пределы линии затвердевания материала во впускном канале, то можно заметить, что иногда плотность находящегося в прессформе полимера больше, чем это необходимо. В этих случаях излишний материал вытекает из прессформы обратно. Этот обратный поток вызывает возникновение в изделии дополнительных замороженных ориентационных деформаций. Чтобы уменьшить величину замороженных ориентационных деформаций в соответствии с требованием (5), можно воспользоваться весовым дозированием, форсункой с обратным клапаном и повышенной точностью регулировки хода литьевого плунжера. Все вышеперечисленные усовершенствования преследуют одну и ту же цель—закупорить прессформу и начать процесс охлаждения материала еще до затвердевания материала во впускном канале.

Анализ параметров, определяющих цикл формования. Поскольку время является одним из наиболее существенных факторов процесса литья, ниже рассматривается время, необходимое для одного полного литьевого цикла.

В производственных условиях литьевой цикл обычно делят на следующие этапы: литьевой ход плунжера, выдержка прессформы в закрытом состоянии, раскрытие прессформы. Такое подразделение довольно удобно для настройки аппаратуры управления, но затрудняет анализ рабочего процесса машины. Поэтому литьевой цикл следует разделить на этапы, связанные с отдельными фазами процесса литья: холостой ход, заполнение формы, под-

прессовка, обратное вытекание, затвердевание материала во впускном канале, охлаждение затвердевшего материала.

Для получения качественного изделия недостаточно обеспечить правильное чередование отдельных этапов литьевого цикла. Необходимо также обеспечить правильную закономерность изменения температуры и давления.

Во время заполнения полимер должен обладать определенной текучестью, и давление литья должно быть достаточным для того, чтобы расплав быстро заполнил всю полость прессформы.

В течение периодов подпрессовки и обратного вытекания необходимо так регулировать давление и температуру находящегося в прессформе полимера, чтобы к моменту затвердевания материала во впусковом канале количество материала в форме было вполне достаточно для получения качественного изделия. Во время последующего охлаждения прессформы происходит дальнейшее уменьшение температуры и давления до значений, при которых можно раскрыть прессформу и извлечь готовое изделие, не опасаясь повредить его. Таким образом, при любом анализе литьевого цикла нужно рассмотреть три параметра: давление, температуру и время.

Литьевой цикл и три основных параметра (давление, температура и время) определяются тремя различными группами факторов: 1) характеристиками машины; 2) характеристиками прессформы; 3) характеристиками полимера.

Каждая величина, входящая в любую из этих трех групп, может изменяться в довольно широких пределах. При выборе оптимальных условий формования нужно последовательно рассмотреть и оценить значение каждой из трех групп факторов:

Давление	Температура	Время
Давление плунжера	Температура нагревателей	Время пребывания плунжера в крайнем переднем положении
Вес впрыскиваемой порции	Температура форсунки	Время охлаждения
	Температура подсушки гранул	Время пребывания прессформы в открытом состоянии
		Скорость плунжера

Эти параметры довольно просто регулировать. Однако они не всегда оказывают непосредственное влияние на качество готового изделия. Все эти величины связаны между собой. Так, например, температура нагревателей определяет величину потерь давления в нагревательном цилиндре. Температура расплава зависит как от времени цикла, так и от температуры нагревателей.

Если, варьируя параметры технологического цикла, не удается получить качественных изделий, необходимо тщательно проанализировать конструкцию прессформы. При этом можно изменять следующие группы факторов:

Факторы, управляющие давлением	Факторы, управляющие температурой	Факторы, управляющие временем
Конструкция центрального литника и разводящих литниковых каналов	Температура прессформы	Время заполнения (см. факторы, управляющие давлением)
Размеры и расположение впусковых каналов	Кривые охлаждения	Время охлаждения (см. факторы, управляющие температурой)
Проходные сечения	Однородность температурного поля	
Длина пути, проходимого материалом	Длина пути, проходимого материалом	

Большинство осложнений, возникающих при литье под давлением, можно устранить, меняя параметры литьевого цикла, а также конструкцию прессформы.

Остается, однако, целый ряд задач, которые не удается разрешить, пользуясь этими двумя методами. Обычно это связано со свойствами перерабатываемых полимеров. К числу характеристик полимера, существенно влияющих на качество готового изделия, относятся:

Реологические характеристики	Тепловые характеристики	Гранулометрические характеристики
Вязкость	Удельная теплоемкость	Размер и форма гранул
Зависимость вязкости от скорости сдвига	Теплота плавления	Смазка гранул
	Теплопроводность	
	Время кристаллизации	

В табл. 10 приведен образец, показывающий, как нужно подходить к решению различных задач, встречающихся при литье под давлением.

Основное уравнение процесса литья под давлением. Количественное описание процесса литья позволяет оценить влияние свойств полимера (например, коэффициента внешнего трения, вязкости расплава), определяющих время заполнения прессформы, а также других свойств (температуропроводности, температуры размягчения), которые влияют на время охлаждения.

Минимальная суммарная величина времени заполнения и охлаждения определяет максимальное значение производительности.

Чтобы подойти к оценке влияния свойств полимера на формуемость, необходимо попытаться вывести уравнение, характеризующее зависимость между свойствами полимера и циклом формования. Вследствие большого разнообразия изделий, которые изготавливаются методом литья под давлением, трудно предложить универсальное уравнение, описывающее все многообразие

Таблица 10

Решение задач, возникающих при литье под давлением

Задачи	Стадии литьевого цикла	Технологические и конструктивные факторы		Свойства полимера	Ограничения
		литьевая машина	Прессформа		
Увеличение производительности Улучшение выгрузки Устранение дефектов: недостаточное количество впрыскиваемого материала появление на изделии линий раздела потоков недостаточно высокое качество поверхности серебристые полосы трещины вмятины коробление Соблюдение постоянства геометрических размеров	Время холостого хода Время заполнения Температура полимера Давление подпрессовки Продолжительность подпрессовки Плотность заполнения Затвердевание материала во впускових каналах Время охлаждения Остаточное давление	Температура нагревателей Режим питания гранулами Давление литьевого плунжера Время пребывания литьевого плунжера в крайнем переднем положении Время пребывания прессформы в закрытом состоянии Время пребывания прессформы в раскрытом состоянии Температура форсунки	Температура прессформы Охлаждающие каналы Проходные сечения Объем изделия Конструкция литника, литниковых и впускових каналов Число гнезд в прессформе	Вязкость расплава Параметры неньютоновского поведения расплава Теплостойкость Зависимость вязкости от температуры Ориентация Сжимаемость Гранулометрические характеристики Плотность Смазка	Возможности системы управления Размеры машины Конструкция машины Назначение изделий Прочность изделий Конструкция изделий Конструкция прессформы Условия полимеризации Предел прочности при растяжении Удельная ударная вязкость Гранулометрический состав Смазка

возможных условий формования. На практике для получения более или менее приемлемого уравнения приходится прибегать к ряду упрощений и допущений.

Из уравнения состояния, которое связывает давление, температуру и плотность, следует, что, регулируя вес впрыскиваемого в прессформу материала, можно обеспечить необходимую величину давления в форме. При использовании точного весового дозатора величины подпрессовки и обратного вытекания оказываются каждый раз одинаковыми и их можно не учитывать. Следовательно, уравнение должно описывать только процесс заполнения прессформы и охлаждения изделия.

При таком упрощении литьевой цикл является функцией только двух переменных: температуры и времени (третья переменная—давление была заменена плотностью, которая регулируется работой весового дозатора и, следовательно, уже не является независимой величиной). Следующий шаг состоит в определении зависимости между температурой и временем. Это можно сделать, определив время, необходимое для заполнения прессформы, и время, необходимое для охлаждения полимера, как функцию температуры. Начальные условия, которым должно удовлетворять данное уравнение,—это температура и давление расплава на входе в прессформу.

Суммарное время цикла складывается из времени холостого хода, времени заполнения и времени охлаждения:

$$t_{\text{сум.}} = d + f + c \qquad (21)$$

Уравнение, по которому можно определить время заполнения, имеет вид:

$$f = \beta \eta_0 P_B^{-\alpha} \qquad (22)$$

где f—время заполнения;

η_0—вязкость при нулевой скорости сдвига;

P_B—давление в форсунке;

β, α—константы.

Температурные поправки на величину вязкости можно рассчитать из уравнения:

$$\eta_0 = \eta_0^* e^{-k(T - T^*)} \qquad (23)$$

где η_0—вязкость расплава при температуре T;

η_0^*—вязкость расплава при температуре $T^* = 225$ °С;

k—постоянная.

Подставляя уравнение (23) в уравнение (22), получаем:

$$f = \beta P_B^{-\alpha} \eta_0 \exp\left[-k(T - T^*)\right]$$

Если подставить в уравнение (22) давление, создаваемое литьевым плунжером, то получим:

$$f = \beta\eta_0 (1 - \gamma)^{-\alpha} P_m^{-\alpha} \tag{25}$$

Учитывая поправку на давление и температуру, получим:

$$f = \beta (1 - \gamma)^{-\alpha} P_m^{-\alpha} \eta_0 \exp[-k(T - T^*)] \tag{26}$$

Процесс охлаждения пластины из термопластичного полимера можно описать в первом приближении следующим уравнением*:

$$\ln Y = -\frac{27{,}5\alpha^2 t}{a^2} + \ln 0{,}81 \tag{27}$$

где α—коэффициент температуропроводности;
t—переменное время;
a—толщина стенки изделия.

$$Y = \frac{T_t - T_m}{T - T_m}$$

где T_t—температура полимера в любой момент времени t;
T_m—температура прессформы;
T—начальная температура расплава полимера на входе в форму (точно замерить температуру расплава можно лишь у литьевой форсунки нагревательного цилиндра).

Время охлаждения изделия в прессформе рассчитывается из уравнения

$$c = -\frac{a^2}{27{,}5\alpha^2}(\ln Y - \ln 0{,}81) \tag{28}$$

При экспериментальном определении формуемости дальнейшее упрощение можно получить в том случае, если исключить влияние центрального литника и литниковых каналов, приблизив конец форсунки непосредственно к полости прессформы. При этом температура форсунки, которую довольно просто замерить, становится такой же, как и температура расплава при входе в прессформу. Входящая в уравнение процесса охлаждения температура T_t—это средняя температура полимера, замеренная после раскрытия прессформы.

Прессформа должна раскрываться в тот момент, когда будут соблюдены следующие условия:

1) минимальное давление в прессформе (лучший вариант—давление в форме равно нулю);

2) средняя температура материала достаточно низка для того, чтобы извлеченное из прессформы изделие не покоробилось.

Первое условие удовлетворяется применением весового дозатора.

* По неопубликованным данным Р. С. Спенсера.

Экспериментально установлено, что для того, чтобы отлитое изделие не покоробилось, его необходимо охлаждать в прессформе до температуры, очень близкой к теплостойкости T_{HD}. Температура коробления до некоторой степени зависит от величины остаточных деформаций и, следовательно, от начальной температуры расплава и температуры прессформы. В качестве первого приближения можно с достаточной степенью точности пользоваться теплостойкостью T_{HD}. Для большей точности определения величины максимально допустимой средней температуры изделия, при которой еще не происходит его коробления, применяются специальные методы.

Уравнение, описывающее литьевой цикл, имеет следующий вид:

$t_{сум.}$—d=время движения плунжера+время пребывания прессформы в закрытом состоянии=время заполнения+время охлаждения $= \beta (1 - \gamma)^{-\alpha} P_m^{-\alpha} \eta_0 \exp[-k(T - T^*)] +$

$$+ \frac{a^2}{27{,}5\alpha^2}\left(\ln 0{,}81 - \ln\frac{T_{HD} - T_m}{T - T_m}\right) \tag{29}$$

В приложении к данной главе приведен пример расчета литьевого цикла для конкретного изделия, формуемого из полистирола.

В настоящее время вряд ли возможно предложить исчерпывающее подтверждение справедливости этого уравнения. Практически почти невозможно подобрать полимеры, отличающиеся друг от друга только величиной вязкости расплава или только теплостойкостью. В целом, однако, если подставить в уравнение (29) граничные условия, характеризующие процесс литья на конкретной машине, то рассчитанная по нему величина времени цикла вполне удовлетворительно согласуется с результатами опытов. Уравнение (29) не учитывает двух существенных моментов: охлаждения полимера, происходящего при заполнении прессформы, и его влияния на время заполнения; возникающей в процессе заполнения ориентации и ее влияния на время охлаждения.

Это уравнение хорошо определяет суммарную величину членов f и c. Однако, если быть точным, полное уравнение должно состоять из четырех членов:

$$t_{сум.} - d = f + c + f_c + c_f \tag{30}$$

где f_c и c_f—величины, определяющие соответственно степень охлаждения в процессе заполнения и влияние возникающей при заполнении ориентации.

Влияние, оказываемое на продолжительность цикла этими двумя взаимно связанными членами, изменяется в зависимости от толщины формуемого изделия. Так, при литье тонкостенных изделий величины f_c и c_f намного больше, чем при литье толстостен-

ных изделий. Поэтому при расчете времени цикла для тонкостенных изделий или при оценке формуемости материала нельзя пренебрегать этими взаимосвязанными членами, так как возникающая при этом ошибка может быть очень велика.

Методы определения формуемости

При определении формуемости материала следует оценивать литьевые характеристики полимера при минимальном расходе материала. Методически эти опыты должны проводиться так, чтобы условия формования возможно больше приближались к условиям переработки. Полученные при определении формуемости результаты дают достаточно полное представление о поведении материала при переработке. Вследствие чрезвычайного разнообразия видов изделий, конструкций прессформы и типов литьевых машин для получения исчерпывающей оценки формуемости необходимо проводить испытания на каждой прессформе и на каждой литьевой машине.

В соответствии с определением понятия формуемости в опытах должны измеряться две группы параметров: скорость формования и факторы, обеспечивающие качественное формование. Скорость формования определяет время цикла. Наилучший метод определения скорости формования—это испытание на минимальное время цикла. Определение условий формования—это по существу определение давления и температуры литья, обеспечивающих качественное заполнение прессформы. Определение условий формования лучше всего производить по диаграмме возможных режимов формования, которая дает представление о величине давлений и температур, обусловливающих формование изделия.

Испытания на минимальное время цикла позволяют определить наименьшую продолжительность цикла литья при формовании изделия в данной прессформе. В то же время диаграмма режимов формования дает возможность определить величину давления и температуры, необходимых для формования изделия при заданной продолжительности цикла. Иногда полученные результаты противоречат друг другу. Может оказаться, что материал, который легко заполняет прессформу, требует для охлаждения больше времени, чем материал более высокой вязкости. Примером может служить формование некоторых марок полиэтилена:

	Полиэтилен А	Полиэтилен В
Температура цилиндра, °С	233	226
Давление литья, необходимое для заполнения прессформы при минимальном времени цикла, *кГ/см²* . . .	1050	1003
Минимальное время цикла, *сек* . . .	28	30

В данном случае охлаждение материала, заполняющего прессформу при меньшей температуре и давлении, происходит более медленно и минимальный цикл литья для него имеет большую продолжительность.

Диаграмма режимов формования. Диаграмма режимов формования строится в координатах T—P. На график наносятся точки, соответствующие значениям давления литья и температуры цилиндра, при которых материал можно отливать в опытной прессформе. Как уже указывалось, при этом могут изменяться только две величины—температура цилиндра и давление литья. Все остальные параметры: продолжительность литьевого цикла, температура прессформы и т. д. остаются неизменными. При любом сравнительном испытании различных материалов используются одни и те же литьевая машина и прессформа и одна и та же методика. Само испытание состоит в постепенном увеличении давления литья при постоянной температуре до тех пор, пока форма не заполнится полностью. Дальнейшее увеличение давления производится до тех пор, пока при заполнении прессформа не начнет раскрываться или пока отлитое изделие не начнет застревать в прессформе. На диаграмму наносятся две точки. Точка, соответствующая давлению заполнения прессформы, и точка, соответствующая давлению раскрытия прессформы. Затем температура цилиндра увеличивается и вся серия опытов повторяется. Последовательное повышение температуры цилиндра продолжается до достижения предельно допустимой для испытываемого материала температуры.

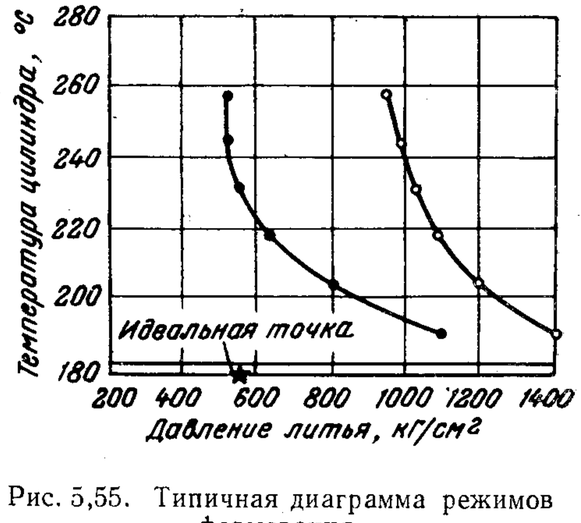


Рис. 5,55. Типичная диаграмма режимов формования.

Типичная диаграмма, полученная при этих испытаниях, представлена на рис. 5,55. Экспериментально установлено, что при температуре 190 °С заполнение прессформы происходит при давлении 1082 *кГ/см²*. При давлении 1400 *кГ/см²* отлитый образец застревает в прессформе. В дальнейшем определяют значения давления, соответствующие точке заполнения и точке застревания в диапазоне температур 190—260 °С, причем температуру цилиндра увеличивают каждый раз на 14 °С. Полученные результаты наносят

на график. Соединяя между собой все точки, соответствующие минимальному давлению заполнения, получают кривую минимального давления литья. Соединяя между собой все точки, соответствующие давлению, при котором может произойти застревание изделия, получают кривую максимального давления литья. Область, заключенная между этими двумя кривыми,—это область формования, так как при любом сочетании давления и температуры в пределах этой области будут формоваться качественные изделия. Диаграмма режима формования позволяет определить значения минимальных и максимальных температур и давлений литья, при которых материал можно отформовать в опытной прессформе.

Диаграммы режима формования различных материалов можно сопоставлять приблизительно, совмещая их друг с другом, или же можно пользоваться количественной оценкой, при которой учитывается как площадь области литья, так и ее расстояние от «идеальной точки» (например, для полистирола 177 °С и 560 $кГ/см^2$).

Минимальный цикл. Второй вид испытаний, который производится при оценке формуемости,—это определение минимального времени цикла, при котором удается отформовать качественное изделие. Для этого выбираются наиболее вероятные сочетания температур прессформы и литьевого цилиндра и определяется максимальная скорость, при которой возможно формование изделия. При этом количество впрыскиваемого материала должно составлять не более 75% от размера номинального впрыска.

Для выхода на установившийся температурный режим приходится производить довольно много впрысков. Прежде всего минимальное время цикла определяется при наименьшей температуре, выбранной по диаграмме режима формования. За первоначальное время цикла выбирается та продолжительность цикла, при которой строилась диаграмма режима формования. При этом продолжительность впрыска несколько увеличивается для облегчения заполнения прессформы.

Подача материала в литьевой цилиндр производится при помощи весового дозатора. Вначале определяется минимальная величина времени пребывания литьевого плунжера в переднем положении. Суммарное время цикла при этом сохраняется неизменным, так как всякое уменьшение времени пребывания плунжера компенсируется соответствующим увеличением времени нахождения прессформы в закрытом состоянии. После определения минимального времени выстоя плунжера уменьшают время пребывания прессформы в закрытом состоянии, уменьшая одновременно общую продолжительность цикла.

В обоих случаях минимальная продолжительность цикла определяется как время, при котором уже не удается отформовать

качественного изделия. Эти опыты повторяются при нескольких выбранных значениях температуры прессформы. После установления минимального времени цикла при нескольких значениях температуры прессформы температуру цилиндра увеличивают на 55 °С и проводят следующую серию опытов при новых значениях температуры формы. Выбор сочетания условий (температура цилиндра и температура прессформы) производится на основе такого практического правила: при низкой температуре цилиндра пользуются прессформой с сравнительно высокой температурой и, наоборот, при высокой температуре цилиндра применяют холодные прессформы.

Описанная методика испытаний позволяет вполне надежно определить максимальную скорость заполнения прессформы и минимальное время, необходимое для затвердевания находящегося в форме материала. Одновременно производится оценка качества полученных изделий по короблению, серебристым полосам, черным полосам, трещинам, пузырям и т. д.

Выбор прессформы. При выборе прессформы для оценки формуемости материала прежде всего следует обратить внимание на такие специфические особенности, как наличие у формуемого изделия металлической арматуры, стенок переменной толщины, выступов и т. д. Обычно такие изделия не формуют в опытной прессформе. Особенности заполнения сложных прессформ требуют специального изучения.

Типичную прессформу для определения формуемости полимерного материала можно характеризовать двумя способами: отношением веса формуемого образца к номинальной величине впрыскиваемой порции машины; отношением толщины образца к площади его поверхности. Если же вес опытного образца приближается к номинальной величине впрыскиваемой порции или часовая производительность машины приближается к номинальной производительности нагревательного цилиндра, то при определении формуемости могут возникнуть дополнительные осложнения, связанные с колебаниями величины впрыскиваемой порции и недостаточностью прогрева материала. Поэтому объем полости прессформы, предназначенной для определения формуемости, должен составлять не более 75% размера номинального впрыска.

Лучше всего определить значения понятий «тонкостенное изделие» и «толстостенное изделие» величиной отношения толщины изделия к площади его поверхности a/S. По этому признаку можно разделить все многообразие прессформ на три категории: пресформы для литья тонкостенных изделий, у которых отношение $a/S \approx 0{,}0004$; прессформы для литья изделий с средней толщиной стенки, $a/S \approx 0{,}001$; прессформы для литья толстостенных изделий, $a/S \approx 0{,}003$.

Пользуясь этой классификацией, можно предсказать, каким образом при постоянных условиях литья будет меняться каждый из четырех членов уравнения формуемости с изменением толщины стенки:

	f	c	f_c	c_f
Тонкостенное изделие $a/S = 0{,}004$	Велико	Мало	Очень велико	Очень велико
Изделие с средней толщиной стенки $a/S = 0{,}001$	Среднее	Среднее	Среднее	Среднее
Толстостенное изделие $a/S = 0{,}003$	Мало	Велико	Мало	Мало

Для очень тонкостенных изделий время заполнения и время охлаждения примерно одинаковы. Охлаждение в основном успевает произойти во время заполнения прессформы, результатом этого часто оказывается недопрессовка изделий. Величины давления и температуры литья, необходимые для заполнения прессформы, будут очень сильно зависеть от процесса охлаждения в прессформе. При литье тонкостенных изделий продолжительность охлаждения сильно зависит от степени ориентации вследствие существенного понижения теплостойкости. Время заполнения такой прессформы также составляет значительную часть литьевого цикла. В этом случае минимальное время цикла является критерием способности полимера быстро заполнять прессформу и мерой возникающей при этом ориентации материала.

Характеристики процесса заполнения прессформы для изделий с средней толщиной стенки аналогичны приведенным выше и до некоторой степени зависят от охлаждения, которое происходит во время заполнения прессформы. Минимальное время цикла определяется главным образом продолжительностью охлаждения. Однако ориентация и процесс заполнения также оказывают определенное влияние на величину минимального времени цикла.

В случае литья толстостенных изделий диаграмма режима формования определяет главным образом условия заполнения прессформы. Охлаждение, которое происходит во время заполнения прессформы, очень незначительно. Минимальное время цикла определяется в основном временем охлаждения изделия. Влияние времени заполнения и степени ориентации очень невелико.

При определении формуемости экспериментально устанавливают все четыре члена уравнения, описывающего литьевой цикл. Значение каждого члена уравнения в конкретных условиях испытания зависит от относительной толщины стенки изделия. Ниже суммируется все изложенное выше об уравнении процесса литья

под давлением и приводится оценка значения каждого члена этого уравнения при испытаниях формуемости:

	Тонкостенное изделие	Изделие со средней толщиной стенки	Толстостенное изделие
Диаграмма режимов формования			
существенно	f_c	f	f
менее существенно	f	c_f	—
несущественно	c, c_f	c, f	c, c_f и f_c
Минимальное время цикла			
существенно	c_f, f	c	c
менее существенно	c, f_c	c_f, f	—
несущественно	—	f_c	f, f_c, c_f

Для всесторонней оценки формуемости необходимо располагать четырьмя группами характеристик полимера:

1) характеристики, определяющие продолжительность заполнения f, т. е. способность полимера легко заполнять прессформу при минимальных значениях давления и температуры расплава;

2) характеристики, определяющие продолжительность охлаждения c, т. е. способность полимера затвердевать;

3) характеристики, определяющие степень ориентации c_f, т. е. способность полимера формоваться с минимальной величиной остаточных напряжений;

4) характеристики, определяющие степень охлаждения, происходящего во время заполнения прессформы f, т. е. способность полимера охлаждаться до тех пор, пока форма окончательно не заполнится.

Полимер, обладающий хорошей формуемостью при литье изделия одной толщины, может оказаться совершенно непригодным для изготовления изделий другой толщины.

Материал, предназначенный для формования тонкостенных изделий, должен обладать следующими характеристиками:

1) высокой текучестью, обеспечивающей малое время заполнения f;

2) высокой теплостойкостью, обеспечивающей малое время охлаждения c;

3) малой степенью ориентации c_f;

4) малой степенью охлаждения при заполнении f_c.

Можно попытаться выразить эти характеристики через свойства полимера и параметры литья.

Высокая величина f означает: низкую вязкость расплава, существенную аномалию вязкости, высокую температуру полимера, малую величину внешнего трения в зоне гранул, высокую температуру прессформы.

Малая величина f_c соответствует: низкой температуропроводности, низкой теплостойкости, высокой температуре прессформы.

Малая величина c_f означает: малую способность к ориентации, высокую температуру прессформы, высокую температуру полимера.

Полимер, предназначенный для формования толстостенных изделий, должен обладать следующими показателями:

1) несущественной величиной f;
2) малым временем затвердевания c;
3) не очень существенными величинами f_c и c_f, которые влияют только на свойства поверхности.

С точки зрения свойств полимера и условий переработки это означает следующее:

величина c—характеризует высокую теплостойкость; высокую температуропроводность; низкую температуру расплава; низкую температуру прессформы.

Требования, предъявляемче к полимеру, меняются в зависимости от толщины стенки в пределах этих двух крайних случаев.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

В приведенном в данной главе уравнении, описывающем литьевой цикл при формовании изделия из полистирола, входят следующие константы и параметры технологического цикла:

$\beta = 8$	$T_m = 65\,°R$	$P_m = 1400$ *кГ/см²*
$\eta_{l0} = 34\,000$ пауз	$T_{HD} = 77\,°C$	$T = 230\,°C$
$1 - \gamma = 0{,}64$	$a = 1{,}77$ *мм*	$\alpha = 3{,}5$

Воспользовавшись этими значениями, можно проследить, как будет меняться время заполнения и время охлаждения при изменении какого-либо одного параметра и постоянных значениях остальных. Время цикла, рассчитанное для приведенных условий, равно:

$$\text{время заполнения } f = 3{,}16 \text{ } сек$$
$$\text{время охлаждения } c = 13{,}11 \text{ } сек$$
$$f + c = t_{сум.} - d = 16{,}27$$

Если прибавить к полученному результату время холостого хода, равное 6 *сек*, то суммарная продолжительность литьевого цикла составит 22 *сек*.

Полученное значение довольно хорошо совпадает с фактическим временем цикла, равнявшимся 21 *сек*. Зависимость времени заполнения, времени охлаждения и суммарного времени цикла от β', вязкости расплава η_{l0}, внешнего трения γ, показателя

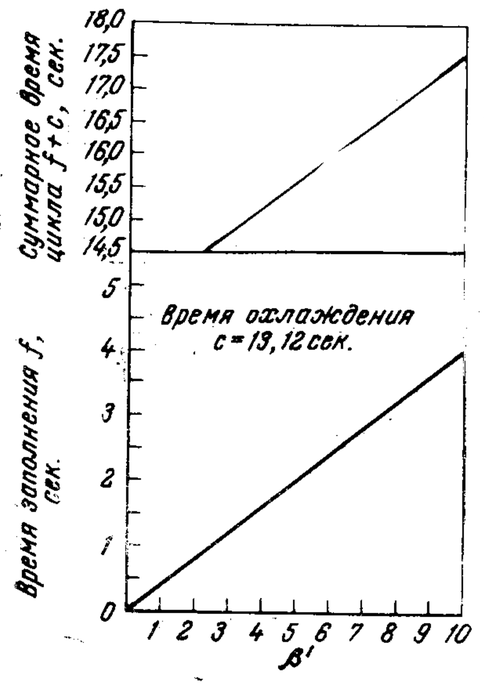


Рис. 5,56. Зависимость продолжительности литьевого цикла от «геометрического» параметра β

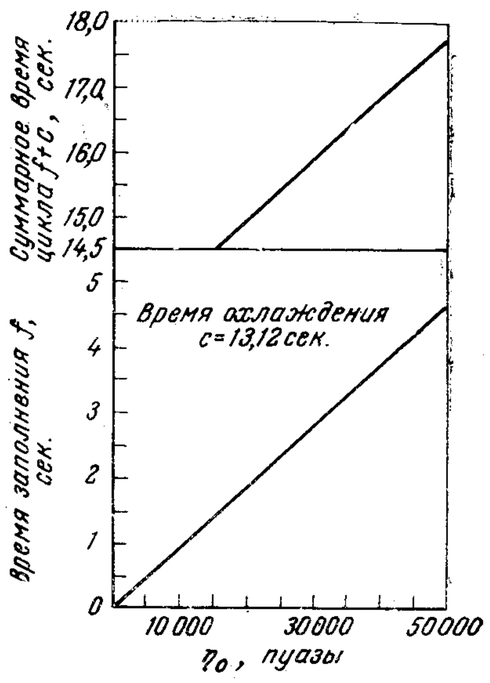


Рис. 5,57. Зависимость продолжительности литьевого цикла от вязкости расплава.

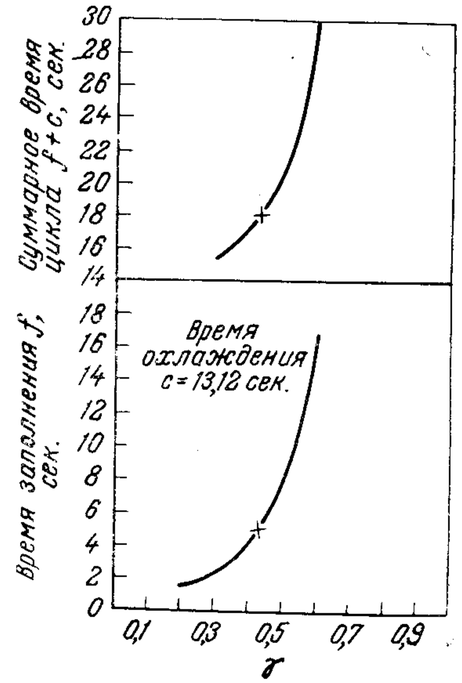


Рис. 5,58. Зависимость продолжительности литьевого цикла от внешнего трения.

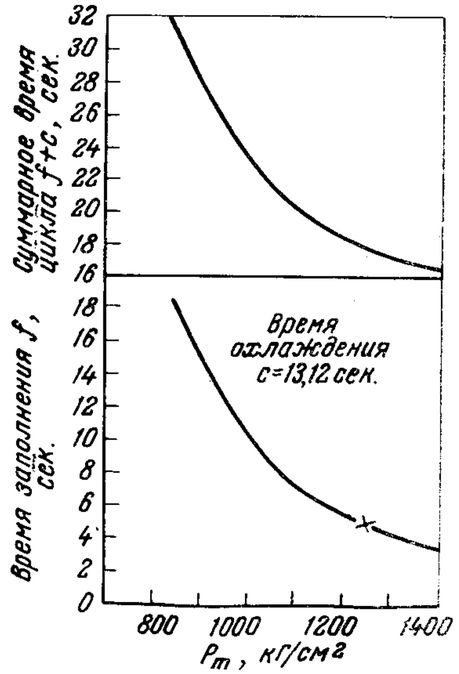


Рис. 5,59. Зависимость продолжительности литьевого цикла от давления литьевого плунжера.

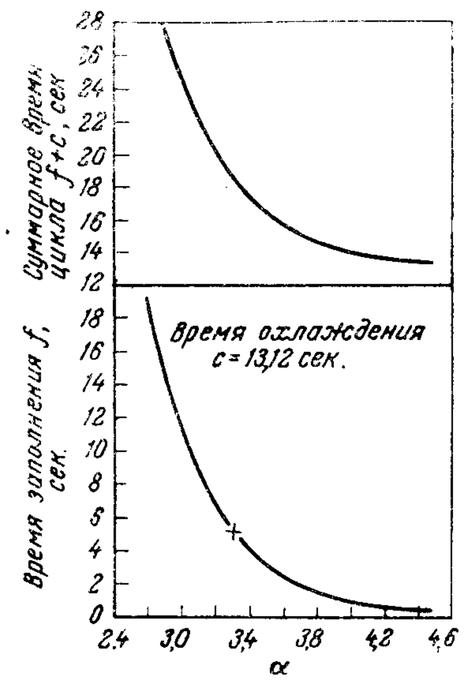


Рис. 5,60. Зависимость продолжительности литьевого цикла от показателя степени α в степенном уравнении течения.

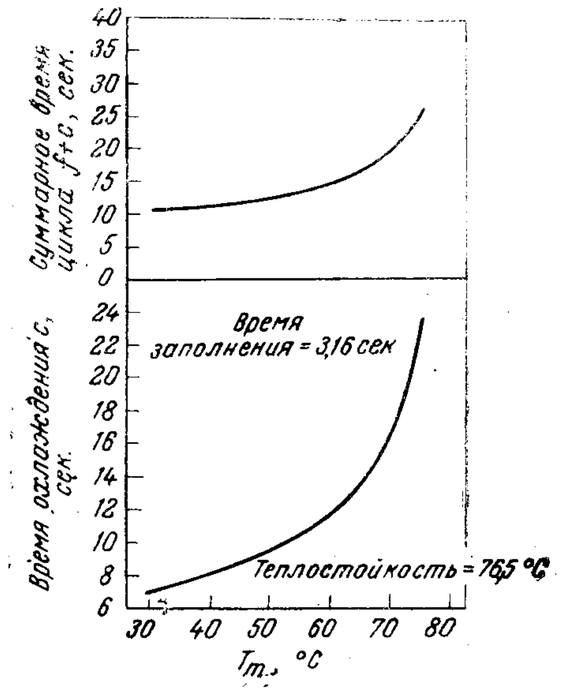


Рис. 5,61. Зависимость продолжительности цикла от температуры пресс-формы.

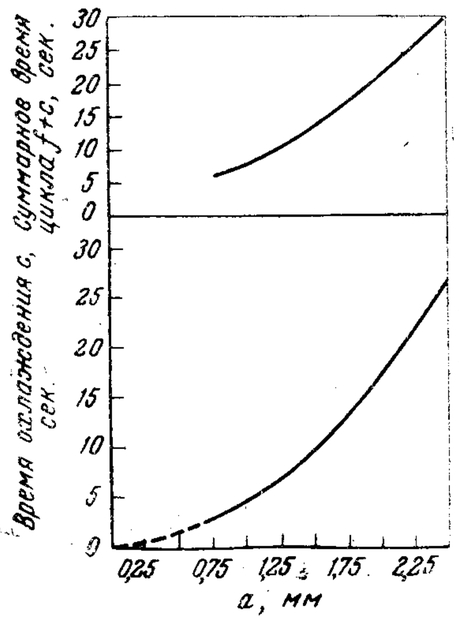


Рис. 5,62. Зависимость продолжительности литьевого цикла от толщины сечения изделия α.

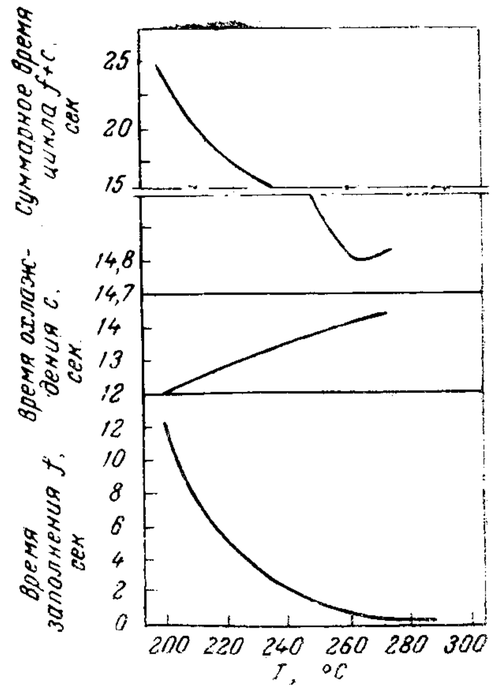


Рис. 5,63. Зависимость продолжительности литьевого цикла от температуры расплава.

степени в степенном законе течения α, температуры прессформы T_m, температуры расплава T, толщины стенки изделия a, давления литья P_m и температуры T_{HD}, при которой можно извлекать изделия из прессформы, представлены на рис. 5,56—5,64.

Величина β—это «геометрический» параметр уравнения, определяющего время заполнения прессформы (рис. 5,56). Величина β зависит от размеров изделия, толщины его стенок и температуры прессформы. Точный вид зависимости неизвестен. Известно лишь, что с увеличением толщины изделия и повышением температуры прессформы величина β уменьшается. Следовательно, расчетные значения β в зависимости от этих двух факторов справедливы только для процесса охлаждения, поскольку зависимость β от этих двух факторов не определяется уравнением литьевого цикла.

Величина η_0—это вязкость расплава, измеренная при очень малом градиенте скорости и температуре 225 °С. Уравнение литьевого цикла позволяет определить влияние вязкости расплава или молекулярного веса на время заполнения. Поскольку с величиной молекулярного веса связан показатель теплостойкости, то при изменении η_0 могут происходить также и незначительные изменения времени охлаждения (рис. 5,57).

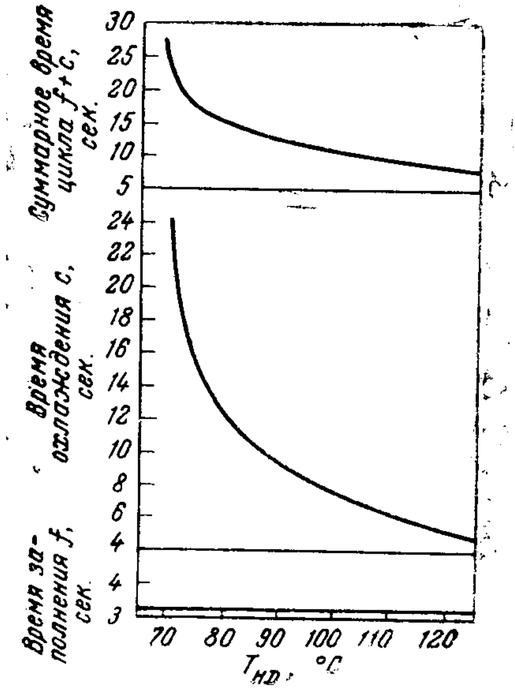


Рис. 5,64. Зависимость продолжительности литьевого цикла от теплостойкости.

Величина γ—это мера внешнего трения при движении гранул в нагревательном цилиндре. Следовательно, изменение значения γ вызовет изменение величины давления впрыска (рис. 5,58).

Величина P_m—это давление, действующее на литьевой плунжер нагревательного цилиндра (рис. 5,59).

Величина α—это показатель степени в степенном уравнении течения, характеризующий величину аномалии вязкости. Параметр α аналогичен $1/n$. При $\alpha=1$ расплав является ньютоновской жидкостью. Чем больше значение α, тем отчетливее выражена аномалия вязкости (рис. 5,60).

Величина T_m—это температура прессформы (рис. 5,61).

Сопоставление расчетной и экспериментальной зависимостей времени охлаждения от толщины стенки изделия показывает, что, как правило, для толстостенных изделий расчетные значения превышают экспериментальные. Причина может состоять в том, что для того чтобы изделие приобрело прочность, достаточную для его извлечения из гнезда прессформы, необходимо охладить только внешние слои материала. При этом средняя температура толстостенного изделия может быть выше температуры теплостойкости (рис. 5,62).

Зависимость расчетных значений времени заполнения и времени охлаждения от температуры расплава хорошо согласуется с экспериментальными данными. Полученная U-образная кривая неоднократно наблюдалась на различных прессформах (рис. 5,63).

T_{HD}—это среднее значение температуры, при которой отформованное изделие можно удалить из гнезда прессформы. При расчетах было принято, что T_{HD}=77 °С. Изменение температуры прессформы, влияя на степень ориентации, вызывает изменения теплостойкости (рис. 5,64).

ЛИТЕРАТУРА

1. Bernhardt E. C., Paggi L., Polyliner Improves Injection Molding Modern Plastics, **33**, № 2, 109 (1956).
2. Beyer C. E., Dahl R. B., Measurement of Heating Capacities of Injection Molding Machines, Modern Plastics, **30**, № 9, 124 (1952).
3. Bostwick R., Joslin C. A., Restricted Gating, Modern Plastics, **31**, № 10, 125 (1953).
4. Farris R. N., Meeks P. J., Importance of Mold Rigidity in Injection Molding, Plastics Technol., **3**, 371 (1957).
5. Gee R. E., Lyon J. B., Non-isothermal Flow of Viscous Non-Newtonian Fluids, Ind. Eng. Chem., **49**, 956 (1957).
6. Gilmore G. D., Thayer G. B., Some Design Considerations for Injection Molding Heating Chambers, Trans. ASME, **75**, 903 (1953).
7. Griffiths L., Temperature Control in Injection Molding, Brit. Plastics, **27**, № 4, 134 (1954).
8. Hahn O. M., The Hydraulic System and Polymer Flow in Molding, SPE Journal, **13**, № 7 (1957).
9. Imig C. S., Mold Temperature Effects in Polyethylene Molding, Modern Plactics, **34**, № 12, 149 (1956).
10. Kern, Process Heat Transfer, Ist ed., New York, Mc-Graw-Hill Book Company Inc., 1950.
11. Kohl P. D., Pressure Measurement in Injection Molding by Use of Ejector Pins, Plastics, Technol., **3**, 629 (1957).
12. Maccaferri M., McKee R. B., The Maccaferri Injection Molding Heating Chambre, SPE Journal, **12**, № 2, 11 (1956). Discussion appeared in SPE Journal, **12**, № 5, 55 (1956).
13. Morse A. R., Effects of Thermocouple Location and Wattage Control on Injection Cylinedre Temperatures, Plastics Technol., **1**, 277 (1955).
14. Moslo E. P., Runnerless Injection Molding, Modern Plastics, **32**, № 4, 119 (1955).

15. Paggi L., Molding Cycles—Nozzle Design, SPE Journal, **13**, № 5, 42 (1957).
16. Spencer R. S., Gilmore G. D., Equation of State for High Polymers, J. Appl. Phys., **21**, 532 (1950).
17. Spencer R. S., Gilmore G. D., Residual Strains in Injection Molded Polystyrene, Modern Plastics, **28**, № 12, 97 (1950).
18. Spencer R. S., Gilmore G. D., Role of Pressure, Temperature and Time in the Injection Molding Process, Modern Plastics, **27**, № 4, 143 (1950).
19. Spencer R. S., Gilmore G. D., Wiley R. M., Behavior of Granulated Polymers Under Pressure, J. Appl., Phys., **21**, 527 (1950).
20. Toor H. L., Eagleton S. D., Plug Flow and Lubrication of Polymer Particles, Ind. Eng. Chem., **84**, 1825 (1956).
21. Whitlock C. H., Mold Temperature Control, Modern Plastics, **31**, № 10 (1953).

ОБЩАЯ ЛИТЕРАТУРА

1. Beyer C. E., Pressure Control for Injection Molding Machines, Plastics Technol., **3**, 459 (1957).
2. Beyer C. E., Dahl R. B., McKee R. B., Temperature and Pressure Measurements in the Injection Machine Heating Cylinder, Modern Plastics, **32**, № 4, 127 (1955); № 5, 110 (1955); № 6, 127 (1955).
3. Gaspar E., Basic Features Influencing the Performance of Injection Molding Machines, Plastic Progress, 1951, Iliffe a. Sons.
4. Gilmore G. D., Spencer R. S., Photographic Study of the Polymer Cycle in Injection Molding, Modern Plastics, **27**, № 4 (1951).
5. Toor H. L., Eagleton S. D., Energy Conversions in the Flow of High Polymers: Applications to Injection Molding, J. Appl. Chem., **3**, 354 (1953).
6. Tordella J. P., Melt Extrusion of Polyethylene, SPE Journal **6**, № 5, 9 (1953).

Глава VI

КАЛАНДРОВАНИЕ*

Обработка материала на каландре

Каландрование—это процесс, при котором размягченный термопластичный материал пропускается через зазор между горизонтальными валками, образуя бесконечную ленту, толщину и ширину которой можно регулировать.

Впервые этот процесс был разработан и применен в резиновой промышленности. В настоящее время каландрование применяется в ряде отраслей промышленности для изготовления листов из различных материалов: бумаги, линолеума, металлов, пластмассы и резины. В промышленности пластических масс каландрование широко применяется при переработке поливинилхлорида, сополимеров винилхлорида и винилацетата, полиэтилена, ацетата целлюлозы, кумароно-инденовых смол и многих других полимеров.

Наиболее широко в промышленности пластических масс каландрование применяется при производстве пленок и листов из поливинилхлорида. Особый интерес представляет собой высокоскоростное изготовление тонких пленок однородной толщины. Пленки толщиною менее 0,5 *мм* и шириною до 1,8 *м* выпускаются со скоростью 180 *м/мин* при допуске на толщину ±0,002 *мм*. Такая малая величина допуска предъявляет повышенные требования к качеству конструкции и тщательности соблюдения технологического режима. Достигнутые в этой области успехи убедительно доказывают, что каландрование все в большей степени становится наукой, а не искусством.

Типичная схема обработки материала на каландре представлена на рис. 6,1.

Смесь из смесителя Бенбери проходит через двухвалковые вальцы и в виде непрерывной ленты с более или менее постоянными размерами подается в металлоискатель, из которого затем попадает в четырехвалковый каландр. Иногда вместо металлоискателя смесь пропускают через шприц-машину с фильтрующим

* Д. И. Маршалл, D. I. Marshall, Ph. D., Union Carbide Plastics Company, Division of Union Carbide Corporation.

устройством, сетки которого задерживают попадающиеся в расплаве включения. Из шприц-машины материал, не содержащий включений, поступает при заданной температуре на каландр. В некоторых случаях смесь может подаваться непосредственно на каландр, минуя металлоискатель или шприц-машину. Поступающий на каландр материал проходит последовательно через три зазора. При этом происходит дополнительное смешение и образование пленки заданной толщины. Переход образовавшейся пленки с одного валка на другой является результатом совместного воздействия разности температур, разности окружных скоростей и различия в качестве обработки поверхности валков. Затем пленка отбирается вращающимся с большей окружной скоростью отборочным роликом, который можно использовать для продольной вытяжки с целью дальнейшего уменьшения толщины пленки. Качество поверхности готовой пленки определяется качеством поверхности последней пары валков каландра. Иногда окончательная отделка поверхности пленки осуществляется специальным полирующим приспособлением, которое устанавливается между отборочным роликом и охлаждающими барабанами.

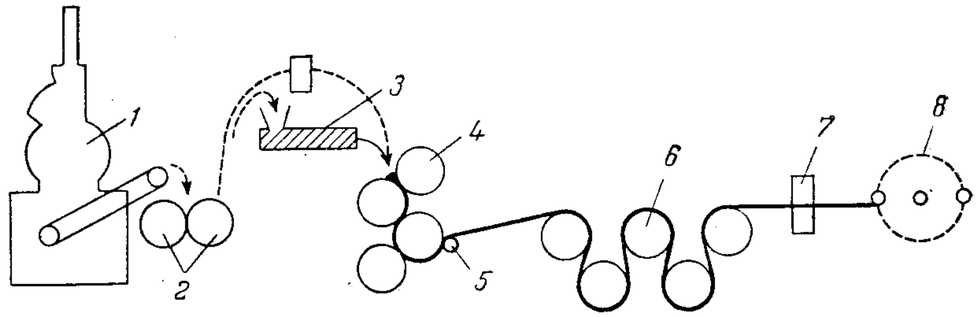


Рис. 6,1. Технологическая схема получения пленки из термопластичного материала методом каландрования:
1—смеситель; *2*—вальцы; *3*—шприц-машина; *4*—наклонный Z-образный каландр; *5*—отборочный ролик; *6*—охлаждающие барабаны; *7*—толщинометр; *8*—приемное устройство.

В данной главе показано, как при конструировании каландров должны учитываться свойства термопластичных материалов. Особенно подробно рассмотрена зависимость давления в зазоре между валками от реологических свойств материала и влияние этого давления на постоянство толщины получаемого листа. Кроме того, рассмотрены различные методы компенсации прогиба валков и другие особенности конструкции каландров.

На рис. 6,2 изображена схема течения материала в зазоре между двумя валками каландра. При этом предполагается, что материал несжимаем и в зоне повышенного давления прилипает к одному из валков.

В каждом зазоре ширина листа меняется обратно пропорционально уменьшению его толщины. Принимают, что скорость вращения валков одинакова, а увеличение ширины листа происходит до того, как он достигнет области максимального давления (сечение h_1). Поскольку в сечении h_1 производная от давления по текущей координате (ось X) равна 0, силы, действующие в этом сечении в направлении оси X, находятся в состоянии равновесия и ускорение материала отсутствует. Аналогичное положение имеет место в сечении h_2. Находящийся между этими сечениями материал испытывает или ускорение или замедление, причем его средняя скорость обратно пропорциональна величине h. При этих условиях h_1 должно быть равно h_2. Если бы материал обладал сжимаемостью, то h_1 могло бы быть меньше h_2. Очевидно, что даже при условии полной несжимаемости, независимо от того, является ли деформация сдвига упругой или нет, толщина материала в сечении h_2 должна быть больше, чем в сечении h_0. В сечении h_0 слои материала, соприкасающиеся с поверхностью валков, движутся со скоростью валков, в то время как слой материала, лежащий на оси X, проходит через зазор с большей скоростью. Возникающее при этом увеличение толщины определяется только реологическими характеристиками и сжимаемостью, а не величиной упругой деформации сдвига.

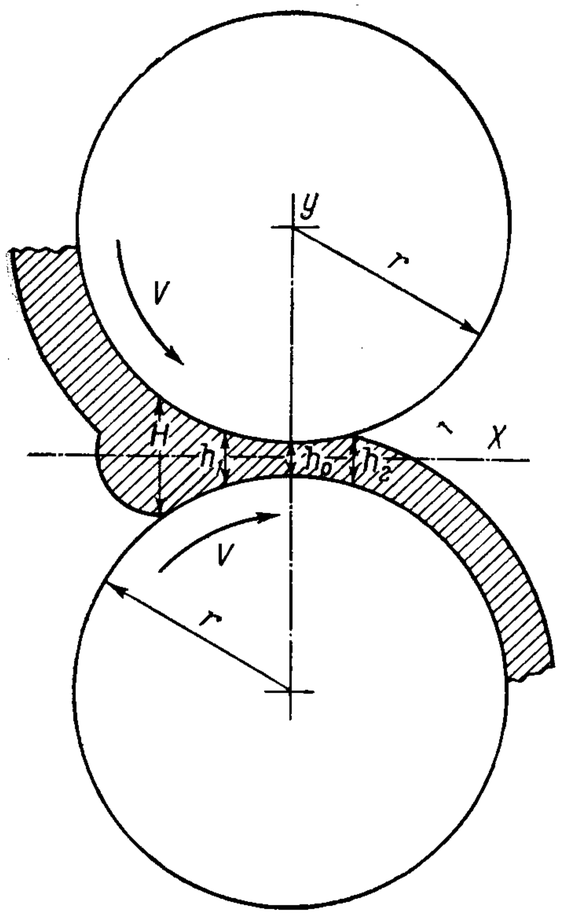


Рис. 6,2. Схема процесса вальцевания.

Проблемы конструирования каландров

С применением каландров в резиновой промышленности возникла задача обогрева валка и поддержания на его поверхности постоянной температуры. Одним из способов решения этой задачи

является замена полых валков сверленными (рис. 6,3). При применении сверленых валков эффективная ширина нагретой части валков увеличивается за счет уменьшения расстояния между поверхностью, омываемой горячей водой, и наружной поверхностью валка. Другой путь поддержания однородной температуры поверхности валка—это применение масляного обогрева с подачей нагретого до заданной температуры масла.

Было показано[4], что каналы в валках можно располагать значительно ближе к наружной поверхности чем это было принято до настоящего времени, не опасаясь возникновения существенных

Рис. 6,3. Поперечное сечение обычного полого валка (*а*) и сверленого валка (*б*), иллюстрирующие методы регулирования температуры.

местных напряжений. При этом улучшается теплопередача и обеспечивается более однородная температура поверхности валков каландра, а также их более эффективное нагревание или охлаждение.

С появлением Г-образного четырехвалкового каландра, в котором три валка расположены один над другим, возникла проблема устойчивости валков. До недавних пор обычно пользовались подшипниками скольжения с довольно значительными радиальными зазорами, необходимыми для смазки. Наличие зазоров позволяло валкам при колебании нагрузки перемещаться в подшипниках. Особенно неустойчивым был средний валок, который подвергался с обеих сторон действию приблизительно равных сил.

Известны три способа устранения этой неустойчивости. Во-первых, метод предварительного нагружения, при котором с помощью специального приспособления к валкам каландра прикладывается нагрузка, заставляющая их плотно прилегать к одной стороне подшипника. Во-вторых, применение роликовых подшип-

ников с малыми радиальными зазорами. В-третьих, Z-образное расположение валков, при котором отсутствует взаимное влияние распорных усилий.

В современном каландровании требуется точный контроль толщины листа. Отклонения от заданных размеров листа по его поперечному сечению и длине вследствие неустойчивости валка или его эксцентриситета должны быть минимальны. Под действием давления в зазоре между валками последние прогибаются, что приводит к утолщению средней части листа. Методы определения этого давления и компенсации прогиба валков подробно рассмотрены ниже.

Другие важные конструктивные проблемы возникают в связи с вытяжкой и охлаждением листа. Вытяжку необходимо осуществлять до охлаждения листа. Лист, вытянутый в холодном состоянии, имеет после размотки с бобины значительную усадку. При производстве пленки, например из поливинилхлорида, целесообразнее зафиксировать величину деформации, созданную отборочным роликом, а не нагревать пленку с целью отжига, так как этот процесс происходит при температуре, значительно превышающей то значение, при котором производилась вытяжка пленки. Лист, вытянутый при высокой температуре и затем охлажденный, в дальнейшем не меняет своих размеров. Вытяжка при низкой температуре не позволяет получить лист со стабильными размерами, и поэтому ее следует избегать.

Измерение давления и распорного усилия

При каландровании материала в зазоре между валками возникает давление, под действием которого валки прогибаются. Величина этого прогиба влияет на толщину изготавливаемого листа. Определение величины возникающего распорного усилия имеет большое значение при конструировании каландра, так как позволяет заранее предусмотреть методы компенсации прогиба, обеспечивающие получение листа с заданной величиной разнотолщинности. Кроме того, это дает возможность определять, какие материалы можно обрабатывать на том или ином каландре.

Ниже рассмотрены методы замера и расчета распорных усилий, а также примеры использования получающихся результатов.

Методы экспериментального определения давлений и распорных усилий

Существуют различные методы непосредственного замера давления или распорного усилия. Полученные результаты позволяют проверить справедливость теоретических уравнений и предложить методы расчета этих величин.

Вмонтированные в валки датчика давления. Этот метод замера распределения давлений при движении материала через зазор между валками был разработан Бергеном и Скоттом[5]. Установленные в теле валков датчики давления содержат проволочные тензометры сопротивления, которые преобразуют силу в электрический сигнал, регистрируемый на осциллограмме.

Полученный экспериментально профиль давлений сопоставляется с профилем, рассчитанным по различным уравнениям. На рис. 6,4 показано замеренное и вычисленное теоретически распределение давлений при каландровании. Поскольку вязкость материала неизвестна, для вычисления профиля давлений необходимо определить из условий опыта константы, входящие в уравнения.

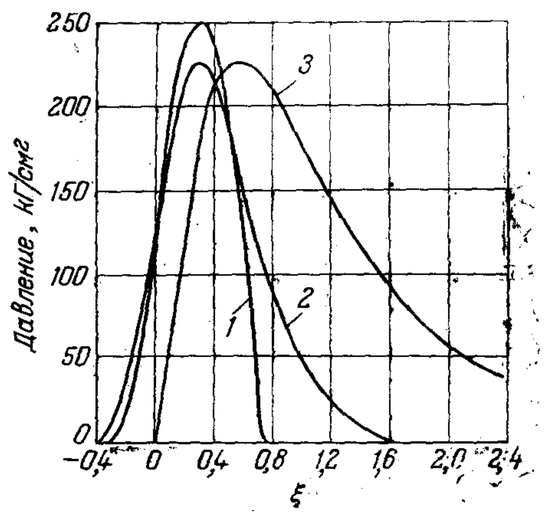


Рис. 6,4. Распределение давления при каландровании термопластов:
1—кривая, рассчитанная по уравнению Гаскелла; *2*—экспериментальная кривая; *3*—кривая, рассчитанная по уравнению Ардичвили и Эли.

Для этого при использовании уравнения Ардичвили величину максимального давления, входящего в уравнение, считали равным замеренному, а в уравнении Гаскелла давление в самом узком месте зазора—равным соответствующей замеренной величине.

Величину распорного усилия можно определить графическим интегрированием профилей давления. Использованный метод определения констант, входящих в эти уравнения, показал, что давления, рассчитанные по двум различным уравнениям, оказались близкими по величине.

Однако сравнить точность этих уравнений при определении абсолютной величины давления очень трудно, так как истинная величина эффективной вязкости неизвестна.

Замер деформации винтов, регулирующих зазор. Силу, стремящуюся раздвинуть валки, т. е. распорное усилие, замеряют непосредственно по нагрузке на подшипники. Эту величину можно определять при помощи проволочных тензометров сопротивления, наклеенных на регулировочные винты двухвалковых вальцев[6]. Величинами распорного усилия, замеренными этим методом, можно пользоваться для самых различных целей, например при сравнении распорных усилий, возникающих в процесс обработки различных материалов. По величине распорного усилия можно

рассчитать эффективную вязкость термопластичного материала. Значениями распорных усилий можно воспользоваться для целей моделирования, когда будут разработаны основные уравнения теории подобия (применительно к процессу каландрования).

Ниже рассматриваются формулы, по которым производятся эти расчеты.

Гидравлические приспособления для регулирования зазора между валками. В настоящее время для регулирования зазора между валками каландра применяются гидравлические цилиндры, которые обеспечивают перемещение валка в обоих направлениях. Если направление усилия, создаваемого при помощи гидравлического цилиндра, противоположно направлению распорного усилия, то о его величине можно судить по показаниям манометра, установленного в гидравлической системе. Значения распорных усилий, определенных на производственном оборудовании, можно использовать при расчете и конструировании нового оборудования.

Гуч[11], рассчитав по величине давления в гидравлических цилиндрах значения распорных усилий, установил, что зависимость между распорным усилием и толщиной каландруемого листа при переработке поливинилхлорида для каландра с валками 710×$\times$1680 *мм* приближенно описывается уравнением

$$F = 616\,000t^{-1,13} \qquad (1)$$

где F—сила, *кГ*;

t—толщина листа, $см \cdot 10^3$.

Это экспериментально полученное выражение, справедливое для листов толщиной от 0,0025 до 0,01 *см*, позволяет судить о влиянии толщины листа на величину распорного усилия.

Аналитическое определение давления и распорного усилия

К расчету профиля давлений и распорных усилий можно подойти различными способами. Одной из наиболее ранних попыток является работа Ардичвили[1]. Метод решения, используемый Эли[7], отличается от метода Ардичвили, однако полученные уравнения различаются только величиной постоянных. Аткинсон и Нанкароу[2] разработали метод определения давления и распорного усилия, учитывающий неньютоновский характер течения материала, но их результаты до сих пор не получили экспериментального подтверждения.

Очень близкая к действительности картина течения была получена Гаскеллом[10], анализировавшим условия деформации каландруемого материала в зазоре между валками.

Более поздняя работа Паслея[13] представляет собой попытку использовать вязкоупругие характеристики материала для расчета профиля давлений. Поскольку в большинстве случаев упругие характеристики расплавов неизвестны, эта работа до настоящего времени не получила практического применения.

Для холодной прокатки стали[15] были разработаны методы определения распорного усилия, точность которых, по утверждению авторов, составляет не менее 5%. Такие точные методы расчета каландрования пластических масс до сих пор не разработаны. Однако существующие методы позволяют составить качественное представление и приближенно оценить величину распорных усилий.

Уравнение Гаскелла. Гаскелл, исследуя гидродинамику процесса каландрования, исходил из предположения, что каландруемый материал обладает свойствами ньютоновской жидкости. Он указал, что давление, возникающее при прохождении материала через зазор между валками, действует и после его выхода из зазора независимо от того, является материал упругим или нет. Гаскелл показал, что можно получить уравнения, описывающие поведение материала при его течении через зазор, которые применимы не только к ньютоновской жидкости, но и к телу Бингама.

Уравнение (2), описывающее профиль давления, является результатом интегрирования дифференциального уравнения Навье—Стокса, выполненного при ряде упрощающих предположений:

$$p = \frac{3\mu V}{2h_0\delta}\left\{\left[\frac{-1+\xi^2-5\xi_1^2-3\xi_1^2\xi^2}{(1+\xi^2)^2}\right]\xi - \right.$$

$$\left. -\left(\frac{1+3\xi_1^2}{1+\xi_1^2}\right)\xi_1 + (1-3\xi_1^2)(\operatorname{arctg}\xi - \operatorname{arctg}\xi_1)\right\} \qquad (2)$$

где μ—вязкость ньютоновской жидкости;

L—окружная скорость валков;

h_0—зазор между валками;

$\delta = \sqrt{h_0/r}$;

ξ—безразмерная координата положения, равная отношению расстояния вдоль оси X к корню квадратному из величины произведения радиуса валков на зазор между ними:

$$\xi = \frac{x}{\sqrt{rh_0}}$$

r—радиус валков.

Вывод уравнения (2) приводится в приложении к этой главе; переменные, входящие в это уравнение, графически представлены на рис. 6,2. Однако практическое использование такого громоздкого уравнения затруднено. Кроме того, оно обладает рядом недостатков, обусловленных упрощающими предположениями. Уравнение (2) хорошо описывает поведение материала на выходе из зазора, но оно не учитывает местоположения входного сечения и для большинства значений не удовлетворяет граничному условию $p=0$. Поэтому описываемый ниже упрощенный метод расчета более удобен для практических целей. Однако использование современных вычислительных методов позволит, по-видимому, настолько усовершенствовать метод Гаскелла, что он сможет полностью вытеснить упрощенный метод Ардичвили.

Уравнение Ардичвили. Воспользовавшись граничным условием $p=0$ при $X=0$ (расположение осей координат см. на рис. 6,2). Ардичвили вывел дифференциальное уравнение профиля давлений, которое довольно просто интегрируется. Получаемое решение позволяет вычислить величину распорного усилия. Уравнение Ардичвили можно считать частным случаем уравнения Гаскелла, причем вычисления по этим двум уравнениям дают довольно близкие результаты. При выводе уравнения предполагается, что диаметры обоих валков и скорости их вращения одинаковы, пластическая масса обладает свойствами ньютоновской жидкости, а процесс каландрования протекает изотермически. Считается также, что скольжение на поверхности валков отсутствует, а перемещением материала в направлениях осей Y и Z можно пренебречь. Кроме того, предполагается, что силы инерции незначительны и что завихрение потока отсутствует.

На основе общих уравнений гидродинамики выводится зависимость dp от dX, имеющая вид:

$$\frac{dp}{dX} = 12\mu V\left(\frac{1}{h^2} - \frac{h_1}{h^3}\right) \tag{3}$$

Это уравнение можно проинтегрировать, если выразить dX через h. Из простых геометрических соотношений следует, что

$$h = h_0 + 2\left(r - \sqrt{r^2 - X^2}\right) \tag{4}$$

Разлагая выражение, стоящее под знаком радикала, в ряд и пренебрегая членами высшего порядка, получают:

$$h \simeq h_0 + X^2/r \tag{5}$$

Решая уравнение (5) относительно X и дифференцируя полученное выражение, подставляют результат в уравнение (3), которое теперь можно проинтегрировать. Однако его аналитическое решение очень громоздко, поэтому Ардичвили делает следующее упрощающее предположение:

$$h_1 = \frac{4}{3}h_0 \tag{6}$$

Подставляя уравнение (6) в выражение, получающееся после интегрирования уравнения (3), находят упрощенную формулу для определения p:

$$p = 4\mu V\frac{\sqrt{r(h-h_0)}}{h^2} \tag{7}$$

Распорное усилие равно:

$$F = w\int_{h_0}^{H} p\,dx \tag{8}$$

где w—длина рабочего участка валка, соответствующая ширине каландруемого листа.

Подставляя в уравнение (8) уравнения (7) и (5) и интегрируя полученное выражение, находят:

$$F = 2\mu_a V r w\left(\frac{1}{h_0} - \frac{1}{H}\right) \tag{9}$$

Если известен способ выбора соответствующего значения вязкости, то уравнение (9) позволяет легко рассчитать величину распорного усилия, которое в этом случае полностью определяется режимом переработки и методом выбора вязкости. Если при помощи установленных на каландре манометров замерить величины распорных усилий, то по уравнению (9) можно определить значение μ_a. Найденная величина вязкости может использоваться для расчета каландров с другими размерами и скоростями вращения валков и другими величинами зазора.

Поскольку пластические материалы—это в большинстве случаев аномально-вязкие, вязко-эластичные системы, то выбор правильного значения вязкости крайне затруднен. Для этой цели можно пользоваться графиками зависимости эффективной вязкости от скорости сдвига, построенными по результатам капил-

лярной вискозиметрии, обработанным в соответствии с уравнением Пуазейля. При этом иногда вводят поправки, учитывающие продолжительность процесса деформации и концевые эффекты.

Примеры расчета по уравнению Ардичвили

Ниже описаны методы определения вязкости, входящей в уравнение Ардичвили. По величине замеренного распорного усилия можно рассчитать соответствующую вязкость и использовать полученную величину для вычисления распорного усилия каландров других размеров. Величину вязкости можно определить также по кривым течения, построенным по результатам капиллярной вискозиметрии (см. часть III).

Прежде чем определять величину эффективной вязкости по кривой течения необходимо установить значение градиента скорости в зазоре между валками при каландровании и соответствующий ему градиент скорости в капиллярном вискозиметре.

Необходимо также знать критерий продолжительности процесса деформации, позволяющий сопоставить время пребывания материала в зазоре между валками каландра и в капилляре вискозиметра. Этот критерий (величина, пропорциональная средней деформации сдвига) учитывает также высокоэластическую деформацию и концевой эффект, давая общий поправочный коэффициент.

Определение распорного усилия методом подобия. Если известна величина распорного усилия для данного пластического материала, эффективную вязкость можно определить непосредственно из уравнения (9). Этот способ позволяет устранить некоторую неопределенность в использовании эффективной вязкости, присущую методу определения вязкости по кривым течения данного или подобного материала, построенным по результатам капиллярной вискозиметрии. Однако применение метода подобия требует введения поправок на величину вязкости, учитывающих различия в скорости сдвига между валками каландра, на котором производился замер, и валками конструируемого каландра.

Декстер и Маршалл[6] вывели уравнение, основанное на предложенном Ардичвили методе решения. Это уравнение позволяет определить эффективный градиент скорости между валками и соответствующий ему эффективный градиент скорости в капилляре, Величина градиента скорости максимальна на поверхности валков в самом узком месте зазора и равна:

$$\text{Эффективный градиент скорости} = \frac{2V}{h_0} \qquad (10)$$

Вычислив величину вязкости по уравнению (9) и два значения градиента скорости по уравнению (10), можно подобрать в

части III настоящей монографии график зависимости вязкости от градиента скорости для материала, аналогичного испытанному. Выбрав на графике кривую, которая проходит ближе всего к точке, соответствующей значению вязкости, определенной из уравнения (9), при определенном градиенте скорости, рассчитанном по уравнению (10), проводят кривую, параллельную кривой графика. Построенная таким образом кривая описывает зависимость вязкости исследуемого образца от градиента скорости (см. рис. 6,6). По этой кривой определяется величина вязкости, соответствующая второму значению градиента скорости, относящемуся к условиям расчета моделируемого каландра.

Если температура переработки на производственном и моделируемом каландрах неодинакова, то необходимо соответствующим образом скорректировать величину вязкости. Значение поправки определяется по кривым зависимости эффективной вязкости от градиента скорости, построенным при различных температурах. Влияние времени сдвига и концевого эффекта можно учесть при помощи так называемой поправки входа[3]. Можно также считать, что этот коэффициент является поправкой на время сдвига. Если исходить только из продолжительности деформации материала, то эта поправка будет приблизительно равна времени, за которое материал проходит через зазор от сечения h_1 до сечения h_2. Скорость перемещения материала на этом участке принимают приблизительно равной окружной скорости валков. После введения всех этих упрощений из уравнения (6) получается следующее выражение:

$$t_s = \frac{2X_1}{V} \qquad (11)$$

где X_1—расстояние от h_0 до h_1.

Из уравнений (6) и (5) можно выразить X_1 через r и h_0. Тогда уравнение (11) принимает вид:

$$t_s = \frac{2}{V}\sqrt{rh_0/3} \qquad (12)$$

Подставляя значение V из уравнения (10) в уравнение (12), получают следующее выражение для определения времени сдвига:

$$t_s = \frac{2{,}30}{\dot{\gamma}}\sqrt{r/h_0} \qquad (13)$$

где $\dot{\gamma}$—эффективный градиент скорости.

Из уравнения (13) следует, что время сдвига является функцией градиента скорости и безразмерного параметра $2{,}31\sqrt{r/h_0}$. Поскольку зависимость эффективной вязкости от градиента уже

известна, то влияние времени сдвига при постоянном градиенте скорости можно учитывать по зависимости поправочного коэффициента от безразмерного параметра. Однако на практике удобнее располагать линейной зависимостью между эффективной вязкостью и критерием продолжительности сдвига. Можно получить такую зависимость, воспользовавшись обратной величиной этого критерия. Умножив эту величину на 4, получим число, эквивалентное отношению R/L для цилиндрических капилляров.

Зная наиболее распространенные на практике значения R/L, можно легко выбрать стандартный критерий продолжительности сдвига и затем установить отношение между вязкостью при других значениях этого критерия и вязкостью при его стандартном значении. Полученное соотношение можно записать следующим образом:

$$f_s = a + bN_s \qquad (14)$$

где f_s—поправочный коэффициент для перехода от стандартного значения N (0,0312) к любому другому;

a, b—постоянные (a=0,8; b=6,4);

N_s—критерий продолжительности сдвига

$$\left(N_s = \frac{R}{L} = 1{,}73\sqrt{\frac{h_0}{r}}\right)$$

Постоянные в уравнении (14) были определены на основе данных, полученных при высоких скоростях сдвига[3, 6]. При этом в качестве стандартного было выбрано отношение R/L=0,0312, поскольку оно является общепринятым для капиллярной вискозиметрии.

Уравнение (14) представлено графически на рис. 6,5.

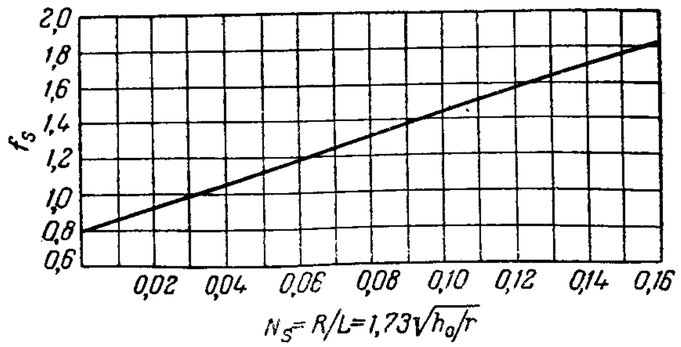


Рис. 6,5. Зависимость поправочного коэффициента f_s от критерия продолжительности сдвига N_s (для приведения вязкости к новому значению N_s). Стандартная величина N_s=0,0312.

Пример 1. При пропускании пластицированной смеси с 30%-ным содержанием поливинилхлорида через вальцы с диаметром валков 203 *мм* при температуре 170 °С и окружной скорости валков 15,5 *м/мин* получается лист шириной 37 *см* и толщиной 0,04 *см*. Ширина вращающегося запаса равна 1,254 *см*, а распорное усилие —2720 *кг*. Чему будет равняться распорное усилие на каландре с валками диаметром 810 *мм*, выпускающем лист толщиной 0,015 *см*, шириной 228,6 *см* при температуре 170 °С со скоростью 30,4 *м/мин*?

Решение. Сначала по уравнению (9) определяют вязкость. Для этого необходимо рассчитать следующие величины:

$$h_0 = \frac{3}{4}h_2 = 0{,}03 \text{ см}$$

Величиной $1/H$ можно пренебречь, так как она составляет только 2,4% от $1/h_1$:

$$V = \frac{115{,}5 \cdot 100}{60} = 25{,}4 \text{ см/сек}$$

$$r = 10{,}16 \text{ см}$$

$$w = 38 \text{ см}$$

$$F = 2720 \text{ кг}$$

После подстановки этих величин в уравнение (9) вычисляем вязкость смеси $\mu_a = 4{,}2 \cdot 10^{-3}$ *кГ·сек/см*^{2}.

Для того чтобы определить вязкость смеси в процессе каландрования, необходимо рассчитать значение градиента скорости и два критерия продолжительности сдвига. Метод определения этих величин был описан ранее. Результаты вычислений приведены ниже:

	Эффективный градиент скорости $\frac{2v}{h_0}$, *сек*$^{-1}$	Критерий продолжительности сдвига $N_s = 1{,}73\sqrt{h_0 r}$
Вальцы с валками диаметром 203 *мм*	1670	0,095
Каландр с валками диаметром 810 *мм*	8900	0,0292

Пользуясь описанным ранее методом, по кривым зависимости эффективной вязкости от эффективного градиента скорости находят, что при увеличении скорости сдвига до 8900 *сек*$^{-1}$ вязкость снижается с $4{,}22 \cdot 10^{-3}$ до $1{,}3 \cdot 10^{-3}$ *кГ·сек/см*^{2} (рис. 6,6). Аналогично по графику, изображенному на рис. 6,5, находят, что с уменьшением N_s величина вязкости понизится дополнительно в 1,41/0,99 раза. По новому значению вязкости, равному $9{,}15 \cdot 10^{-4}$ *кГ·сек/см*^{2}, определяют, что распорное усилие на каландре будет равно 75 300 *кГ*.

Расчет по кривой течения, построенной по данной капиллярной вискозиметрии. Возникающее при каландровании распорное усилие можно вычислить по данным капиллярной вискозиметрии для той же или аналогичной смеси. В этом случае, определив скорость сдвига и критерий времени сдвига для процесса каландрования, рассчитывают эффективную вязкость материала в зазоре

между валками. Соответствующую условиям переработки величину вязкости находят по кривым течения.

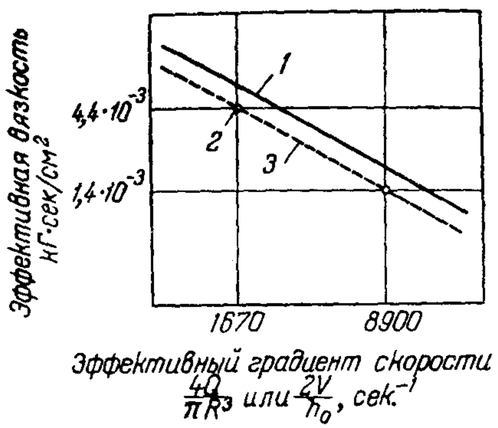


Рис. 6,6. Графический метод определения эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости:

1—кривая, построенная по данным, имеющимся для подобной смеси и близкой температуры; *2*—экспериментальная точка; *3*—найденная кривая.

Пример 2. Следует определить распорное усилие, возникающее при обработке на каландре, рассмотренном в первом примере, не пользуясь величиной распорного усилия, замеренного на вальцах с меньшим диаметром валков.

Решение. Вначале так же, как и в первом примере, определяют скорость сдвига и критерий продолжительности сдвига. Пользуясь кривыми течения, построенными по данным капиллярной вискозиметрии, находят величину вязкости пластицированного поливинилхлорида при 170 °С и вычисленной скорости сдвига. По диаграмме (рис. 6,5) определяют величину поправки f_S, соответствующую значению N_S=0,0292. При градиенте скорости 8900 *сек*$^{-1}$ величина вязкости равна $0{,}94\cdot10^{-3}$ *кГ·сек/см*^{2}, а будучи скорректирована для данного значения N_S, она составит $0{,}93\cdot10^{-3}$ *кГ·сек/см*^{2}. Подставив эту величину в уравнение (9), находят, что распорное усилие составляет 74 000 *кГ*.

Сопоставление экспериментального и расчетного значений распорных усилий. В табл. 11 приведены величины распорного усилия, замеренного на вальцах с валками размером 203×406 *мм* при помощи проволочных тензометров, а на каландре большего размера по показаниям манометра гидравлических цилиндров.

Таблица 11

Сопоставление значений замеренного и вычисленного распорного усилия

Полимер	Количество мягчителя %	Толщина листа *мм*	Температура, °С	Размеры валков *мм*	Распорное усилие, *кГ*	
					замеренное значение	вычисленное значение
Поливинилхлорид с диоктилфталатом	30	0,5	170	203×406	2 380	2 450
	36	0,5	170	203×406	1 840	1 725
Полиэтилен	—	0,5	130	203×406	2 780	2 680
Фенольный новолак	—	0,5	125	203×406	5 250	6 400
Наполненная композиция на основе поливинилхлорида	32	0,1	170	710×1680	45 400	48 000
»	32	0,025	170	710×1680	216 000	66 000

Приведенные в табл. 11 в графе «замеренное значение» величины распорного усилия для каландра с валками 710×1680 *мм* были в действительности рассчитаны по уравнению (1), коэффициенты которого определены обработкой экспериментальных данных, полученных при каландровании тонких листов из наполненных поливинилхлоридных композиций. Величины, представленные в графе «рассчитанное значение», вычислены по уравнению (9).

Во многих случаях описанный метод расчета позволяет определить величину распорного усилия с достаточной степенью точности, в особенности если необходимо только сопоставить значение возникающих распорных усилий. Данные, приведенные в табл. 11, показывают, что во всех случаях результаты расчета хорошо согласуются с экспериментальными данными, за исключением листа толщиной 0,025 *мм*, для которого распорные усилия, вычисленные по уравнениям (9) и (1), оказались различны. Из уравнения (9) следует, что при постоянстве всех других величин распорное усилие меняется обратно пропорционально величине зазора между валками. В то же время из уравнения (2) следует, что эта величина обратно пропорциональна 1,13 степени зазора между валками. Поскольку для аномально вязких материалов показатель степени должен быть меньше единицы, то полученное значение показателя степени (1,13) может указывать на то, что при данном градиенте скорости свойства материала очень близки к свойствам ньютоновской жидкости или что неучитываемое влияние температур очень велико. Эффективный градиент скорости, составляющий 40 000 *сек*$^{-1}$, в этом случае лежит в неисследованной области, поэтому при определении величины вязкости приходится прибегать к значительной экстраполяции. Точность определения средней температуры при такой скорости сдвига также неизвестна. Кроме того, ширина запаса уменьшается от максимального значения в центре листа до нулевого значения на его краях, в то время как при расчете предполагалось, что эта величина постоянна.

Нет никакого сомнения, что предложенные методы определения эффективной вязкости, а также методы вычисления распорного усилия нуждаются в дальнейшем усовершенствовании. Необходимы также дополнительные экспериментальные работы, которые позволят проверить вновь созданные методы расчета.

Использование величин распорного усилия при конструировании каландров. Возможность определения расчетным путем или по экспериментальным данным величины распорного усилия имеет очень большое значение при конструировании каландров, предназначенных для производства листов с малой разнотолщинностью и постоянной формой полученного сечения. Зная диапазон изменения реологических свойств материалов, которые будут

перерабатываться на данном конкретном каландре, и приблизительное значение величины момента сопротивления изгибу валков каландра, можно заранее рассчитать величину бомбировки или значение угла перекрещивания, или, наконец, величину контризгиба, необходимые для компенсации прогиба и обеспечения заданного допуска на толщину листа.

Хотя эти данные не позволяют точно рассчитать профиль бомбированной поверхности валка, по ним можно судить о минимальном диаметре валка, при котором величина бомбировки не слишком велика.

При обработке нового материала или в том случае, если необходимо уменьшить толщину листа или увеличить скорость выпуска листа при работе на том же материале, по распорным усилиям определяют необходимую для компенсации утолщения в центре листа величину бомбировки.

Сопоставляя значение предельно допустимого распорного усилия с расчетным значением, можно избежать опасной перегрузки оборудования.

Зная величину распорного усилия, можно выбрать способ изготовления тонких листов и решить, целесообразно ли каландровать их при более высокой окружной скорости, или лучше получать лист нужной толщины за счет продольной вытяжки изделия. Величина распорного усилия позволяет также оценить необходимое количество пластификатора или требуемое уменьшение молекулярного веса.

Использование аналитических методов определения распорных усилий дает возможность во многих случаях значительно уменьшить затраты по сравнению с методами, основанными на чисто экспериментальном подборе всех параметров рабочего процесса.

Методы регулирования профиля листа

Под действием распорного усилия в валках, подшипниках и раме каландра возникают напряжения, которые довольно просто учесть при конструировании машины. Однако при изготовлении листов с малой разнотолщинностью для компенсации влияния прогиба валков на профиль листа приходится применять специальные приемы.

Для того чтобы обеспечить выпуск листов с постоянной толщиной или листов с заданным профилем поперечного сечения, методы компенсации влияния прогиба на размеры поперечного сечения листа должны обладать достаточной гибкостью. Обычно применяются следующие методы компенсации прогиба: бомбировка, перекрещивание и контризгиб валков. Если известен характер

изгиба валка, то, комбинируя эти методы, можно сконструировать каландр для выпуска совершенно плоского листа. Однако такая машина может применяться только для получения одного вида изделий. Вследствие несовершенства методов компенсации прогиба обычно, чтобы сделать оборудование более универсальным, приходится снижать требования к точности изготовления изделий.

Прогиб валков каландра

Зная нагрузку и механические свойства материала, можно определить прогиб валков каландра. Однако вследствие неравномерности распределения приложенной нагрузки, а также неоднородности сечения валка такой расчет очень затруднен. Ардичвили подробно рассмотрел распределение моментов инерции по длине валка. Однако при обычных расчетах достаточно приблизительно определить прогиб, чтобы выбрать величину бомбировки валков, а также определить необходимый диапазон области регулирования при помощи перекрещивания или контризгиба валков.

Синор[14] приводит формулу для расчета суммарного прогиба валка, выведенную при условии равномерного распределения нагрузки по всей рабочей ширине валка w и постоянных размерах поперечного сечения валка:

$$\Delta y_1 = \frac{fw\,(8l^3 - 4w l^2 + w^3)}{384 E I_x} \qquad (15)$$

где Δy_1 — вызванное прогибом изменение зазора между валками;
l — расстояние между подшипниками;
f — удельная нагрузка отнесенная к единице ширины валка;
E — модуль упругости;
I_x — полярный момент инерции сечения.
Остальные обозначения даны на рис. 6,7.

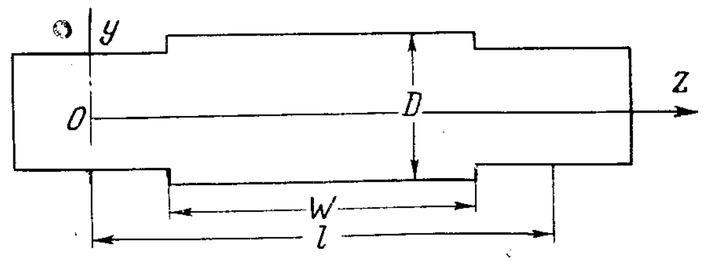


Рис. 6,7. Обозначение величин, входящих в уравнения прогиба и контризгиба.

Распределение прогиба по ширине валка описывается следующим уравнением:

$$\Delta y_1 = \frac{[8Zw(3l^3 - 4Z^2 l + w^2 l^2) + (2Z - l + w)^4 l]}{(8l^3 + 4w^2 l + w^3 w} \qquad (16)$$

При конструировании оборудования необходимо предусмотреть методы полной компенсации этого прогиба.

Бомбировка валков

Наиболее распространенным методом компенсации прогиба является использование бомбированных валков. Диаметр средней части такого валка несколько больше, чем на его концах. Бомбировка обеспечивает очень большую точность компенсации одного определенного значения прогиба. Однако при других величинах прогиба точность компенсации оказывается недостаточной. Когда-то в резиновой промышленности бомбированные валки получали путем нанесения на них покрытия из жидкого стекла, толщина которого менялась в зависимости от величины бомбировки. В современной промышленности пластических масс применяются бомбированные валки с постоянной величиной бомбировки.

При необходимости регулирования толщины листа изменяют условия каландрования. Поскольку вязкость, величина зазора и скорость вращения валков входят в уравнение для определения распорного усилия, то, изменяя любой из этих параметров, можно управлять величиной прогиба.

Нагрузку на валки можно увеличить путем повышения их скорости, понижения температуры смеси или содержания в ней пластификатора. Можно уменьшить нагрузку на валки, увеличив зазор, с последующей вытяжкой листа до получения заданной толщины. Наряду с этими методами известны попытки применения местного обогрева инфракрасными лампами.

Некоторые из указанных методов заметно влияют на производительность оборудования, что ограничивает их применение. Однако обычно регулировка, достигаемая при использовании этих методов, оказывается недостаточной. Поэтому были разработаны другие методы, обеспечивающие более широкие возможности регулирования профиля поперечного сечения листа.

Перекрещивание и контризгиб валков

Перекрещиванием или перекашиванием валков называют незначительный поворот оси одного из валков в плоскости $X—Z$. Вследствие этого зазор на концах валков становится несколько больше по сравнению с зазором в центре, что равнозначно применению бомбировки валков. Метод контризгиба валков (изгиб в направлении, обратном прогибу) состоит в приложении к концам валка изгибающего момента, который или понижает, или увеличивает прогиб, вызываемый распорным усилием. Такой эффект достигается установкой на каждой из шеек валка второго подшипника, через который передается изгибающее усилие, создаваемое

гидравлическим цилиндром. Метод перекрещивания валков был разработан в Европе, а после второй мировой войны получил распространение и в США. В настоящее время он применяется очень широко. Метод контризгиба был разработан позднее.

Согласно идеализированным уравнениям применение обоих этих методов дает в сущности аналогичные результаты, почти полностью устраняя влияние прогиба от нагрузки. Однако если величина компенсации посредством перекрещивания или контризгиба велика, то разница между степенью компенсации и фактическим прогибом оказывается значительной. Поэтому обычно валки следует изготавливать с бомбировкой, дополняя этот метод компенсации прогиба методами, допускающими регулирование.

Гуч приводит уравнение[11], позволяющее рассчитать величину изменения зазора в зависимости от величины перекрещивания. Увеличение зазора между валками Δy при перекрещивании осей валков за счет перемещения каждого конца валка на величину C_1 можно выразить следующим образом:

$$\Delta y = \sqrt{\frac{C_1^2(l-2Z)^2}{l^2} + D^2} - D \qquad (17)$$

где D—диаметр валка.

Если величина изменения зазора на конце валка равна Δy_1, то распределение величины поправки по ширине валка, описываемое уравнением (17), можно приблизительно определять при помощи следующего выражения:

$$\Delta y = \Delta y_1 \frac{w-2Z}{w} \qquad (18)$$

При компенсации прогиба контризгибом к каждому концу валка приложен изгибающий момент M, который вызывает определенный прогиб валка. Прогиб концов валка относительно центра равен[14]:

$$\Delta y_1 = \frac{Mw^2}{8EI_x} \qquad (19)$$

Распределение этого прогиба по ширине валка аналогично распределению поправки, описываемому уравнением (18). Поэтому для идеального валка оба метода компенсации дадут одно и то же распределение поправки.

Если величина поправки, вводимой с помощью перекрещивания или контризгиба, велика, то ее распределение по ширине валка согласно уравнению (18) резко отличается от распределения прогиба валка под действием распорного усилия, полученного с помощью уравнения (16). В результате возникает специфический «двугорбый» профиль поперечного сечения (рис. 6,8).

Рассмотрим валок длиной 200 *см*, который прогибается под действием равномерно распределенной нагрузки, причем с помощью перекрещивания или контризгиба достигнуто равенство величин зазора в центре и по краям. Результат одновременного воздействия компенсации и распорного усилия для величин максимального прогиба 0,1 и 0,2 *мм* представлен графически на рис. 6,8. Разница между прогибом от распорной силы и прогибом, полученным с помощью перекрещивания или контризгиба, достигала 0,0045 *мм*. Для очень тонких пленок это уже существенная неоднородность сечения, которая заставляет использовать незначительную величину контризгиба или угла перекрещивания осей.

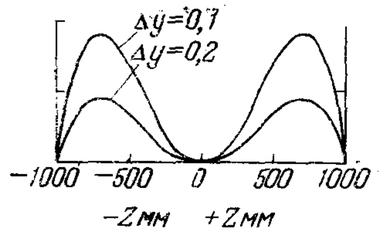


Рис. 6,8. График, иллюстрирующий несовпадение величин прогиба верхнего валка при компенсации прогиба перекрещиванием или контризгибом.

Действительный профиль поперечного сечения листа не совпадает с показанным на рис. 6,8, так как валок не идеален. Реальный валок нагружен неравномерно и величина полярного момента инерции сечения, входящая в уравнение прогиба, точно не известна. Поэтому профиль зазора при контризгибе отличается от профиля зазора, получающегося при перекрещивании, и какой из этих методов компенсации дает лучший профиль поперечного сечения листа, можно определить только на основе опыта. Преимуществом метода контризгиба является возможность как уменьшать, так и увеличивать прогиб валка. Благодаря этому необходимая величина регулировки при среднем значении бомбировки валка оказывается меньше, чем при методе перекрещивания. Однако искажение профиля листа вследствие несовпадения прогиба и компенсации можно резко уменьшить путем соответствующего подбора профиля валка, что позволяет на установках с широким диапазоном обрабатываемых материалов применять любой из этих методов компенсации.

Контризгиб увеличивает или уменьшает нагрузку на подшипники. Значительные изгибающие силы могут перегружать подшипники. Если же они направлены в сторону, противоположную действию распорного усилия, их величина не должна превышать распорного усилия. Это особенно важно при использовании подшипников скольжения, зазор между цапфой и втулкой которых позволит валкам при равенстве обеих сил перемещаться в опорах. На практике величина прогиба достигает 0,05—0,075 *мм*. Приспособления для контризгиба валков очень просты, и их легко можно устанавливать на существующих каландрах. В настоящее

время разработано новое приспособление для перекрещивания валков, установка которого на существующих каландрах требует только замены шестерен и подшипников[12]. Это приспособление позволяет улучшить качество каландрования на оборудовании, не имеющем приспособлений для регулировки зазора.

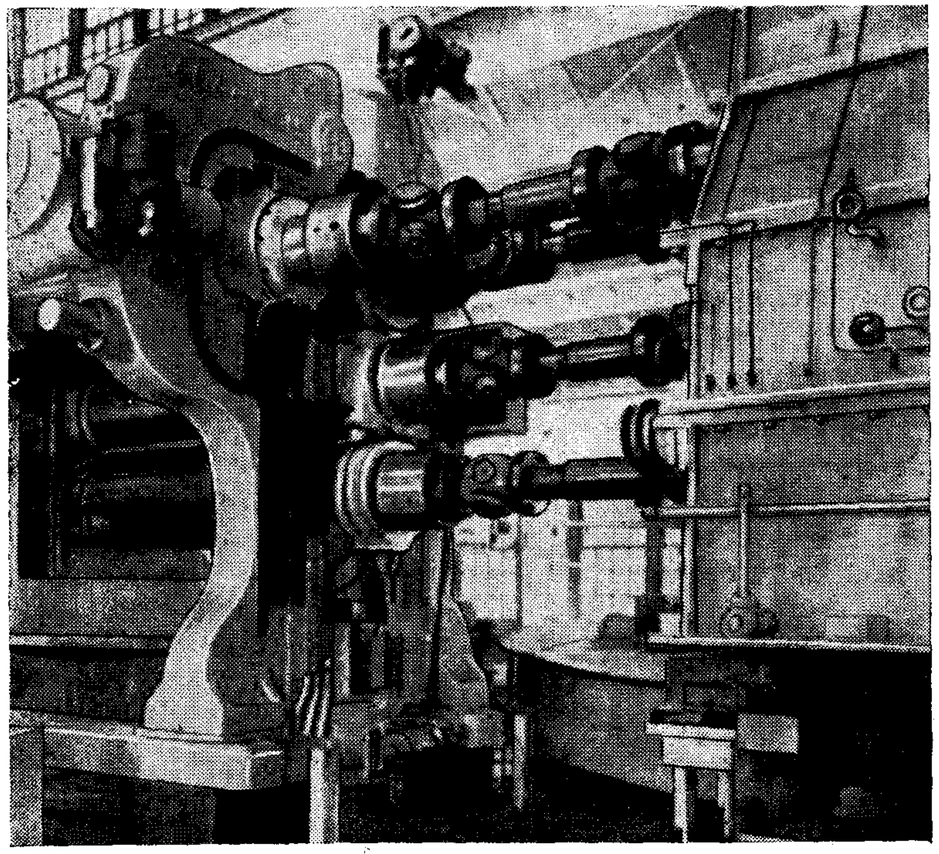


Рис. 6,9. Г-образный каландр с гидравлическим цилиндром для контризгиба, установленным у шейки нижнего валка.

На рис. 6,9 показан Г-образный каландр, на котором одновременно применяется и перекрещивание и контризгиб валков. Под шейкой нижнего валка виден цилиндр для контризгиба.

Некоторые дополнительные соображения

Температура смеси. Температура и время прохождения через валки каландруемого материала являются очень важными параметрами процесса по следующим причинам: 1) технологические условия, обеспечивающие изготовление гладкого листа, очень

сильно зависят от температуры; 2) для определения распорного усилия необходимо знать вязкость перерабатываемого материала, которая зависит от температуры; 3) некоторые пластические массы, например поливинилхлорид, склонны к тепловому разрушению; 4) чрезмерное увеличение температуры внутри листа, являющееся следствием интенсивной механической обработки, может привести к образованию пузырей в готовом изделии[9].

Однако вопрос регулирования температуры материала в процессе каландрования очень сложен и до настоящего времени еще не найдено удовлетворительных решений.

Средняя температура материала при каком-то заданном положении на оси X нередко значительно превосходит температуру валков. Это можно легко показать при рассмотрении энергетического баланса или замере температуры материала во вращающемся запасе игольчатой термопарой. Энергетический подход, позволяя оценить количество выделяющейся в материале энергии, не дает точного значения приращения температуры, так как при малой толщине листа коэффициент теплопередачи оказывается довольно значительным и часть генерируемого тепла сравнительно быстро передается валкам. Эли[8] и Финстон[9] предложили формулы для расчета количества тепла, выделяющегося при каландровании, и определения температурного профиля в направлении оси Y. Однако до настоящего времени не опубликовано никаких сведений об экспериментальной проверке этих уравнений.

Описанные в этой главе методы определения вязкости и скорости сдвига нельзя рекомендовать для вычисления количества генерируемого тепла, так как для тепловых расчетов необходимы более точные данные, чем для вычислений, связанных с определением давления.

Для определения температуры листа, соприкасающегося с поверхностью валка, температура которого отличается от температуры листа, по-видимому, следует воспользоваться уравнениями нестационарного процесса теплопередечи. Это позволит определить время, в течение которого лист должен соприкасаться с валком, для того чтобы температура листа стала равна температуре валка.

При конструировании охлаждающих транспортеров и охлаждающих барабанов тепловые расчеты необходимы для предварительной проверки скорости охлаждения и определения суммарной поверхности охлаждающих барабанов.

Крутящий момент и мощность. Крутящий момент, необходимый для деформации материала, равен интегралу произведения напряжения сдвига на радиус валка, взятому по всей поверхности контакта с материалом. До настоящего времени в литературе не было опубликовано ни одного уравнения, позволяющего рассчитать величину этого момента.

Уравнение для расчета крутящего момента можно получить, воспользовавшись гидродинамическим подходом Гаскелла. Аналогично можно выразить мощность в виде произведения крутящего момента на угловую скорость.

Пока еще трудно оценить точность всех этих методов расчета, и поэтому каландры до сих пор конструируют на основе опытных данных.

Последовательные этапы конструирования агрегата для каландрования

При конструировании агрегата для каландрования приходится учитывать следующие существенные условия:

1. Ассортимент обрабатываемых материалов, а также диапазон возможных толщин листа.
2. Максимальная заданная ширина листа.
3. Заданная производительность.
4. Величина возникающего распорного усилия.
5. Интервал рабочих температур.
6. Величина потребляемой мощности.
7. Необходимая длина пути охлаждения.

Обычно при проектировании нового каландра стремятся максимально увеличить ассортимент перерабатываемых материалов и расширить диапазон толщин выпускаемых листов. При обработке тонких пленок необходимо применять особенно жесткие устойчивые валки с очень точно подобранной бомбировкой и достаточно гибкой регулировкой контура сечения.

Следует отдавать предпочтение подшипникам качения, поскольку они обладают ничтожно малым зазором и позволяют более точно рассчитать контур наружной поверхности бомбированного валка. По предполагаемой величине распорного усилия и соответствующему значению прогиба можно установить необходимую величину перекрещивания, контризгиба или одновременно и того и другого. Определяя распорное усилие для вертикально расположенных валков, нужно учитывать вес валка. Средняя величина бомбировки равна 0,16 *мм*, а при перекрещивающихся валках нередко допускается бомбировка 0,25 *мм*.

Для того чтобы искажение профиля поперечного сечения листа было минимально, необходимо по возможности уменьшить компенсирующуюся бомбировкой величину прогиба валков.

При максимально допустимой (по экономическим соображениям) величине диаметра валков на каландре можно будет изготавливать продукцию наиболее высокого качества.

Рабочие температуры и величина мощности привода выбираются на основе опыта, накопленного при эксплуатации аналогичного оборудования.

Хорошие результаты дает применение небольшого отборочного ролика для вытяжки листа, который устанавливается около приемного ролика. Установка таких роликов позволяет обеспечить максимальную вытяжку изделия, поскольку величина вытяжки при постоянной разности окружных скоростей тем больше, чем меньше длина вытягиваемого участка.

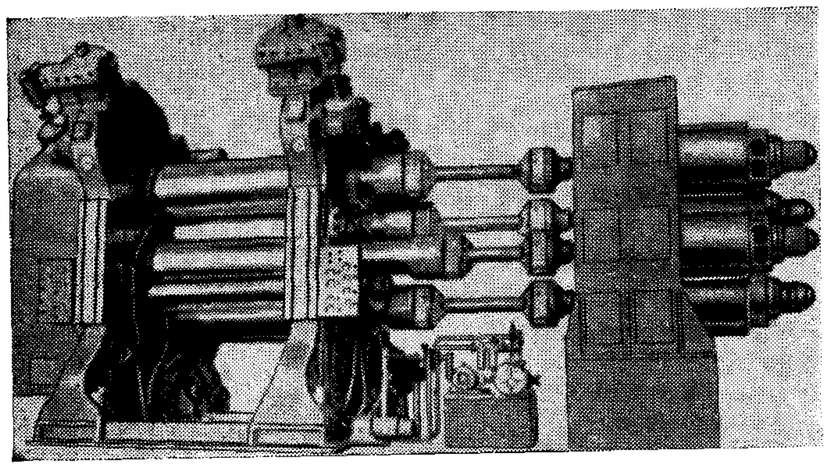


Рис. 6,10. Z-образный каландр с индивидуальным приводом для каждого валка.

Интенсивность охлаждения зависит от толщины каландруемого листа. При переработке пластических масс целесообразнее применять четырехвалковый каландр, а не трехвалковый, так как дополнительный зазор обеспечивает лучшую проработку материала. Преимущество каландров с Z-образным расположением валков состоит в независимости распорных усилий между парами валков. На таком каландре приспособление для перекрещивания можно устанавливать у четвертого, а изгибающий момент прикладывать к третьему и четвертому валкам. На рис. 6,10 показан Z-образный каландр, наклонное расположение валков которого обеспечивает удобный доступ к третьему валку. Отбор листа в этом случае осуществляется с третьего валка.

Привод валков, показанный на рис. 6,9 и 6,10, осуществляется через универсальные карданные шарниры, которые необходимы при перекрещивании валков.

Применение карданных шарниров дает возможность избежать установки фрикционных шестерен непосредственно на валках, позволяя значительно упростить обслуживание оборудования.

Такая конструкция привода позволяет обеспечить очень широкий диапазон отношений окружных скоростей, который может понадобиться для улучшения смешения или передачи каландруемого листа с одного валка на другой.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

ВЫВОД УРАВНЕНИЯ ГАСКЕЛЛА

При выводе уравнения Гаскелла [уравнение (2)] используется система координат, приведенная на рис. 6,2. Вместо зазора между валками h в исходные уравнения входит расстояние от оси X до поверхности валка t. Величины t_0, t_1 и t_2 соответствуют тем же сечениям, что и h_0, h_1 и h_2. Далее вводятся безразмерные переменные ξ, η и δ:

$$\xi = x/\sqrt{2rt_0} = \pm\sqrt{t/t_0 - 1}$$
$$\eta = y/\sqrt{2rt_0} \qquad \text{(A1)}$$
$$\delta = \sqrt{2t_0/r}$$

При выводе уравнения Гаскелла используются по существу те же предположения, что и при выводе уравнения Ардичвили, но единственное различие состоит в определении длины рабочего участка валка, так как считают, что материал заполняет зазор между валками до сечения t_2, а не до сечения t_0, как это принимает Ардичвили.

По определению вязкости напряжение сдвига равно:

$$\tau = \mu \frac{dv}{dy} \qquad \text{(A2)}$$

Далее из классической гидродинамики следует, что изменение величины напряжения вдоль оси Y можно описать уравнением:

$$\frac{d\tau}{dy} = \frac{dp}{dx} \qquad \text{(A3)}$$

Дифференцируя уравнение (A2) и подставляя результат в уравнение (A3), имеем:

$$\mu \frac{d^2v}{dy^2} = \frac{dp}{dx} \qquad \text{(A4)}$$

Дважды интегрируя уравнения (А4) при граничных условиях $v(t)=v(-t)=V$, получим:

$$v = V + \frac{1}{2\mu}\cdot\frac{dp}{dx}(y^2 - t^2) \qquad (A5)$$

Суммарный расход Q равен интегралу от выражения vdy, вычисленному в пределах от $-t$ до $+t$. Интегрируя уравнение (А5) и подставляя t_1 вместо $Q/2V$, имеем:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{3\mu V}{t^2}(1 - t_1/t) \qquad (A6)$$

Далее, если подставить уравнение (А6) в уравнение (А5), то получим следующее выражение для определения средней величины линейной скорости течения материала в зазоре:

$$v = \frac{V}{2}\left[\frac{3y^2}{t^2}(1 - t_1/t) - 1 + 3t_1/t\right] \qquad (A7)$$

На основе простых геометрических соотношений можно показать, что

$$y = \pm t = \pm\left(t_0 + r - \sqrt{r^2 - x^2}\right) \qquad (A8)$$

Разлагая выражение под знаком радикала в ряд и отбрасывая члены высшего порядка, получают:

$$y = \pm t = \pm (t_0 + x^2/2r) \qquad (A9)$$

Подставляя величины, взятые из уравнения (А9), а также безразмерные переменные ξ и δ в уравнение (А6), находят:

$$\frac{dp}{d\xi} = \frac{6\mu V}{t_0\delta}\left[\frac{\xi^2 - \xi_1^2}{(1+\xi^2)^3}\right] \qquad (A10)$$

Интегрируя уравнение (А10), получают следующее выражение для определения p:

$$p = \frac{3\mu V}{4t_0\delta}\left\{\left[\frac{-1 + \xi^2 - 5\xi_1^2 - 3\xi^2\xi_1^2}{(1+\xi^2)^2}\right]\xi + (1 - 3\xi_1^2)\operatorname{arctg}\xi + C\right\} \qquad (A11)$$

Значения постоянных ξ_1 и C определяются из условий выхода. Из уравнения (А10) следует, что ξ_1 должно быть равно ξ_E при $dp/d\xi=0$. Это условие соблюдается на выходе из зазора, в котором напряжения сдвига отсутствуют и $v=V$. В этом сечении $p=0$.

Поэтому из уравнения (А11) величина C равна:

$$C = -(1-3\xi_1^2)\operatorname{arctg}\xi_1 + \frac{(1+3\xi_1^2)\xi_1}{1+\xi_1^2} \qquad (A12)$$

Подстановка выражения (А12) в уравнение (А11) дает уже известное уравнение (2).

ЛИТЕРАТУРА

1. Ardichvili G., An Attempt at a Rational Determination of the Cambering of Calender Rolls, Kautschuk, **14**, 23 (1938).
2. Atkinson E. B., Nancarrow H. A., Rheology and Thermoplastics, Trans. Plastics Inst. (London), **19**, 23 (1951).
3. Bagley E. B., End Corrections in the Capillary Flow of Polyethylene, J. Appl. Phys., **28**, 624 (1957).
4. Bergen J. T., Analysis of Localized Stresses in Drilled Calender Rolls, Proc. Soc. Exptl. Stress. Anal., **9**, № 2, 13 (1952).
5. Bergen J. T., Scott G. W., Pressure Distribution in the Calendering of Plastic Materials, J. Appl. Mechanics, **18**, 101 (1951).
6. Dexter F. D., Marshall D. I., Calculation of Roll Separating Forces in Calendering and Milling of Plastics, SPE Journal, **12**, № 4, 17 (1956).
7. Eley D. D., Theory of Rolling Plastics, I. Calculation of Roll Pressure, J. Polymer Sci., **1**, 529 (1946).
8. Eley D. D., Theory of Rolling Plastics. II. Thermal Effects, Ibid. 1, 535 (1946).
9. Finston M., Thermal Effects in Calendering Viscous Fluids, J. Appl. Mechanics, **18**, 12 (1951).
10. Gaskell R. E., The Calendering of Plastic Materials, J. Appl. Mechanics, **17**, 334 (1960).
11. Gooch K. J., Designing Better Calenders, Modern Plastics, **34**, № 7, 165 (1957).
12. Gooch K. J., private communication.
13. Paslay P. R., Calendering of a Viscoelastic Material, J. Appl. Mechanics, **24**, 602 (1957).
14. Seanor R. C., Roll Bending Applied to Rubber and Plastic Calenders, Am. Soc. Mech. Eng., Paper № 56-A-176.
15. Whitton P. W., Computation of Force and Torque in Cold Rolling by Modern Theory, J. Appl. Mechanics, **23**, 307 (1956).

ДОПОЛНИТЕЛЬНАЯ ЛИТЕРАТУРА

1. Brown, Joseph, Plastics Calendering—Types of Machines and Layouts, Plastics Progress, London, Illiffe a. Sons, 1951.
2. Garvin G. S., Chap. XVI in Schildnecht, C. E. (ed.), Polymer Precesse, New York, Interscience Publishers, Inc., 1956.
3. Johnson E. H., Chap. IV in Seaman R. G. and Merrill A. M. (eds.), Machinery and Equipment for Rubber and Platics, vol. I, New York, India Rubber World, 1952.
4. Jukich M., Roll Bending—A New Tool for Controlling Gage in Vinyl Calendering. Modern Plastics, **33**, № 8, 138 (1956).
5. Kulgren G. V., Modern Calender Processing Equipment, India Rubber World, **120**, 323 (1949).
6. Modern Plastics Encyclopedia, recent annual issues Plastics Catalogue Corp., Bristol, Conn.
7. Seanor R. C., Calendering Equipment and The Plastics Industry, Technical Papers, 12th Annual National Technical Conference, vol. II, Soc. Plastics Eng., Greenwich, Conn.
8. Wuest E. F., Calendering of Vinyl Sheeting, Technical Papers, 12th Annual National Technical Conference, vol. II, Soc. Plastics Engrs., Greenwich, Conn., 1956.

Глава VII

СМЕШЕНИЕ И ДИСПЕРГИРОВАНИЕ*

При переработке термопластичных материалов часто приходится смешивать смолу с другими ингредиентами—красителями, пластификаторами, наполнителями и пигментами. В результате смешения требуется получить механическую смесь с очень равномерным распределением ингредиентов в смоле.

Процесс смешения развивался в резиновой промышленности совершенно эмпирически, а затем разработанная для резины технология была перенесена в промышленность пластических масс без каких-либо значительных изменений. Усовершенствования в технологии смешения и конструкции смесителей проводились за последние 10 лет в основном в области переработки термопластов. К этому же периоду относятся первые попытки создания теории процесса смешения.

Однако до настоящего времени процессы смешения и диспергирования являются наименее изученными стадиями обработки термопластичных материалов. Современный теоретический подход к этому вопросу уже рассматривался в главе III. Цель данной главы—изучить с этих позиций основные типы применяемых смесителей: вальцы, закрытый смеситель и шприц-машину. В тексте не приводятся детальные описания оборудования для смешения и диспергирования. Однако автор надеется, что изложенный материал будет содействовать уяснению некоторых основных принципов смешения и диспергирования, в результате чего существо этой стадии обработки термопластичных материалов станет более понятным.

Процесс смешения

Как уже указывалось (см. главу III), целью процесса смешения является изменение первоначального упорядоченного распределения компонентов в массе. В результате этого изменения вероятность того, что в любой точке этой массы будут находиться частицы всех ингредиентов, увеличивается. Хотя это определение

* Д. Т. Берген (J. T. Eergen, M. S. Armstrong Cork. Company).

процесса смешения относится к частицам ингредиентов, оно может быть распространено и на концентрацию частиц в объемах, величина которых мала по сравнению со всей массой материала. Необходимо установить, как нужно деформировать исходный континуум, чтобы получить заданное распределение вероятности, если диффузия и другие беспорядочные перемещения молекул отсутствуют.

Процесс диспергирования

Дополнительные трудности возникают в тех случаях, когда между элементарными частицами возникают силы взаимодействия, приводящие к их агломерации. Для того чтобы такой агломерат поддавался смешению, к нему нужно приложить определенную силу. Изучение процесса диспергирования состоит в определении этих сил или напряжений.

Смешение и диспергирование термопластичных материалов

При исследовании процессов смешения и диспергирования термопластичных материалов считалось, что эти материалы находятся в жидком состоянии. Предполагалось также, что течение расплавов или растворов термопластов является ламинарным, причем условия обработки очень далеки от области турбулентного течения. Поскольку оговаривается, что термопластичный материал несжимаем, его можно деформировать только в результате деформации сдвига.

Таким образом, процесс смешения термопластов—это создание в материале деформации сдвига, в результате которой происходит преобразование первоначального упорядоченного распределения ингредиентов в случайное неупорядоченное распределение. Мера этой неупорядоченности определяется при помощи какой-нибудь шкалы сравнений. Кроме того, смешение обычно усложняется возникновением сил взаимодействия между частицами ингредиентов. Поэтому наряду с процессом деформации необходимо рассматривать и возникающие при этом напряжения.

Современная теория смешения и диспергирования

За последние годы в разработке основных положений процесса смешения были достигнуты значительные успехи[1, 8, 17, 19, 26]. Однако до настоящего времени применение этих положений не получило широкого распространения, за исключением анализа работы некоторых простых типов экспериментальных смесителей, а также червячных шприц-машин[20].

Что касается процесса диспергирования, то этот процесс изучен еще меньше, чем смешение. Первая статья, в которой рассматривалась эта проблема[3], появилась сравнительно недавно. Имеется большое количество эмпирических данных о смешении и диспергировании твердых материалов в каучуках и пластических материалах[4–6, 15, 16, 18, 21, 24, 25], однако выводы большинства этих работ не выходят за рамки изучавшихся систем.

Теоретические положения

Смешение при ламинарном течении

Согласно рассмотренной в главе III теории смешения, для того чтобы смешать первоначально упорядоченную или изолированную систему из двух компонентов, необходимо подвергнуть ее деформации сдвига.

Цель этой деформации сдвига—перемешать систему так, чтобы определенная статистически вариация любых свойств ряда образцов, отобранных из этой системы, была минимальна и в пределе стремилась к нулю. Процесс деформации сдвига обобщен, т. е. не ограничивается каким-либо частным случаем деформации сдвига или определенным видом смесителя.

Общая теория смешения позволяет сформулировать три основных принципа:

1. Поверхность раздела компонентов должна сильно увеличиваться при смешении.

2. Элементы поверхности раздела должны быть равномерно распределены по всей смешиваемой массе.

3. Компоненты смеси должны быть распределены так, чтобы в любом элементе объема относительное содержание компонентов было таким же, как и во всей системе.

Очевидно, что первое и второе условие требуют, чтобы для любого конкретного процесса смешения или определенного смесителя были известны уравнения гидродинамики, полностью описывающие картину течения. Исходя из этих условий, можно сформулировать следующие требования к процессу смешения:

1. Оптимальные результаты дает такая первоначальная ориентация поверхности раздела компонентов, при которой поверхность раздела располагается нормально по отношению к линиям тока внутри смесителя.

2. Все линии тока должны проходить через область (или области) максимальной деформации сдвига.

3. Масштаб сравнения (или шкала Данквертса[8]) должен быть велик по сравнению с окончательным размером частиц.

В дальнейшем в настоящей главе рассматриваются условия течения и характеристики процесса деформации сдвига в нескольких наиболее широко распространенных типах смесителей. Оценка технологических возможностей и степени совершенства каждого смесителя дается на основе сопоставления протекающего в нем процесса с идеальным процессом смешения. Сравнение производится в соответствии с указанными выше требованиями.

Ограничения, определяющие область применения теории смешения

Поскольку существующая теория смешения носит обобщенный характер, необходимо иметь представление о границах ее применения к реальным пластмассам и конкретным смесителям. Следует указать следующие основные причины, ограничивающие области ее применения:

1. Теория смешения применима к идеально вязким (ньютоновским) материалам, течение которых строго описывается уравнениями гидродинамики вязкой жидкости, в то время как расплавы полимеров не подчиняются закону Ньютона (вязкоупруги, пластичны и т. д.). Однако качественные представления, справедливые для идеально вязких систем, способствуют пониманию процесса смешения реальных материалов.

2. Предполагается, что между частицами не существует ван-дер-ваальсовых или каких-либо иных сил взаимодействия.

3. Предполагается, что первоначальная ориентация ингредиентов определена, в то время как на практике она почти никогда не известна.

4. Процесс смешения считается изотермическим. Строго говоря, это предположение не соответствует действительности, так как вязкость большинства пластмасс достаточно высока, и поэтому при смешении рассеивается значительное количество энергии.

Вследствие этих ограничений нельзя воспользоваться существующей теорией интенсивного смешения для строгой количественной оценки реальных процессов. Одним из основных препятствий на пути к широкому применению теории смешения в промышленной технологии является отсутствие методов математического описания реологического поведения реальных пластических материалов. Гидродинамические уравнения, описывающие течение в смесителях, также носят очень сложный характер, и только в немногих случаях удалось получить их решение.

Однако использование качественных и частично количественных представлений способствует лучшему пониманию существа процесса смешения.

Определение степени смешения

Поскольку основным критерием оценки смешения материала является степень смешения, ниже рассмотрены методы ее определения.

Методы детального описания смеси были разработаны Данквертсом[8] и Лейси[17]. Эти авторы оценивали качество смеси, сопоставляя среднеквадратичное отклонение содержания ингредиента, вычисленное для конечного числа образцов, от среднего значения. При этом размеры образцов зависят от длины, объема или площади поверхности частиц, которые характеризуют смесь или ее свойства. Так, если таким свойством является цвет (смешение всегда происходит в результате деформации сдвига, а не диффузии) и мерой однородности цвета является зрительное впечатление, характеристической длиной является разрешающая способность глаза (около 0,025 *мм*). В этом случае смесь с идеальным распределением ингредиентов не должна иметь разноцветных полосок, толщина которых превышает 0,025 *мм*. Если для определения цветовой однородности использовать спектрофотометр, суммирующий данные по площади круга диаметром 25 *мм*, то вследствие его меньшей разрешающей способности толщина отдельных цветных полос может достигать 2,5 *мм*. Поэтому оценка по цвету любых образцов, для которых толщина полос укладывается в этот предел, может оказаться одинаковой. Разрешающая способность глаза или спектрофотометра, а следовательно, и характеристическая длина, зависит и от того, насколько сильно отличаются полосы по цвету друг от друга.

Существующие способы определения степени смешения достаточно разнообразны. В производственной практике применяются визуальное определение цветовой однородности, сравнение по цвету, а также осмотр смеси с целью выявления нераспределенных включений наполнителя или смолы. Хотя такая оценка и носит очень субъективный характер, она широко используется при различных исследованиях[15, 16, 24]. Нередко степень смешения оценивают по изменению физических свойств, таких, как предел прочности при растяжении, модуль или плотность[24]. Очевидно, что эти свойства зависят от ряда побочных явлений (деструкция полимера, изменение свойств смеси под воздействием тепла и т. п.), сопровождающих процесс смешения. Следовательно, определение величины изменения свойств смеси не дает точного представления о процессе смешения.

Для определения степени смешения можно замерять изменение реологических свойств[19], реакционной способности[17] и электропроводности[27]. Последний способ оценки степени смешения является, по-видимому, наиболее перспективным.

Некоторые авторы пытались использовать в качестве критерия степени смешения величины электростатических зарядов, возникающих в резине при смешении ее с твердым наполнителем[13]. Единственным прямым способом оценки степени смешения является предложенное в главе III определение средней толщины полос. Однако для замера этой величины требуются определенные условия, и предстоит проделать еще немалую работу, прежде чем этот способ оценки получит широкое распространение.

Таким образом, в настоящее время не существует ни общепринятого критерия оценки процесса смешения, ни широко применимой методики оценки степени смешения. Поэтому каждый частный случай следует оценивать, исходя из основных особенностей подвергаемого смешению материала, а также учитывая специфику свойств, подлежащих контролю, и необходимую степень точности оценки.

Оборудование, применяемое для смешения и диспергирования

Машины, применяемые для смешения и диспергирования термопластичных материалов можно разделить на три группы: вальцы, закрытые смесители и шприц-машины.

Вальцы обычно состоят из двух параллельных валков, вращающихся в противоположные стороны, причем оси валков лежат в одной горизонтальной плоскости, а между их цилиндрическими поверхностями существует небольшой зазор. Благодаря трению между поверхностью валков и находящимся между ними материалом последний затягивается в зазор и, деформируясь, течет в направлении вращения валков. Если одновременно с термопластичным материалом в зазор вводить пластификатор или тщательно измельченные твердые ингредиенты, то они будут смешиваться со смолой за счет происходящей в зазоре интенсивной деформации сдвига.

Обычно соответствующей регулировкой температуры валков можно добиться того, что вальцуемый материал будет прилипать к одному из валков в виде сравнительно тонкого листа. Валки изготовляют полыми и подают во внутреннюю полость нагревающую или охлаждающую среду. Валки обычно вращаются с различной скоростью, так как это облегчает образование слоя материала на одном из валков. При смешении с валка время от времени срезают ленту материала, а затем вновь направляют ее в зазор. Величину зазора между валками можно регулировать при помощи винтов, приводимых в действие вручную или от электродвигателя.

В промышленности применяются вальцы самых различных размеров, начиная с небольших лабораторных машин с диаметром валки около 25 *мм*, мощность привода которых не превышает 1 *квт*, кончая огромными вальцами с диаметром валков до 900 *мм* с мощностью привода, достигающей 73 *квт*. Типичная промышленная двухвалковая машина показана на рис. 7,1.

Для специальных целей применяют вальцы с тремя, четырьмя и даже пятью валками, в которых материал последовательно переходит из одного зазора в другой. Валки можно расположить попарно (до четырех пар), причем зазор каждой пары регулируется совершенно независимо. Перерабатываемый материал перетекает через установленные друг под другом пары валков. При подобном расположении валков образуется каскадная схема непрерывного смешения.

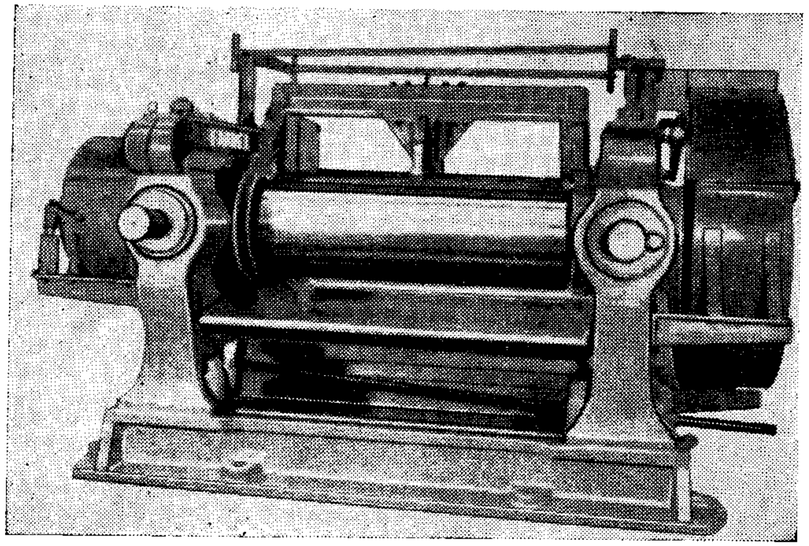


Рис. 7,1. Двухвалковые смесительные вальцы.

Закрытый смеситель представляет собой цилиндрический резервуар или корпус, внутри которого вращаются лопасти или роторы, деформирующие смешиваемый материал. Обычно корпус состоит из двух цилиндрических камер.

Зазор между кромкой лопасти ротора и цилиндрической стенкой корпуса невелик. При движении лопасти находящийся в этом зазоре материал подвергается деформации сдвига. Кроме того, между самими лопастями существует сложное взаимодействие, в результате которого потоки материала сталкиваются и перемешиваются. Смешение дополнительно усиливается вследствие винтового расположения лопастей, обеспечивающего перемещение массы в продольном, параллельном оси роторов, направлении. Нередко лопасть состоит из двух винтовых участков, направленных в противоположные стороны. При этом перетирание ингредиентов еще больше интенсифицируется.

Корпус и роторы имеют полости для охлаждения или нагревания, что позволяет регулировать температуру смеси.

Наиболее распространенным закрытым смесителем является смеситель Бенбери, показанный на рис. 7,2. У этого смесителя

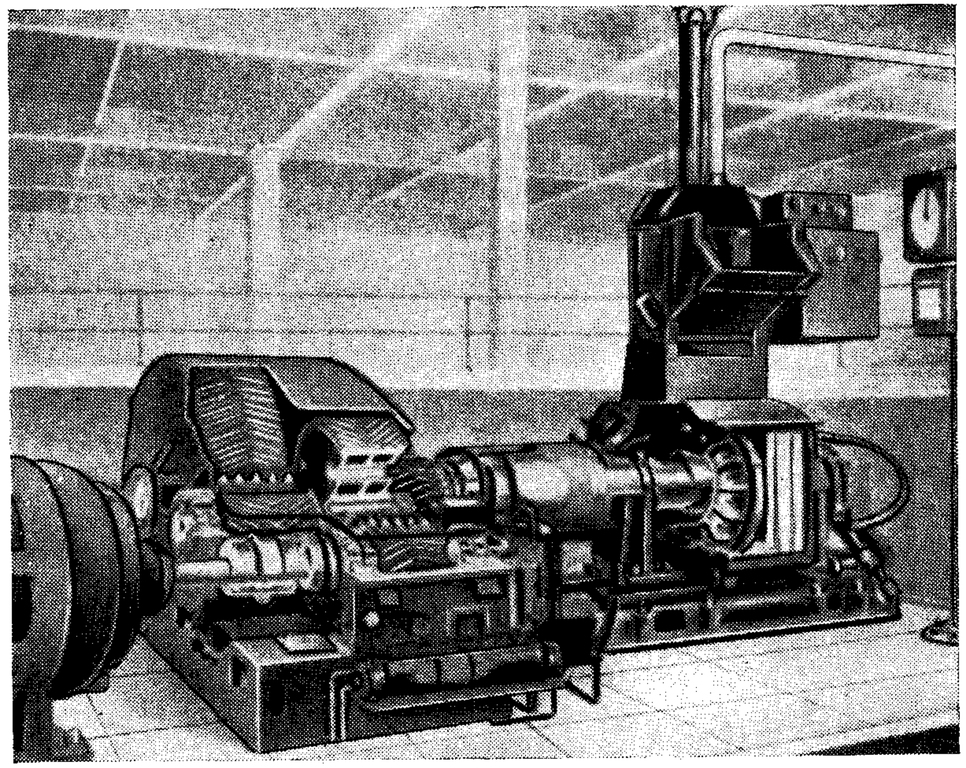


Рис. 7,2. Закрытый смеситель Бенбери в разрезе.

лопасти ротора имеют эллиптическое сечение и вращаются внутри закрытой камеры. После загрузки смеси камера закрывается пневматическим верхним затвором. Верхний затвор удерживает материал внутри камеры смесителя, способствуя попаданию смешиваемого материала в зазор между кромкой лопасти и корпусом, т. е. в ту область, где градиенты скорости максимальны.

Подобные смесители могут иметь различные размеры: от лабораторных моделей емкостью 1 *кг* и мощностью привода около 7 *квт* до машин емкостью около 45—60 *кг* и мощностью привода до 75 *квт*.

Иногда лопасти делают не эллиптическими (см. рис. 7,2), а Z-образными. Существуют и другие формы лопастей (в виде «рыбьего хвоста» и т. п.). Подробное описание конструкций закрытых смесителей читатель может найти в работах Куиллена[21], а также в книге Симэна и Меррилла[23].

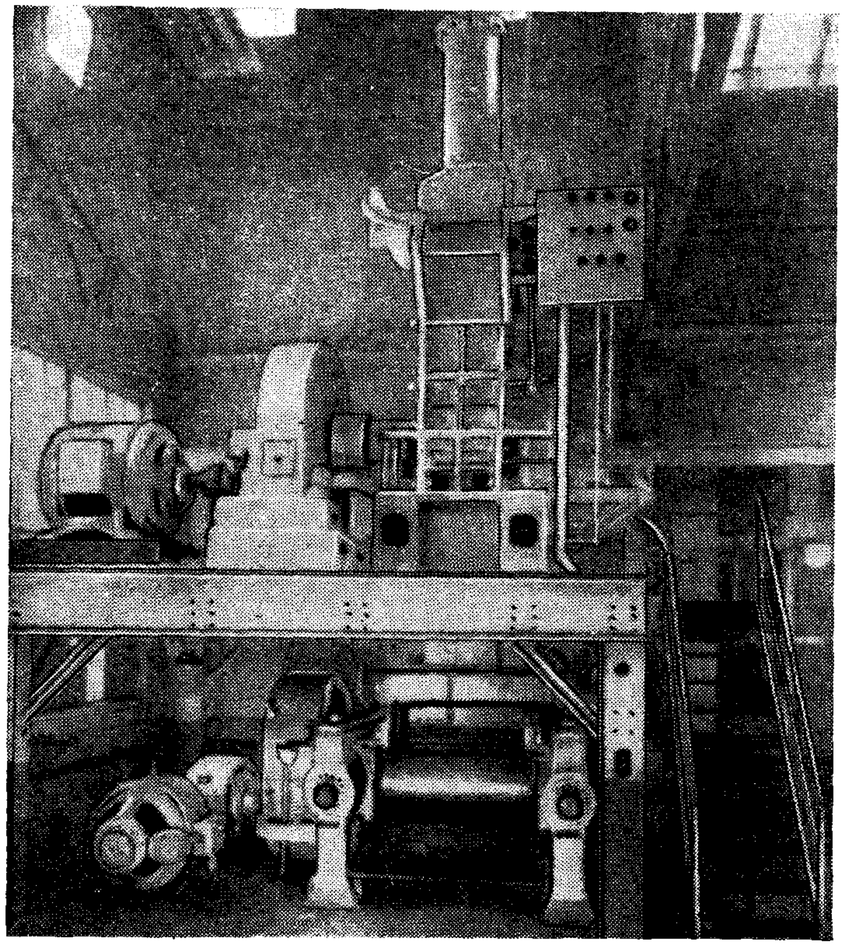


Рис. 7,3. Закрытый смеситель Бенбери, установленный над двухвалковыми вальцами.

Из закрытого смесителя готовую смесь обычно выгружают в виде больших, бесформенных кусков. Иногда очень удобно листовать эти куски на установленных под смесителем вальцах, которые одновременно обеспечивают дополнительное смешение и диспергирование. При этом смеситель и вальцы работают по каскадной схеме (рис. 7,3).

Большая часть смесительного оборудования представляет собой закрытые смесители или вальцы, применяемые совместно или раздельно. К третьей группе смесителей относятся червячные шприц-машины, которые находят все большее применение для осуществления одновременного смешения и профилирования. Теория червячных шприц-машин подробно изложена в главе IV.

Двухвалковые смесительные вальцы

Из применяемых в настоящее время смесителей двухвалковые вальцы являются наиболее старым типом смесителей. Так, в резиновой промышленности они применяются уже более 100 лет. Еще 30 лет назад вальцы широко применялись в резиновой промышленности и в промышленности пластмасс, но затем их начали вытеснять закрытые смесители и червячные шприц-машины. Вальцы и сейчас играют в промышленности пластических материалов немаловажную роль. Наряду с работой по периодическому циклу, при котором производится смешение определенной загрузки материала, они могут применяться в качестве непрерывных смесителей, в которые подаваемая с одной стороны валков смесь отбирается с другой стороны в виде сравнительно узкой ленты.

Изложенная в предыдущей главе гидродинамическая теория каландрования может использоваться для описания процесса деформации при вальцевании.

Характеристики процесса вальцевания, основывающиеся на гидродинамической теории, рассматриваются в дальнейшем в свете общей теории смешения, позволяющей определить достоинства и недостатки двухвалковых вальцов как интенсивного смесителя. Наряду с этим обсуждается роль геометрических факторов и влияние свойств материала на производственные характеристики смесительного оборудования.

Разработанная гидродинамическая теория каландрования исходит из предположения, что термопластичный материал является ньютоновской жидкостью. Несмотря на это, математические выражения, описывающие процесс каландрования, носят очень сложный характер. Гидродинамическое описание течения материала, обладающего аномалией вязкости, в настоящее время не представляется возможным. Однако поведение самых различных термопластичных материалов при каландровании оказалось достаточно близким к поведению ньютоновской жидкости[2]. Поэтому вполне оправдано в качестве первого приближения воспользоваться уравнениями течения вязкой жидкости через двухвалковую машину.

Линии тока при вальцевании. Схема процесса вальцевания показана на рис. 7,4. Валки воздействуют на узкий, движущийся

клин материала, который одновременно сжимается и проталкивается через зазор между валками. Находящиеся на расстоянии $2h_0$ друг от друга валки радиусом R вращаются со скоростью U. Толщина клина на входе равна $2h_L$ и на выходе $2h_1$. Гидродинамическая теория этого процесса была разработана Гаскеллом[11], который показал, что линии тока получаются при интегрировании уравнения функции тока:

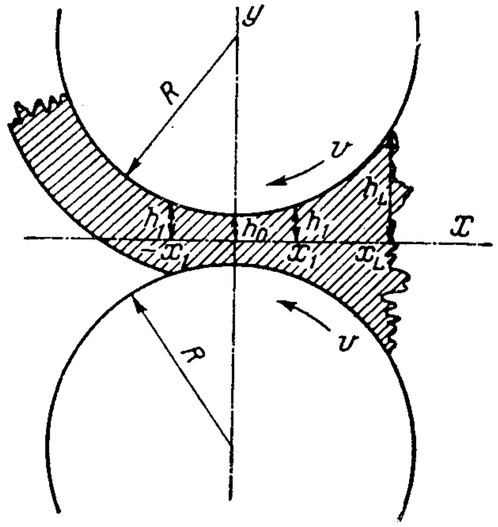


Рис. 7,4. Геометрия двухвалковых вальцов.

$$\psi = \int u\, dy \qquad (1)$$

где ψ—линия тока (ψ=const);
u—компонента скорости в направлении оси x;
v—компонента скорости в направлении оси y, определяется из уравнения неразрывности:

$$\partial u/\partial x + \partial v/\partial y = 0$$

Если воспользоваться безразмерными переменными Гаскелла ξ и η, где

$$\xi = x/\sqrt{2Rh_0} = \mp\sqrt{h/h_0 - 1}; \quad \eta = y/\sqrt{2Rh_0} \qquad (2)$$

то скорость в направлении x определится по уравнению

$$u = \frac{3U}{2}\left\{\left[\frac{\xi^2 - \xi_1^2}{(1+\xi^2)^3}\right]\frac{4\eta^2}{\delta^2} + \frac{2 - \xi^2 + 3\xi_1^2}{3(1+\xi^2)}\right\} \qquad (3)$$

где ξ_1—значение величины ξ на выходе из зазора, а δ—геометрическая постоянная, равная $\sqrt{2h_0/R}$.

Подстановка уравнения (3) в уравнение (1) и последующее интегрирование его при граничных условиях (ψ=0 при u=0 и v=0) дает:

$$\psi = \frac{Uh_0\eta}{\delta}\left[\frac{4\eta^2(\xi^2 - \xi_1^2)}{\delta^2(1+\xi^2)^3} + \frac{2 + 3\xi_1^2 - \xi^2}{1+\xi^2}\right] \qquad (4)$$

Если нанести на график значения ряда величин ξ и η, то получится схема линий тока, показанная на рис. 7,5. Из рисунка видно, что вблизи поверхности валков материал течет более

или менее параллельно им, причем сама поверхность валка является линией тока. В центре района, расположенного в начале движущегося клина, наблюдается противоток. Для случая клина конечной величины этот противоток имеет вид двух замкнутых завихрений—это вращающийся запас материала, который можно наблюдать на валках с одной и той же окружной скоростью.

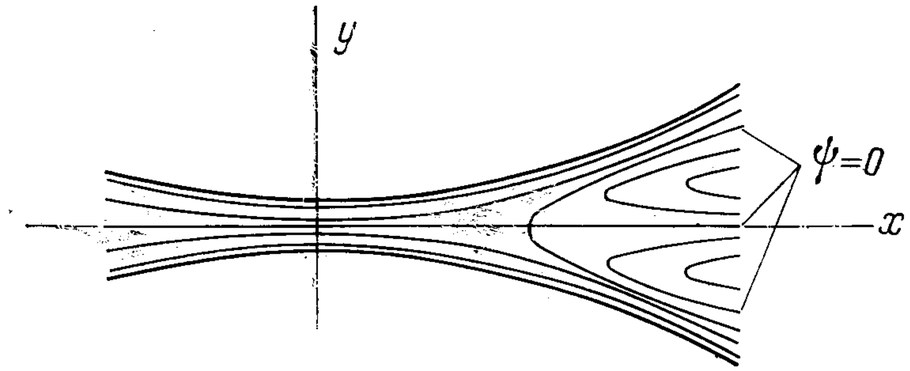


Рис. 7,5. Линии тока в зазоре двухвалковых вальцов при одинаковых окружных скоростях валков.

Материал, выходящий из зазора, прилипает к одному из валков, вращается вместе с ним и снова соприкасается с участком клина, на котором происходит круговое течение, чтобы потом вновь поступить в зазор.

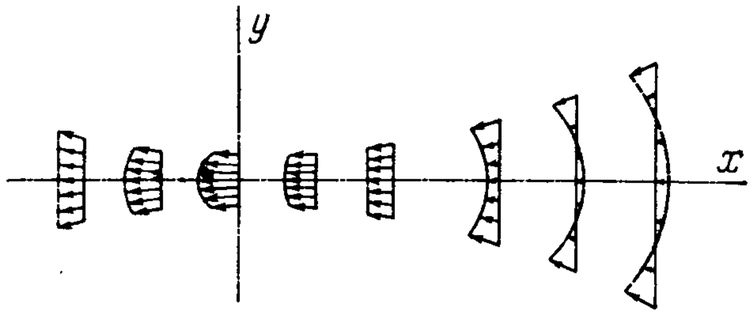


Рис. 7,6. Графики скорости в зазоре двухвалковых вальцов при одинаковых окружных скоростях валков.

Показанное на рис. 7,6 распределение скорости получается при нанесении на рисунок значений уравнения (3), вычисленных для ряда величин ξ, где ξ_1 определяется из выражения $\xi_1 = \sqrt{Q/2h_0U - 1}$ для типичного значения Q (см. Приложение к гл. VI). Из рассмотрения рис. 7,6 совершенно очевидно существование противотока. В сечении, расположенном выше по течению относительно точки ξ_1, центр клина движется в том же направлении, что и материал у поверхности валков. За точкой ξ_1

материал в центре потока начинает опережать материал, лежащий у поверхности валков, но при $-\xi_1$ скорости снова выравниваются и процесс вальцевания заканчивается.

На основе распределения скоростей, показанного на рис. 7,6, можно представить картину деформации материала при его прохождении через зазор между валками.

Напряжение сдвига определяется уравнением:

$$\tau = ydp/dx = \frac{6\mu U}{\delta h_0}\,\eta\left[\frac{\xi^2 - \xi_1^2}{(1+\xi^2)^3}\right] \qquad (5)$$

где μ — вязкость материала.

Таким образом, $\tau=0$ при $\eta(y)=0$ и линейно увеличивается до максимального значения у поверхности валков. На рис. 7,7 показано распределение максимального напряжения сдвига.

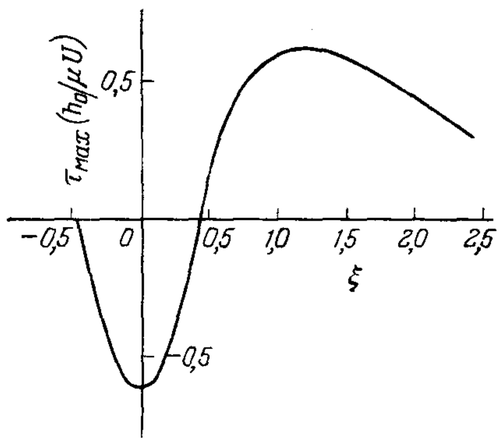


Рис. 7,7. Распределение максимального напряжения сдвига в зазоре между валками при одинаковых окружных скоростях валков.

Симметричное вальцевание как процесс смешения. Можно воспользоваться уравнениями гидродинамики, описывающими условия течения в зазоре между вращающимися с одинаковой скоростью валками, для того чтобы рассмотреть процесс вальцевания с позиций общей теории смешения.

1. Для части материала поверхность раздела увеличивается при вальцевании очень медленно. На рис. 7,5 линия тока $\psi=0$ образует замкнутый контур, который проходит в зоне противотока через область с очень небольшим градиентом скорости. За точкой застоя градиент скорости для $\psi=0$ равен нулю. Таким образом, для этого случая поверхность раздела в одной части материала увеличивается значительно медленнее, чем в материале, находящемся на линиях тока, которые проходят через области высоких градиентов скорости.

2. Элементы поверхности раздела не распределяются по всей массе. Как только поверхность раздела ориентируется вдоль направления линии тока, она перестает изменять свою ориентацию, так как течение поперек линий тока отсутствует.

3. Существование замкнутых линий тока, а также отсутствие заметного течения вдоль оси z параллельно образующим валка является причиной неравномерного распределения элементов объ-

ема в массе материала. Даже если предположить, что вдоль оси валка компоненты расположены совершенно равномерно, учитывая предыдущее условие, в смеси всегда остается часть неразрушенных поверхностей раздела.

Таким образом, симметричный процесс вальцевания не приводит к удовлетворительному распределению ингредиентов.

Несимметричное вальцевание как процесс смешения. Выше рассматривались симметричные вальцы, у которых скорости и температура валков—одинаковые. При этом некоторая часть материала, проходя через зазоры, не подвергалась смесительному воздействию. На практике для увеличения интенсивности смешения, скорости и температуры валков намеренно делают различными. Уравнения, описывающие течение в зазоре между валками, вращающимися с различными скоростями, можно получить, пользуясь методом Гаскелла. Единственное различие состоит в том, что двойное интегрирование уравнения (3) производится в пределах

$$u(h) = U_1 > u(-h) = U_2$$

В результате получается следующее выражение:

$$u = \frac{3U_0}{2}\left[\frac{\xi^2 - \xi_1^2}{(1+\xi^2)^3}\cdot\frac{4\eta_1^2}{\delta^2} + \frac{2 - \xi^2 + 3\xi_1^2}{3(1+\xi^2)} + \frac{4\lambda\eta_1}{3\delta(1+\xi^2)}\right] \qquad (6)$$

где $U_0 = (U_1 + U_2)/2$ и $\lambda = \frac{U_1 - U_2}{2U_0}$

При выводе этого уравнения вновь предполагалось, что $Q = 2U_0h_1$, таким образом:

$$\frac{dp}{dx} = 3\mu U_0\,(h - h_1)/h^3$$

Напряжение сдвига определяют из следующего уравнения:

$$\tau = \int y\,\frac{dp}{dx} = \frac{6\mu U_0}{\delta h_0}\left[\frac{\eta_1(\xi^2 - \xi_1^2)}{(1+\xi^2)^3} + \frac{\lambda\delta}{6(1+\xi^2)}\right] \qquad (7)$$

Если сравнить уравнения (6) и (7) с аналогичными уравнениями (3) и (5), относящимися к процессу вальцевания на симметричных вальцах, то видно, что в правой части обоих уравнений для несимметричного случая появились дополнительные члены. С появлением этих членов симметричность распределения напряжения и профиля скорости нарушаются (рис. 7, 8). Уравнение линии тока, которое определяется так же, как и для вальцевания без фрикции, имеет вид:

$$\psi = \frac{U_0h_0\eta}{\delta}\left[\frac{4\eta_1^2(\xi^2 - \xi_1^2)}{\delta^2(1+\xi^2)^3} + \frac{2 + 3\xi_1^2 - \xi^2}{1+\xi^2} + \frac{2\lambda\eta_1}{3\delta(1+\xi^2)}\right] \qquad (8)$$

Из уравнения (8) следует, что существует замкнутая линии тока $\psi=0$ при $\eta=0$. При этом область противотока смещается к валку с меньшей окружной скоростью.

Очень важно, что в данном случае за точкой застоя линии тока проходят через области определенной деформации сдвига, и по сравнению с симметричным вальцеванием сдвиг материала увеличивается. Таким образом, подтверждается правильность применения для смешения валков, вращающихся с различной окружной скоростью. Однако и для этого случая линии тока остаются замкнутыми, и даже вальцевание при различной скорости валков не

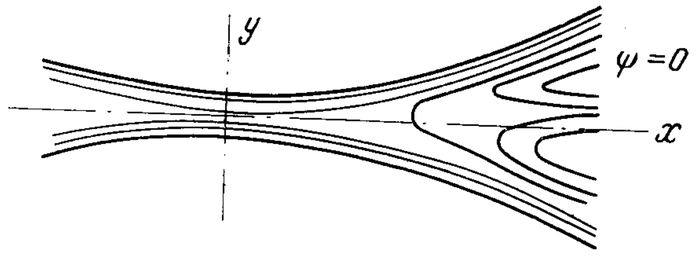


Рис. 7,8. Линии потока в зазоре двухвалковых вальцов при различных окружных скоростях валков (отношение скоростей валков 1,22 : 1).

отвечает требованиям, предъявляемым к идеальному смесителю, так как ориентированные вдоль линий тока поверхности раздела будут сохранять свое положение.

Практические приемы работы на двухвалковых вальцах. До сих пор процесс смешения при вальцевании рассматривался как идеальный процесс, причем следующие два обстоятельства значительно снижали его достоинства: это существование замкнутых линий тока и отсутствие перемещения материала вдоль оси валков. На практике для устранения этих недостатков применяют подрезку материала. Вальцовщик срезает с валка полосу смеси и складывает или сворачивает ее, а затем вновь подает в зазор в другом месте валка. При этом нарушается замкнутость линий тока и обеспечивается перемещение материала в направлении оси z. Если повторять эту операцию достаточно часто, то достигается статистически неупорядоченное распределение материала и масса перемешивается, причем статистически большое число поверхностей раздела подвергается относительно большим деформациям сдвига и распределяется равномерно. Таким образом, при вальцевании на двухвалковых вальцах подрезка является важной частью процесса.

Если попытаться применить вальцы в качестве смесителя непрерывного действия, то для того, чтобы разорвать замкнутые

линии тока, по-видимому, придется установить дополнительные приспособления для подрезания материала.

До сих пор считалось, что смешиваемый материал представляет собой ньютоновскую жидкость. Практически—это каучук или пластическая масса, реологическое поведение которых носит очень сложный характер. Дать детальное гидродинамическое описание вальцевания такого сложного материала невозможно, не располагая его реологическим уравнением состояния. Но даже при наличии такого уравнения математическое описание процесса очень затруднено[10]. Однако изложенные выше качественные соображения могут быть дополнены численными данными, показывающими, что этот подход можно применять для решения практических задач.

Для получения заданного распределения твердого наполнителя в пластической массе нередко требуется не только подвергнуть систему определенной деформации сдвига, но и преодолеть ван-дер-ваальсовы силы взаимодействия между частицами. Диспергирования не произойдет, если напряжение сдвига, воздействующее на любой агломерат частиц, меньше некоторой величины, необходимой для преодоления сил их взаимодействия.

Очевидно, что определяемое по уравнению (7) напряжение сдвига зависит от нескольких параметров μ, U_0, h_0, $\delta=\sqrt{2h_0/R}$ и λ, являющегося функцией разности окружных скоростей валков. Заключенное в квадратные скобки выражение—величина безразмерная, и поэтому при постоянной величине λ оно одинаково для вальцов всех размеров. Следовательно, на величину напряжения сдвига будут влиять следующие факторы: μ, U_0, R и h_0. Величина τ будет увеличиваться пропорционально $R^{1/2}$ и $h^{-3/2}$, т. е. при увеличении радиуса валка напряжения сдвига будут медленно возрастать; при уменьшении зазора между валками $2h_0$ они будут возрастать намного быстрее.

Интегрируя напряжение сдвига по всей поверхности валка, можно определить величину крутящего момента, приходящегося на единицу длины валка:

$$T = R\int_{-x_1}^{x_L} \tau\,(\mp h)\,dx \doteq \frac{3\mu U_0 R}{\delta}\left\{\left[\frac{2\lambda}{3}\mp(1-\xi_1^2)\right](\operatorname{arctg}\xi_L+\operatorname{arctg}\xi_1)\mp \right.$$

$$\left.\mp\frac{(\xi_1+\xi_1\xi_L^2+\xi_L+\xi_1^2\xi_L)}{1+\xi_L^2}\right\} \qquad (9)$$

Полагая, что для данного значения λ заключенное в фигурные скобки выражение постоянно, можно принять, что крутящий мо-

мент также является функцией h_0, R, μ и U_0. Экспериментальное определение зависимости крутящего момента от U_0 показывает, что крутящий момент, так же как и распорные усилия, по существу не зависит от окружной скорости[2]. Это, по-видимому, объясняется тем, что в диапазоне применяемых на практике значений окружных скоростей валков произведение μU_0 остается для данного термопластичного материала постоянным.

Аналогичным образом для применяемых на практике значений зазора h_0 остается почти постоянным отношение толщины листа к зазору между валками h_1/h_0, а следовательно, и ξ_1. Поскольку максимальное напряжение сдвига действует в сечении h_0, уравнениями (5) и (7) можно пользоваться для моделирования работы промышленных вальцов на основе данных, полученных при вальцевании на лабораторных вальцах.

Основные проблемы вальцевания термопластичных материалов. *Равные напряжения сдвига.* При смешении пластичных материалов в лабораторных условиях часто приходится определять условия вальцевания для вальцов большого диаметра, чтобы обеспечить на этих вальцах ту же самую степень смешения.

Ниже приведены технические характеристики лабораторных и промышленных вальцов, на которых производилось диспергирование твердого наполнителя в термопластичном материале.

Вальцы размером 152 × 355	
Диаметр валка ($2R'$), *мм*	152,5
Ширина листа (W') *мм*	305
Толщина листа ($2h_L$), *мм*	1,8
Температура на поверхности вала T_0, °C	24
Окружная скорость переднего валка (U'_1), *см/мин*	1140
Средняя окружная скорость валка (U'_0), *см/мин*	1020
Величина зазора между валками ($2h_0$), *мм*	1,27
Вальцы размером 508 × 1525	
Диаметр валка ($2R''$), *мм*	508
Окружная скорость переднего валка U''_1, *см/мин*	1900
Средняя окружная скорость валка U''_0, *см/мин*	1670
Ширина листа (W''), *мм*	1500

В уравнении (7) переменными величинами являются ξ_1, h_0, R, U_0, μ и λ. Как указывалось ранее, произведение μU_0 постоянно и размеры лабораторных и промышленных вальцов (R' и R'') известны (где один и два штриха соответственно обозначают малые и большие вальцы). Величина ξ_1 по существу одинакова для

вальцов всех размеров. Поэтому расстояние между валками $2h_0$ оказывается единственной переменной величиной. Предполагается, что величина фрикции для обоих вальцов одинакова.

Более того, опыт показывает, что отношение толщины вальцуемого материала на входе в зазор $2h_L$ к величине зазора $2h_0$ при одинаковых условиях вальцевания для данного материала практически постоянно. Это позволяет рассчитать величину крутящего момента и мощности привода по данным, полученным при вальцевании на лабораторных вальцах.

Из уравнения (7) следует, что максимальное напряжение сдвига возникает при $\xi_0=0$ и $\eta=\delta/2$:

$$\tau_{max} = \frac{6\mu U_0}{\delta h_0}\left[\frac{\lambda}{2}(-\xi_1^2)+\frac{\delta\lambda}{6}\right] = \frac{3\mu U_0}{h_0}\left[\frac{\lambda}{2}-\xi_1^2\right]$$

или после преобразования:

$$\tau_{max}[3\mu U_0(\lambda/2-\xi_1^2)]^{-1} = \frac{1}{h'_0} = \frac{1}{h''_0}$$

Таким образом, $h'_0=h''_0$, т. е. для получения на разных вальцах одного и того же максимального напряжения сдвига зазор между валками должен быть одинаковым.

Равные температуры смеси. Предположим, что требуется выбрать такую температуру поверхности валков промышленных вальцов, при которой средняя температура загружаемого материала и температура материала на лабораторных вальцах будут одинаковы. Дополнительные экспериментальные сведения, которые необходимы для определения температуры поверхности валка, это средняя температура материала на выходе из зазора лабораторных вальцов. В данном случае температура материала равна 65,5°.

Чтобы определить температуру поверхности валка, необходимо приравнять количество тепла, выделяющееся в результате вязкого трения, к количеству тепла, передаваемому валку листом за счет температурного перепада, и затем вычислить этот перепад.

Величина рассеиваемой в результате вязкого течения энергии равна произведению крутящего момента на угловую скорость вращения валка. Из уравнения крутящего момента (9) следует:

$$q = 2\pi N_0 T = \frac{12\pi\mu U_0 R N_0}{\delta}[f(\xi_1, \xi_L)]$$

где q—мощность или интенсивность диссипации энергии на единицу длины валков при средней скорости вращения валка N_0.

Поскольку ранее было показано, что μU_0 и $f(\xi_1, \xi_L)$ постоянны, то

$$q = AN_0\sqrt{R^3/2h_0} \tag{10}$$

где

$$A = 12\pi\mu U_0 [f(\xi_1, \xi_L)]$$

Лист, прилипший к переднему валку и вращающийся со скоростью N_1, рассматривается как толстая пластина с начальной температурой T_a, мгновенно приведенная в соприкосновение с поверхностью, температура которой T_0. Коэффициент теплопроводности пластины равен k, а коэффициент ее температуропроводности—a. Количество тепла, переданное за время t через единицу поверхности, равно*:

$$Q = \frac{2k(T_a - T_0)}{\sqrt{a\pi}}\sqrt{t}$$

Удельный тепловой поток через единицу поверхности равен**

$$\frac{dQ}{dt} = -\frac{k(T_a - T_0)}{\sqrt{a\pi}}t^{-1/2} = q''$$

Для того чтобы сопоставить его с количеством энергии, рассеивающейся в результате вязкого трения [уравнение (10)], необходимо умножить удельный тепловой поток q'' на площадь поверхности, соответствующей единичной длине валка:

$$q = q''(2\pi R) = 2\pi R\frac{k(T_a - T_0)}{\sqrt{a\pi}}t^{-1/2}$$

Величина t в этом уравнении равна времени, за которое вало к совершает один оборот $1/N_1$. Таким образом

$$q = 2\pi R\frac{k(T_a - T_0)}{\sqrt{a\pi}}N_1^{1/2} = KRN_1^{1/2}(T_a - T_0) \tag{11}$$

где

$$K = 2\pi k\sqrt{a\pi}$$

Количество рассеиваемой энергии [уравнение (10)] должно равняться тепловому потоку, определяемому уравнением (11):

$$AN_0\sqrt{R^3/2h_0} = KRN_1^{1/2}(T_a - T_0) \tag{12}$$

$$(T_a - T_0) = (A/K)N_0/N_1^{1/2}(1/\delta)$$

* См. Schack, Partridge, Goldsmith, Industrial Heat Transfer, New York, John Wiley and Sons, Inc., 1933.

** Предыдущее уравнение справедливо, поскольку $h_1/\sqrt{at} > 0{,}6$, т. е. для $a = 2{,}8\cdot10^{-4}$ *м²/ч*, $h = 1{,}27$ *мм*, $t \leqslant 0{,}01$ *ч* или $N > 1{,}6$ *об/мин*.

Величины A и K для разных вальцов одни и те же, поэтому можно воспользоваться отношением

$$\frac{(T_a - T_0)'}{(T_a - T_0)''} = \frac{(N_0/N_1^{1/2})'}{(N_0/N_1^{1/2})''}\cdot\frac{\delta''}{\delta'} \tag{13}$$

Пользуясь данными, приведенными для лабораторных и промышленных вальцов, и зная температуру смеси, выходящей из зазора лабораторных вальцов ($T_a = 65{,}5$ °С), можно решить уравнение (13) относительно T_0'':

$$T_0'' = -10{,}8\ °C$$

Эту температуру валка для вальцов большого размера нельзя признать удовлетворительной, так как минимально возможная величина T_0'' равна приблизительно $+10$ °С. Необходим соответствующий подбор N_1'' и N_2''. При $(T_a - T_0)'' = 55{,}5$ °С уравнение (13) принимает вид:

$$(N_0/N_1^{1/2})'' = 2{,}48 \tag{14}$$

Поскольку

$$N_0'' = \frac{N_1'' + N_2''}{2}$$

и

$$N_0'' = 1{,}16N_2''$$

то по уравнению (14) можно определить N_1'':

$$N_1'' = 8\ об/мин$$

Эта величина неприемлема, так как в данном случае производительность вальцов слишком низка, вальцы не будут подавать смесь с требуемой скоростью.

Таким образом, если попытаться удовлетворить условие равенства величины напряжений сдвига для лабораторных и промышленных вальцов, то при работе на обычных скоростях с известными из практики значениями производительности придется существенно увеличить интенсивность охлаждения или же при использовании обычного охлаждения мириться с резким снижением производительности.

Для устранения этих затруднений приходится уменьшать напряжение сдвига, а следовательно, и степень диспергирования

* T_0' принимаем равным $+10$ °С.

путем увеличения зазора между валками $2h_0$ с 1,27 *мм* до 2,0 *мм* и толщину выпускаемого листа с 1,78 *мм* до 2,65 *мм*. При этом величина напряжения сдвига на промышленных вальцах, обратно пропорциональная h_0, уменьшается более чем в 2 раза. Допустимая скорость валка определяется из уравнения (13) следующим образом:

$$\frac{(T_a - T_0)'}{(T_a - T_0)''} = \frac{55,5^\circ}{55,5^\circ} = \frac{(N_0/N_1^{1/2})'}{(N_0/N_1^{1/2})''} \cdot \frac{\delta''}{\delta'} = \frac{3,8}{(N_0/N_1^{1/2})''}$$

Поскольку

$$N_0'' = \frac{N_1'' + N_2''}{2} = \frac{N_1'' + 0,77N_1''}{2}$$

то

$$N_1'' = 14,8 \text{ об/мин}$$

При этой скорости зазор между валками промышленных вальцов равен 2,0 *мм*, температура валков $\sim$+10 °С. Проводимые во время эксперимента визуальные наблюдения показали, что при таких условиях смесь вальцуется без теплового разрушения; диспергирование в этом случае хуже, чем при идеальном вальцевании, но вполне удовлетворительное.

Следует указать, однако, что приведенная выше средняя температура смеси не дает представления о развивающейся в реальных условиях максимальной температуре, так как внутри клина существует значительный температурный градиент[10]. Однако приведенный метод анализа в какой-то мере учитывает и это обстоятельство, поскольку известно, что максимальные температуры, возникающие в материале во время вальцевания, более или менее пропорциональны средней температуре материала.

В свете всего изложенного вполне объяснима трудность получения на промышленных вальцах той же степени диспергирования, что и на лабораторном оборудовании. Как уже отмечалось, вследствие ограничений, накладываемых температурой смеси, приходится в известной мере поступаться степенью диспергирования. В некоторых случаях ограничения, связанные с мощностью оборудования, конструкцией или производительностью вальцов, приводят к необходимости увеличить зазор между валками $2h_0$, чтобы обработать данную смесь; при этом соответственно снижается максимальное напряжение сдвига. Если для разрушения комков материала необходимо приложить напряжение сдвига того же порядка, что и напряжение, развивающееся в зазоре вальцов, то в результате понижения напряжения сдвига на промышленных вальцах степень диспергирования твердого наполнителя в смеси уменьшается.

Закрытые смесители

Современные конструкции закрытых смесителей рассчитываются на основе опытных данных, и до настоящего времени гидродинамический подход к анализу работы закрытого смесителя не разработан. Даже для идеально вязкой жидкости все попытки получить уравнения, полностью описывающие течение в закрытом смесителе, наталкиваются на огромные трудности. Эти трудности увеличиваются во много раз из-за неидеального реологического поведения реальных термопластичных материалов. В зоне интенсивного сдвига между гребнем лопасти ротора и стенкой камеры (рис. 7,9) материал можно с известным приближением считать идеальной вязкой жидкостью, но в зоне с незначительным градиентом скорости или небольшим напряжением сдвига нельзя не учитывать пластические и эластические свойства реального материала. В этом случае модель течения практически не поддается анализу даже в случае замкнутых линий тока. В действительности линии тока не являются замкнутыми, а объем камеры все время меняется, поскольку верхний затвор может приподняться под давлением материала; картина течения практически сводится к колебательным движениям неустойчивого или статистического характера.

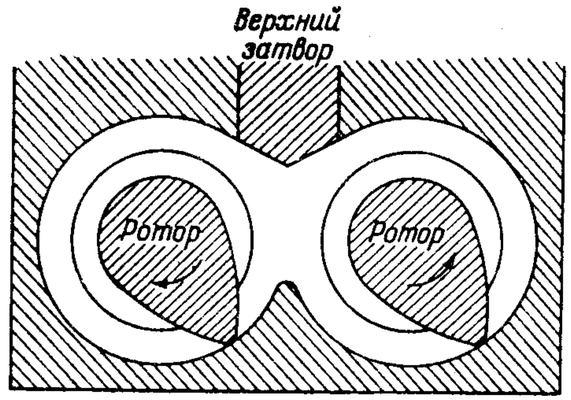


Рис. 7,9. Разрез закрытого смесителя Бенбери.

Интенсивный сдвиг в закрытом смесителе. В приложении дан вывод уравнений гидродинамики, описывающих процесс деформации вязкой жидкости, находящейся в пространстве между кромкой лопасти и стенкой камеры. При выводе приняты следующие предположения: 1) материал—вязкая жидкость с постоянным коэффициентом вязкости; 2) зазор между лопастью и стенкой h медленно меняется вдоль оси x; 3) радиус кривизны камеры велик по сравнению с зазором h; 4) процесс течения—изотермический.

Рассматриваются две формы лопасти: 1) кромка лопасти параллельна стенке камеры, т. е. величина h постоянна; 2) зазор линейно меняется с изменением x, так что $h=h_0(1-Cx)$, где C—постоянная величина.

Для первого случая («канал» постоянной ширины) распределение скорости u определяется по уравнению:

$$u = U(1 - y/h_0) \tag{15}$$

Таким образом, скорость меняется линейно от $u=0$ до $y=h_0$ (на стенке камеры) до $u=U$ при $y=0$ (на поверхности лопасти), где U—окружная скорость кромки лопасти.

Напряжение сдвига равно:

$$\tau = \mu du/dy = -\mu U/h_0 = -2\mu Q/h_0^2 \tag{16}$$

Это напряжение постоянно по глубине канала, так как h_0—величина постоянная. Мощность, приходящаяся на единицу длины лопасти, равна произведению силы сопротивления движению лопасти на ее скорость:

$$P = U\int_0^L \tau\, dx = \mu U^2 L/h_0 \tag{17}$$

Деформация сдвига γ, которой подвергается материал при прохождении через канал, исходя из уравнения (A14), равна:

$$\gamma = L/(h_0 - y) \tag{18}$$

Эта величина, равная L/h_0 на стенке камеры, неограниченно увеличивается у кромки лопасти, где $y=h_0$. Однако материал, находящийся в области неограниченной деформации сдвига, всегда прилипает к кромке лопасти, и поэтому значительная величина деформации сдвига γ, если она не сопровождается высокой скоростью истечения, не обеспечивает интенсивного смешения. Вследствие этого для оценки интенсивности смешения вводится критерий суммарного сдвига S:

$$S = \int_0^h \gamma(y)\, u(L,\, y)\, dy \tag{19}$$

который равен произведению функции деформации сдвига $\gamma(y)$ и интеграла объемного расхода в элементарном объеме, вычисленного в пределах от $y=0$ до $y=h$. При постоянном зазоре между лопастью и стенкой можно подставить уравнения (15) и (18) в уравнение (19):

$$S = \int_0^h U(1 - y/h)(L/h - y)\, dy$$

$$S = UL$$

Таким образом, величина критерия суммарного сдвига прямо пропорциональна скорости лопасти и ширине ее кромки. Поскольку критерий сдвига соответствует деформации материала, совершающейся в единицу времени в объеме $Q={}^1/_2 Uh_0$, удельный критерий сдвига σ (критерий сдвига, относящийся к единице объема) равен:

$$\sigma = S/Q = 2L/h_0 \tag{20}$$

Из этого выражения следует, что величина удельного критерия сдвига в закрытом смесителе с постоянной глубиной канала возрастает с увеличением ширины лопасти или уменьшением глубины канала.

Смеситель с линейно убывающей глубиной канала. Сопоставим характеристику смесителя с каналом постоянной глубины и характеристику смесителя с линейно убывающей глубиной канала, для которого отношение глубины канала на входе h_0 к глубине на выходе h_L равно 2, т. е. $\alpha=2$. Анализ этого случая приводится в Приложении, где показано, что для $\alpha>2$ вблизи входа в канале возникает обратное течение.

Для смесителя с линейно убывающей глубиной канала напряжение сдвига τ_h на поверхности лопасти равняется [уравнение (A29)]:

$$\tau_h = \frac{2\mu Q}{h_0^2}\left(\frac{1}{1-\beta\rho}\right)^2 \tag{21}$$

в котором

$$\beta = \frac{\alpha - 1}{\alpha} \quad \text{и} \quad \rho = x/L$$

Для канала постоянной глубины это напряжение определяется по уравнению (16):

$$\tau_h = 2\mu Q/h_0^2 \tag{22}$$

Коэффициенты β и ρ во втором члене правой части уравнения (21) меньше или равны единице; таким образом, при постоянных величинах Q и h_0 напряжение сдвига в наклонном канале больше соответствующего напряжения в прямолинейном канале. Например, при $\rho=X/L=1$ и $\beta=\alpha-1/\alpha={}^1/_2$ член $1/(1-\beta\rho)^2=4$ и напряжение сдвига на выходе из наклонного канала оказывается в 4 раза больше, чем в прямолинейном канале.

Величина удельного критерия сдвига σ. Для прямолинейного канала согласно уравнению (20)

$$\sigma = 2L/h_0$$

а для наклонного канала [уравнение (А28)]:

$$\sigma = 3{,}57L/h_0$$

Таким образом, величина удельного критерия сдвига для наклонного канала почти на 75% больше, чем для прямолинейного.

Мощность P. Как видно из уравнения (А12), мощность P, отнесенная к единице длины лопасти, для прямолинейного канала равна:

$$P = 4\mu Q^2 L/h_0^3$$

а для наклонного канала [уравнение (А30)]:

$$P = 11{,}2\mu Q^2 L/h_0^3$$

Поэтому расход мощности лопасти с наклонным каналом при таком же объемном расходе Q почти в 3 раза выше, чем в прямолинейном канале.

Таким образом, при одном и том же расходе Q и одинаковом зазоре между лопастью и стенкой камеры h_0 смеситель с каналом переменной глубины обеспечивает больший критерий сдвига (на 75%) и потребляет мощность, в четыре раза превышающую мощность соответствующего смесителя с прямолинейным каналом.

Степень приближения закрытого смесителя к идеальному смесительному оборудованию. Закрытый смеситель в известной степени удовлетворяет наиболее важным условиям теории смешения при ламинарном течении. Из проведенного анализа очевидно, что напряжение и скорость сдвига в зоне между кромкой лопасти и стенкой камеры более или менее однородны. Как видно из уравнений (А14) и (А25), между стенкой камеры и лопастью не существует точки, в которой бы напряжение сдвига равнялось нулю. Так как исследование линий тока вне этой зоны крайне затруднено, сделать какие-либо определенные выводы в настоящее время невозможно. Однако лопасти обычно располагают по винтовой линии, и они вращаются в противоположные стороны. Это указывает на то, что конструкторы подобных смесителей признают необходимость получения однородного распределения поверхностей раздела ингредиентов, а также и самих ингредиентов во всей массе материала. В течение цикла вращения роторов направления линий тока внутри камеры непрерывно меняются, так как меняется взаимное расположение обеих лопастей. Таким образом, любая частица в конце концов попадает на линию тока, которая проходит через район значительного сдвига, хотя в это же время другие частицы могут проходить через этот район по нескольку раз. В этом отношении закрытый смеситель в отличие от двухвалковых вальцов приближается к идеальному. С другой стороны, время, а следовательно, и энергия, необходимая для достижения заданной степени смешения, значительно больше, чем в идеальном смесителе. Возможность деформирования очень вязких материалов в закрытых смесителях объясняет их широкое применение. Поскольку в настоящее время полный анализ течения в таких смесителях отсутствует, определить, насколько закрытые смесители приближаются к идеальному смесителю или каковы пути увеличения их эффективности, невозможно. При увеличении скорости вращения лопасти для получения заданной степени смешения потребуется меньше времени. Изменение формы канала также приводит, как было показано выше, к увеличению критерия сдвига. При этом продолжительность смешения сокращается.

Каждое из этих мероприятий приводит к увеличению удельного расхода энергии на единицу объема приготовленной смеси. Поэтому при конструировании новых смесителей приходится считаться с повышением стоимости приготовления смеси, сопутствующим увеличению производительности оборудования.

Практическое смешение в закрытых смесителях. До сих пор при выводе гидродинамических уравнений, описывающих течение в закрытом смесителе, смесь считалась ньютоновской жидкостью, а процесс изотермическим. Кроме того, предполагалось, что смешение представляет собой процесс деформации, не зависящий от напряжения сдвига.

Применяемые на практике вязкоэластичные термопластичные материалы отнюдь не являются ньютоновскими жидкостями и обладают явно выраженной аномалией вязкости. Эти особенности реологических свойств термопластов сильно ограничивают применение теории для качественных оценок. Предположение об изотермичности процесса также нереально.

Отличие реального процесса от теоретических уравнений можно проиллюстрировать на экспериментальных данных, характеризующих зависимость между скоростью вращения ротора и величиной мощности, потребляемой при приготовлении резиновой смеси (рис. 7,10). Эти данные заимствованы из расчетов Джонса и Снайдера[16], которые экспериментально определяли величину мощности, необходимой для приготовления смеси с заданной степенью диспергирования, при различной скорости вращения роторов, изменявшейся при опытах в четыре раза. Среднее значение мощности определялось делением затраченной энергии на время смешения. Из термодинамического подхода следует, что мощность P связана со скоростью лопасти U и вязкостью материала μ следующим соотношением [см. уравнение (А12)]:

$$P = 4\mu U^2 L/h_0 = \text{const}\,(\mu U)\,(U) \qquad (23)$$

где L—ширина лопасти, h—зазор между лопастью и стенкой (предполагается, что канал ротора смесителя Бенбери имеет постоянную глубину).

Уравнение (23) показывает, что мощность пропорциональна квадрату скорости лопасти. На рис. 7,10 эта зависимость изображена пунктирной линией. В этом случае для определения постоянных уравнения (23) использовались данные, полученные при 69 *об/мин*. Если считать произведение μU постоянным, то получается сплошная линия, очень близкая к экспериментальным результатам. Таким образом, как и при смешении на двухвалковых вальцах, член μU остается постоянным во всем диапазоне применяемых скоростей. Следовательно, как это было показано на практике, величина крутящего момента на валу ротора не зависит от его скорости.

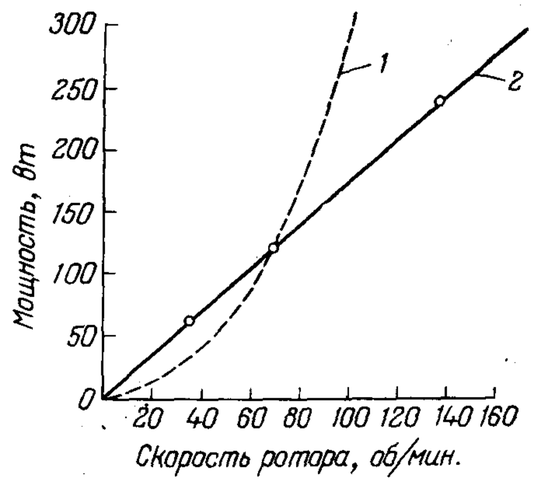


Рис. 7,10. Зависимость между мощностью и скоростью для смесителя Бенбери:
1—μ=const; 2—μV=const.

Напряжение сдвига [уравнение (21) при $\beta = 0$] равно:

$$\tau = 2\mu Q/h_0^2 = \mu U/h_0^3$$

где член μU можно считать постоянным. Отсюда следует, что напряжение сдвига, возникающее в закрытом смесителе при обработке данной смеси, зависит только от величины зазора между лопастью и стенкой. На первый взгляд данные, полученные Джонсом и Снайдером[16], опровергают этот вывод, так как степень диспергирования (определенная визуально по размерам нераспределенных в смеси частиц окиси цинка) при увеличении скорости с 35 до 69 *об/мин* возрастала. Однако дальнейшее увеличение скорости до 137 *об/мин* привело к ухудшению диспергирования. Наблюдавшееся увеличение степени диспергирования объясняется, по-видимому, влиянием посторонних факторов. Необходимы дальнейшие исследования процесса смешения, в особенности такие, при которых учитывается влияние критерия смешения, зависящего только от величины напряжения сдвига. Имеющийся в настоящее время экспериментальный материал позволяет считать, что напряжение сдвига не зависит от скорости вращения ротора.

Представляет интерес рассмотреть возможности увеличения эффективности закрытого смесителя. Так, в одной из конструкций смесителя Бенбери были увеличены скорости вращения роторов и давление верхнего затвора[7]. Повышенная скорость вращения применялась в основном для улучшения процесса смешения более

мягких материалов, а более высокое давление—для лучшего смешения жестких материалов.

При анализе течения вязкой жидкости в канале смесителя предполагалось, что термопластичный материал прилипает в лопасти и стенкам камеры. На самом деле это справедливо только для мягких, легкотекучих материалов. В тех случаях, когда материал обладает отчетливо выраженными эластическими и пластическими свойствами, при течении наблюдается так называемое явление «скольжения», т. е. деформация материала при сдвиге вдоль ограничивающей поверхности будет происходить только до тех пор, пока напряжение сдвига не превысит некоторую предельную величину. Таким образом, при определенных условиях материал, совершенно не подвергаясь деформации сдвига, будет просто скользить как упругое твердое тело вместе с лопастью в пространстве, ограниченном поверхностью канала смесителя. Возникающие на выходе из канала растягивающие силы могут вызвать разрывы выходящего из канала материала. Кроме того, вследствие эластичности материала требуется приложить к нему определенное напряжение сдвига, чтобы заставить его заполнить свободное пространство, возникающее позади движущейся лопасти. Если бы рабочая камера смесителя была со всех сторон ограничена жесткими стенками, то нормальное напряжение привело бы к возникновению нормального давления, распределенного по поверхности стенок камеры. Однако верхний затвор остается неподвижным лишь до тех пор, пока действующая на него сила не превышает усилия пневматического цилиндра. Если суммарное давление на поверхность верхнего затвора превысит усилие, действующее на поршень пневматического цилиндра, верхний затвор будет приподниматься до тех пор, пока эти силы не уравновесятся, т. е. до тех пор, пока материал, двигаясь по часовой стрелке вокруг лопасти или против часовой стрелки по каналам ротора, не заполнит свободные пространства. Поэтому при работе закрытых смесителей, камера которых почти полностью заполнена, нередко наблюдаются толчки и вертикальные колебания верхнего затвора.

Если материал обладает реологическими свойствами, близкими к свойствам ньютоновской жидкости, то нормальное давление P относительно невелико и проскальзывание внутри канала почти полностью отсутствует. Поэтому интенсивность смешения «мягких» материалов наряду с глубиной канала h_0 в значительной степени зависит от скорости U, определяющей скорость перемещения при сдвиге. Поскольку нагрузка на поршень достаточна для того, чтобы удержать материал в жестких границах, с увеличением величины U процесс смешения улучшается.

Если же материал по своим реологическим свойствам приближается к упругому твердому телу, то нормальные напряжения

могут достигнуть величины, достаточной для подъема верхнего затвора, и скольжение в канале будет выражено более явно. С началом скольжения смешение прекращается. Если нагрузка на верхний затвор постоянна, то максимальное значение нормальных напряжений с увеличением скорости вращения ротора повышается. Поэтому частота проскальзываний и временного прекращения деформации сдвига материала возрастает, и интенсивность смешения увеличится незначительно. В то же время с увеличением нагрузки на поршень сфера действия скольжения уменьшится и соответственно понизится частота перерывов процесса смешения. Таким образом, для жестких материалов наилучшим способом интенсификации смешения является увеличение усилия прижима верхнего затвора.

Как в том, так и в другом случае величина потребляемой мощности увеличится. При смешении мягких материалов увеличение мощности оказывается прямо пропорционально увеличению скорости вращения ротора, в то время как при смешении жестких материалов мощность повышается вследствие сокращения частоты перерывов процесса деформации сдвига, связанных с проскальзыванием материала в канале.

Опыт показывает, что мощность, потребляемая закрытым смесителем, а также крутящий момент на роторе колеблются в широких пределах. Это может быть следствием непрерывного изменения зазора между лопастью ротора и стенкой камеры, винтового расположения лопастей вдоль оси роторов и их несовпадения по фазам. Однако если бы колебания в величине крутящего момента были связаны только с изменением взаимного расположения роторов и размеров щели, то диаграмма крутящего момента имела бы регулярный характер.

На практике колебания крутящего момента носят нерегулярный характер, что связано, по-видимому, с переменным скольжением материала.

Моделирование. Поскольку строгий анализ работы закрытого смесителя в настоящее время невозможен, оценка процесса смешения проводится большей частью экспериментально. Для изучения таких факторов, как последовательность введения ингредиентов, диапазон температур переработки, продолжительность смешения и т. п., обычно применяется смеситель небольшого размера. Поэтому представляет интерес рассмотреть некоторые положения теории моделирования. Хотя приведенное выше гидродинамическое описание картины течения и интенсивности сдвига в закрытом смесителе не обладает достаточной полнотой и точностью, тем не менее основные принципиальные положения очень полезны, поскольку ими можно в первом приближении воспользоваться при определении коэффициентов пересчета, необходимых для моделирования работы машин большого размера по результатам, полученным на лабораторных смесителях.

Так, например, согласно уравнению (16), напряжение сдвига равно:

$$\tau = -\mu U/h_0$$

Выше было показано, что произведение μU—величина постоянная. Поэтому для получения одинакового напряжения сдвига при обработке материала в смесителях различных размеров величина зазора между камерой и лопастями ротора должна быть во всех случаях одинаковой.

Аналогично полная деформация сдвига за единицу времени γ_θ равна произведению деформации сдвига за один оборот ротора, определяемой по уравнению (18) и скорости вращения N:

$$\gamma_\theta = N\gamma = NL/(h_0 - y) \qquad (24)$$

Так как h_0, а следовательно, и $(h_0—y)$ для всех смесителей одинаковые, произведение NL также должно быть одним и тем же (L—ширина кромки лопасти).

Таким образом, для геометрически подобных смесителей зазор h_0, а также произведение NL должны быть одинаковы. В табл. 12 сравниваются значения этих величин, полученные на смесителях Бенбери различных размеров.

Таблица 12

Сравнение значений h_0 и NL* для смесителей Бенбери различных размеров

Смесители	Объем камеры *см*3	$h_0 \cdot см$	N	L, *см*	NL
В	1700	0,32	120	0,63	78
3А	70 000	0,48	56	1,27	71
11	224 000	0,48	40	2,54	101,5

* Приблизительные величины.

Величины h_0 и NL почти не меняются, хотя и указывают на то, что между работой смесителей должно существовать известное различие. По-видимому, лучшее диспергирование, которое обеспечивается лабораторными смесителями, объясняется тем, что величина зазора h_0 у них меньше, чем в производственных смесителях большего размера (так как с уменьшением h_0 напряжение сдвига увеличивается).

Однако предстоит провести большую экспериментальную работу для того, чтобы получить полное представление о сущности процессов, протекающих в закрытых смесителях.

Приведенная теория процесса диспергирования и смешения представляет собой только первый шаг на пути к полному пониманию того, что в настоящее время в значительной мере относится к области интуиции и искусства.

Одночервячные шприц-машины

Наряду с использованием одночервячных шприц-машин для профилирования термопластичных материалов их широко применяют и для смешения, что обусловлено деформацией, которой подвергается смесь при ее ламинарном течении в канале шприц-машины (рис. 7,11).

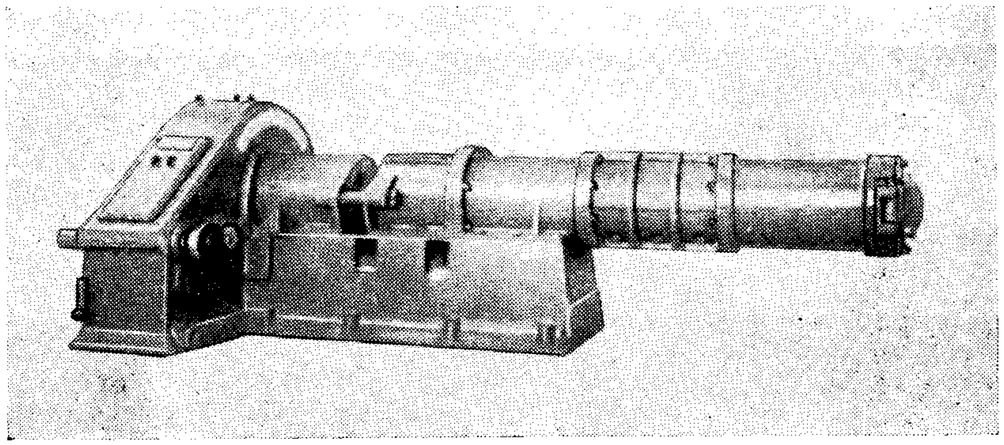


Рис. 7,11. Червячный смеситель для термопластичных материалов.

Подробное описание шприц-машины было дано в главе IV. Шприц-машины обычно применяются не для смешения. Однако нередко очень удобно добавлять к смоле ингредиенты во время пластикации, используя таким образом возможность перемешивания одновременно со шприцеванием. Обычно так вводят краситель в перерабатываемую массу.

Краситель и смола дозируются в загрузочной воронке и после их прохождения через шприц-машину получается окрашенный продукт.

Нередко при правильной дозировке отходов, окрашенных в различные цвета, в шприц-машине достигается вполне удовлетворительное смешение. Иногда предварительно смешанный с красителем материал подается в шприц-машину одновременно со смолой, которую необходимо окрасить. В этом случае шприц-машина выполняет функции дополнительного смесителя.

До настоящего времени опубликовано чрезвычайно мало данных о применении шприц-машин в качестве смесителей. Использование шприц-машин в качестве смесителей до сих пор в значительной степени является искусством.

Одна из немногочисленных работ, авторы которой рассматривают теорию смешения в одночервячной шприц-машине, принадлежит Мору и сотрудникам[20].

Пользуясь разработанным ими методом, а также теориями смешения и шприцевания (см. главы III, IV), можно получить некоторое представление о процессе смешения термопластичных материалов в шприц-машине.

Смешение в одночервячной шприц-машине. Для того чтобы определить степень смесительного воздействия, которому подвергается данный объем полимера, необходимо знать суммарную величину деформации сдвига материала. Являясь мерой относительного перемещения частиц, эта величина равна произведению градиента скорости на время пребывания материала в шприц-машине.

Суммарную величину деформации сдвига можно увеличить путем уменьшения глубины канала червяка (изменением угла подъема винтового канала червяка, приближая его к 0° или 90 °С), а также увеличением противотока или утечек, которое достигается повышением сопротивления головки.

Деформация сдвига любого элемента расплава полимера зависит от его первоначального положения в канале червяка. Линия тока, по которой перемещается материал, а следовательно, время его пребывания в машине и скорость сдвига зависит от положения элемента в поперечном сечении канала червяка. Материал, расположенный в центре канала, смешивается хуже, чем расположенный вблизи поверхности червяка или стенки цилиндра. Это происходит в основном вследствие меньшего времени пребывания в машине материала, расположенного в центре канала. Рассмотрение эпюр, иллюстрирующих распределение скоростей в канале червяка, подтверждает выдвинутое предположение (см. главу IV).

Следует еще раз подчеркнуть, что никакого обратного течения материала вдоль оси червяка не существует. Поэтому смешение материала в осевом направлении крайне незначительно.

В статье Мора, Секстона и Джепсона[20] приведен вывод двух уравнений для определения деформаций сдвига в плоскости, параллельной или перпендикулярной оси червяка. Эти уравнения

позволяют определять величину деформации сдвига в зависимости от расположения частицы по глубине канала (ось y):

$$M_{\lambda C} = \frac{L}{h}\left(F_v - \frac{F_t}{1-a}\right) \quad (25)$$

$$M_{VC} = \frac{L}{h}\left(\frac{F_v}{\operatorname{tg}\varphi} + \frac{F_t \operatorname{tg}\varphi}{1-a}\right) \quad (26)$$

где $M_{\lambda C}$—деформация сдвига в плоскости, параллельной оси червяка;

M_{VC}—деформация сдвига в плоскости, перпендикулярной оси червяка;

L—длина червяка;

h—глубина канала червяка;

φ—угол подъема винтового канала червяка;

a—отношение расхода противотока к расходу вынужденного потока;

F_v и F_t—безразмерные функции отношения расстояния до основания нарезки к глубине канала y/h (табл. 13).

Таблица 13

Значения функций F_v и F_t

$\frac{y}{h}$	F_v	F_t	$\frac{y}{h}$	F_v	F_t
0,050	17,527	—21,679	0,300	1,870	0,264
0,100	7,880	— 8,527	0,350	1,461	0,936
0,150	4,796	— 4,171	0,400	1,149	1,458
0,200	3,309	— 1,983	0,500	0,675	2,225
0,250	2,441	— 0,648	0,600	0,278	2,754
			0,750	—0,446	3,155

Проинтегрировав эти уравнения по площади поперечного сечения канала червяка, можно определить среднее значение деформации сдвига.

В конце червяка устанавливаются различные смесительные насадки или «торпедо», которые дополнительно увеличивают деформацию сдвига шприцуемого материала и смешивают выходящий из канала червяка материал в поперечном направлении.

Червячные смесители

Для увеличения смешивающего действия червячных шприц-машин в их конструкцию был внесен целый ряд изменений. В некоторых двух- и трехчервячных машинах применяются взаимозацепляющиеся червяки. В червяках такого типа линии тока, проходящие через области малых градиентов скорости, в которых смесительное воздействие мало, разрываются. Однако во всем остальном объеме материала, заключенном между стенкой корпуса и поверхностью червяка, процесс смешения протекает так

же, как в одночервячной машине. Поскольку каждый червяк только частично ограничен цилиндрической поверхностью корпуса, полный гидродинамический анализ рабочего процесса таких шприц-машин представляет чрезвычайно сложную задачу, хотя качественные выводы, вытекающие из основных положений гидродинамики одночервячных машин, остаются справедливы.

Другой разновидностью червячных смесителей являются машины, червяк которых образован расположенными на валу по винтовой линии выступами[21,25]. Эти выступы проходят через проемы, существующие между выступами, закрепленными на цилиндре. При вращении червяка в результате взаимодействия

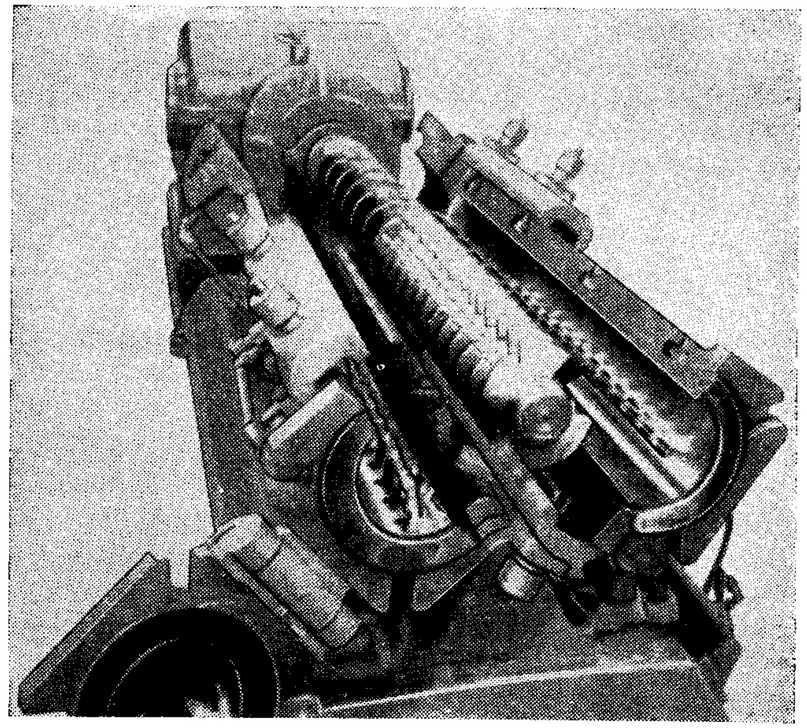


Рис. 7,12. Непрерывный смеситель.

подвижных и неподвижных выступов материал медленно перемещается вдоль оси машины, подвергаясь интенсивной деформации сдвига в зазоре между выступами. Недостатком этого смесителя, в котором происходит интенсивная деформация сдвига, является большая величина крутящего момента, обусловленная значительной площадью поверхности материала, одновременно подвергающейся сдвигу. Кроме того, вследствие направленности линий тока деформация сдвига в радиальном направлении почти полностью отсутствует. Поэтому движение материала через машину до некоторой степени подобно течению в большой трубе.

Существует еще один вид червячных смесителей, так называемый «ко-кнедер» (рис. 7,12), который, подобно предыдущему, состоит из червяков с прерываемой нарезкой, в пазы которой входят зубья, укрепленные на внутренней поверхности корпуса. Червяк этого смесителя совершает возвратно-поступательные движения в осевом направлении, так что неподвижные зубья периодически очищают пазы, имеющиеся в стенках канала вращающегося червяка. От винтового канала червяка осевое перемещение передается материалу. При этом в материале возникает периодическое возвратно-поступательное движение, которое сводит до минимума присущий одночервячным шприц-машинам упоминавшийся выше недостаток—существование течения только в одном направлении.

Однако интенсивная деформация сдвига в этой машине имеет периодический характер, а зазоры, без которых невозможно продольное перемещение червяка, уменьшают эффективное напряжение сдвига. Значительные размеры поверхности, на которой одновременно возникают напряжения сдвига, приводят к очень большим крутящим моментам, ограничивающим величины вязкости или жесткости смешиваемых материалов. Ввиду отсутствия течения в одном направлении и замкнутых линий тока, такой непрерывный смеситель имеет определенные преимущества по сравнению с обычной одночервячной шприц-машиной. Гидродинамической теории смесителя «ко-кнедер» не существует, и при его оценке следует пользоваться экспериментальными данными.

При течении термопластичных материалов в червячной шприц-машине возможно скольжение (подобное описанному для случая закрытого смесителя). Это, по-видимому, и обусловливает низкую эффективность шприц-машины при обработке сильно наполненных смесей, что характеризуется соответствующим изменением отношения действительной производительности к теоретической q_0/q_d. Распределения напряжения и деформации сдвига в этом случае сильно отличаются от полученных для ньютоновской жидкости, которая смачивает всю ограничивающую поверхность. Количественную оценку возможностей червячного смесителя можно дать, только основываясь на экспериментальных данных.

Выводы

Промышленное оборудование для смешения и диспергирования термопластичных материалов по принципу работы можно разбить на три группы: двухвалковые вальцы, закрытые смесители и червячные смесители. Гидродинамический анализ картины течения материала для каждой группы позволяет сопоставить возникающую деформацию материала с требованиями идеального процесса

смешения при ламинарном течении. По своим характеристикам закрытый смеситель, по-видимому, наиболее близок к идеальному процессу смешения, но его к. п. д. с точки зрения величины потребляемой мощности и времени обработки мал по сравнению с идеальным смесителем. Из всех разновидностей смесителей самым дорогим и массивным является закрытый смеситель, а самым дешевым—вальцы.

Размеры и стоимость червячных смесителей—средние между размерами и стоимостью вальцов и закрытых смесителей. Червячные смесители, по мере усовершенствования и усложнения конструкции для устранения недостатков, присущих простым одночервячным шприц-машинам, приближаются по стоимости к закрытым смесителям. Преимущество червячного смесителя—это непрерывность процесса смешения, в то время как в вальцах и закрытых смесителях обрабатывается за цикл одна определенная загрузка.

Важнейшим преимуществом вальцов является возможность получения различных градиентов скорости и напряжений сдвига с помощью простой регулировки зазора между валками. На смесителях двух других групп можно изменить только градиент скорости путем изменения скорости вращения роторов или червяка, так как изменение величины зазора или глубины канала требует больших механических работ.

Таким образом, каждая группа смесителей лучше всего приспособлена для вполне определенных практических целей. Современная теория смешения и диспергирования не позволяет решать возникающие технологические проблемы полностью на основе теоретических положений. Часто эти проблемы приходится решать при помощи экспериментальных данных. Дальнейшее развитие теории смешения пойдет по двум направлениям: более полное описание чрезвычайно сложного реологического поведения реальных термопластичных материалов и более полное описание механики течения этих материалов в существующих смесителях. В обоих направлениях в настоящее время ведется интенсивная работа.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

ТЕЧЕНИЕ В ЗАЗОРЕ МЕЖДУ КРОМКОЙ ЛОПАСТИ И СТЕНКОЙ КАМЕРЫ ЗАКРЫТОГО СМЕСИТЕЛЯ*

Если радиус кривизны стенки камеры велик по сравнению с зазором между кромкой лопасти и камерой смесителя, стенку мож-

* Этот вывод заимствован из неопубликованной работы W. Prager J. K. Talbot, Brown University, Providence, R. I.

но считать прямолинейной (рис. 7,13)*. Для сохранения неподвижности системы координат относительно лопасти считаем лопасть неподвижной, а стенку камеры движущейся со скоростью U. Такое допущение, значительно упрощая анализ, не влияет на его результаты. Лопасть движется мимо стенки со скоростью $-U$. Гаскелл[11] показал, что объемный расход (отнесенный к единице длины лопасти в осевом направлении) для канала с постоянной глубиной h_0 равен:

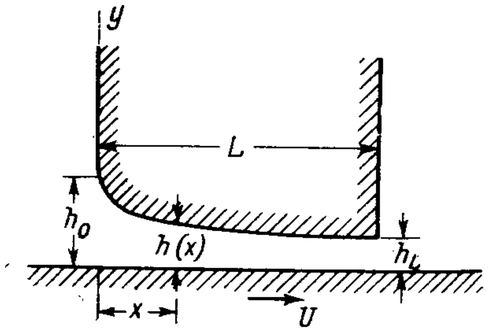


Рис. 7,13. Течение вблизи кромки лопасти закрытого смесителя.

$$Q = \frac{hU}{2} - \frac{h^3}{12\mu}\cdot\frac{dp}{dx} \qquad (A1)$$

где μ—коэффициент вязкости материала; p—давление, являющееся функцией x. В данной точке составляющая скорости u, направленная вдоль оси x, определяется по уравнению[11]

$$u = U(1 - y/h) - \frac{h^2(dp/dx)(y/h - y^2/h^2)}{2\mu} \qquad (A2)$$

а распределение напряжений сдвига описывается уравнением:

$$\tau = -\mu U/h - (dp/dx)(1 - 2y/h)\,h/2 \qquad (A3)$$

Уравнения (A1), (A2) и (A3) выведены для канала, глубина которого постоянна. Их можно применить также к каналу с переменной глубиной, при условии, что эта глубина с изменением x меняется незначительно.

Из уравнения (A1) определяется dp/dx:

$$dp/dx = 6\mu(U/h^2 - 2Q/h^3) \qquad (A4)$$

Давление на входе ($x=0$) и выходе ($x=L$) равно нулю:

$$\int_0^L (dp/dx)\,dx = 0$$

после подстановки уравнения (A4):

$$\int_0^L 6\mu(U/h^2 - 2Q/h^3)\,dx = 0$$

* Предполагается, что скорость лопасти равна нулю, а скорость стенки—U. Такой подход позволяет считать систему координат неподвижной относительно лопасти и существенно упрощает анализ, не влияя на его результаты.

или

$$U = 2Q\int_0^L (h^2/h^3)\,dx = 2Q(H_3/H_2) \qquad (A5)$$

где

$$H_n = \int_0^L dx/h^n \qquad (A6)$$

Уравнение (A4) определяет скорость лопасти как функцию среднего объемного расхода, а функции H_2 и H_3 учитывают форму канала. Эти функции зависят от h, а следовательно, и от x.

Таким образом, рассчитанное по уравнениям (A3), (A4) и (A5) напряжение сдвига равно:

$$\tau = 6\mu Q/h^2 - \frac{8\mu Q}{h}\left(\frac{H_3}{H_2}\right) + \frac{12\mu Q}{h}(y/h)(H_3/H_2 - 1/h) \qquad (A7)$$

для $y=h$

$$\tau_h = -6\mu Q/h^2 + \frac{4\mu Q}{h}\left(\frac{H_3}{H_2}\right) \qquad (A8)$$

Суммарная тангенциальная сила F на поверхности лопасти равна:

$$F = \int_0^L \tau_h\,dx = 4\mu Q[4H_1(H_3/H_2) - 3H_2]$$

Соответственно мощность, приходящаяся на единицу длины лопасти в осевом направлении:

$$P = 4\mu Q^2[2H_1(H_3^2/H_2^2) - 3H_3] \qquad (A9)$$

Необходимо также определить деформацию сдвига при прохождении материала через канал. Так как h с изменением x меняется незначительно, то в первом приближении можно считать, что при $z=y/h$ частица перемещается по неизменной траектории. Скорость можно выразить из уравнений (A1), (A2), (A4) и (A5):

$$u = 2(Q/h)[3z(1 - z) + (1 - 4z + 3z^2)\,hH_3/H_2] \qquad (A10)$$

Эту скорость частица получает при прохождении через канал глубиной h; скорость деформации сдвига в этой точке $du/dy = (1/h)du/dz$. Частица перемещается на бесконечно малое расстояние dx за время dx/u, подвергаясь деформации сдвига $d\gamma$, равной:

$$d\gamma = 1/h\,(dx/u)\,(\partial u/\partial z) = (1/h)\,(\partial \ln u/\partial z)\,dx$$

Полная деформация сдвига равна сумме этих бесконечно малых деформаций в интервале от $x=0$ до $X=L$:

$$\gamma(z) = \int_0^L (1/h)\frac{\partial \ln u}{\partial z}\,dx = \frac{\partial}{\partial z}\int_0^L (1/h)\ln u\,dx \qquad \text{(A11)}$$

так как h зависит только от x.

Таким образом, для оценки определяемой по уравнению (A11) величины $\gamma(z)$ необходимо установить зависимость u от x (или z).

КАНАЛ С ПОСТОЯННОЙ ГЛУБИНОЙ

Для канала постоянной глубины $h=h_0$ и расход

$$Q = Uh_0/2$$

так что из уравнения (A4)

$$dp/dx = 0$$

а из уравнения (A2)

$$u = U(1 - y/h_0) = U(1 - z)$$

Определяемое по уравнению (A3) напряжение сдвига равно:

$$\tau_h = -\mu U/h_0$$

а мощность, рассеиваемая на единичной длине лопасти (при $y=h$):

$$P = U\int_0^L \tau_h\,dx = \mu U^2 L/h_0 \qquad \text{(A12)}$$

Деформация сдвига γ [уравнение (A11)] будет определяться из выражения:

$$\gamma = 1/h_0\partial/\partial z\int_0^L \ln u\,dx \qquad \text{(A13)}$$

$$\gamma = (L/h_0)(1 - z)$$

и так как $1-z=1-y/h_0$

$$\gamma = L/(h_0 - y) \qquad \text{(A14)}$$

КАНАЛ С ЛИНЕЙНО МЕНЯЮЩЕЙСЯ ГЛУБИНОЙ

Рассматривается канал, глубина которого линейно меняется от h_0 при $x=0$ до h_L при $x=L$, так что

$$h = h_0(1 - Cx) \qquad \text{(A15)}$$

$$h_L = h_0(1 - CL) \qquad \text{(A16)}$$

Пусть

$$\alpha = h_0/h_L \qquad (\alpha \geqslant 1)$$

так что уравнение (A16) принимает вид:

$$1/\alpha = 1 - CL; \qquad C = \beta/L$$

где

$$\beta = \frac{\alpha - 1}{\alpha}$$

Далее, пусть

$$\rho = x/L$$

При этом уравнение (A15) принимает вид:

$$h = h_0(1 - \beta\rho) \qquad \text{(A17)}$$

Поскольку $H_n = \int_0^L dx/h^n$ [уравнение (A6)], отношение H_3/H_2 в уравнении (A5) становится равным:

$$H_3/H_2 = \frac{\alpha + 1}{2h_0} \qquad \text{(A18)}$$

Таким образом, с помощью уравнений (A2), (A4) и (A5) можно записать уравнение распределения скорости следующим образом:

$$u = (2Q/h)(1 - z)[3z + (1 - 3z)h(H_3/H_2)]$$

Подстановка уравнений (A17) и (A18) дает:

$$uh_0/Q = (1 - z)[6z/(1 - \beta\rho) + (\alpha + 1)(1 - 3z)] \qquad \text{(A19)}$$

Дифференцируя это выражение по z, получаем:

$$(\partial u/\partial z)h_0/Q = \frac{6(1 - 2z)}{1 - \beta\rho} - 2(\alpha + 1)(2 - 3z) \qquad \text{(A20)}$$

Производная du/dz равна нулю при z, равном z^*

$$z^* = \frac{3 - 2(\alpha + 1)(1 - \beta\rho)}{3[2 - (\alpha + 1)(1 - \beta\rho)]} \qquad \text{(A21)}$$

Допуская, что z может принимать любое значение в пределах от 0 до 1, можно подобрать значения величин в правой части уравнения (A21), удовлетворяющие условию $du/dz=0$. Это происходит при

$$1{,}5 \leqslant (\alpha + 1)(1 - \beta\rho) \leqslant 3$$

Следовательно, скорость u является монотонно убывающей функцией z для всех значений ρ при $0<\rho<1$, если

$$(\alpha+1)(1-\beta)=(\alpha+1)/\alpha\leqslant 1{,}5$$

и

$$\alpha+1\leqslant 3 \quad \text{или} \quad \alpha\leqslant 2 \tag{A22}$$

В канале, глубина которого довольно быстро убывает, возникает давление, достаточное для того, чтобы вызвать обратное течение. Этого не произойдет, если заключенный в квадратные скобки член уравнения (A19) удовлетворяет условию:

$$6z/(1-\beta\rho)+(\alpha+1)(1-3z)>0 \tag{A23}$$

Первый член левой части уравнения (A23) всегда положителен. Для того чтобы он был как можно больше, а абсолютное значение второго члена как можно меньше, положим $\rho=0$, а $z=1$. Разрешая уравнение (A23) относительно α, получим $\alpha\leqslant 2$.

Из уравнений (A22) и (A23) следует, что скорость u является монотонно убывающей функцией z для всех значений ρ от 0 до 1 и что противоток не возникает, если $\alpha\leqslant 2$ (если глубина канала на входе превышает глубину на выходе не более чем в 2 раза).

Бесконечно малая деформация сдвига, как и при постоянной глубине канала, равна:

$$d\gamma = L\,(1/h)\,[(1/u)\,\partial u/\partial z]\,d\rho \tag{A24}$$

Члены $1/u$ и $\partial u/\partial z$ определяются по уравнениям (A19) и (A20), что дифференциальное уравнение (A24) может быть переписано в виде

$$d\gamma=\frac{Ld\rho}{h_0(1-\beta\rho)}\cdot\frac{6(1-2z)-2(\alpha+1)(2-3z)(1-\beta\rho)}{(1-z)[6z+(\alpha+1)(1-3z)(1-\beta\rho)]}$$

Это уравнение интегрируется при помощи подстановки

$$\xi=1-\beta\rho$$

Интегральная форма уравнения имеет вид:

$$\gamma(z)=\frac{L}{\beta h_0(1-z)}\int_{1-\beta}^{1}\frac{6(1-2z)-2(\alpha+1)(2-3z)\zeta}{[6z+\zeta(\alpha+1)(1-3z)]\zeta}\,d\zeta$$

$$\gamma(z)=\frac{-L}{\beta h_0}\left[\frac{1-2z}{z(1-z)}\ln(1-\beta)+\right.$$

$$\left.+\frac{1}{z(1-3z)}\ln\frac{6z+(\alpha+1)(1-3z)}{6z+(\alpha+1)(1-3z)(1-\beta)}\right] \tag{A25}$$

Для канала постоянной глубины $\alpha=1$, $\beta=0$ в уравнении (A25) возникает неопределенность, которая раскрывается по правилу Лопиталя, после чего оно сводится к уравнению (A11).

Поскольку противоток возникает при $\alpha>2$, максимальное напряжение сдвига, при котором не наблюдается противотока, получается при

$$\alpha=2$$

$$\beta=(\alpha-1)/\alpha=1/2$$

и

$$-\gamma(z)=2L/h_0\left[\frac{1-2z}{z(1-z)}\ln\frac{1}{2}+\frac{1}{z(1-3z)}\ln 2\,\frac{1-z}{1+z}\right] \tag{A26}$$

Удельный критерий сдвига σ определяется при помощи уравнений (18) и (19). Так как $h_L=h_0/\alpha$, величина σ равна интегралу следующего уравнения:

$$d\sigma=\frac{1}{\alpha}\cdot\frac{uh_0}{Q}|\gamma|\,dz$$

вычисленному в пределах от $z=0$ до $z=1$.

Используя выражения для определения u [уравнение (A19)] и $|\gamma|$ [уравнение (A26)], получаем дифференциальное уравнение критерия интенсивности сдвига:

$$d\sigma/dz=\frac{L}{h_0}\cdot\frac{3(1+z)}{z}\left[\frac{1-z}{1-3z}\ln 2\,\frac{1-z}{1+z}-(1-2z)\ln 2\right] \tag{A27}$$

На рис. 7,14 изображена диаграмма зависимости $d\sigma/dz$ от z для случая $\alpha=1$ (постоянная глубина канала) и $\alpha=2$ (сужение 2 : 1). При $\alpha=1$ величина $d\sigma/dz$ постоянная, а при $\alpha=2$ увеличивается с увеличением z. Графическое интегрирование кривых рис. 7,14 дает:

для $\alpha=1\ldots\sigma=2{,}0\,(L/h_0)$

для $\alpha=2{,}0\ldots\sigma=3{,}57\,(L/h_0)$ (A28)

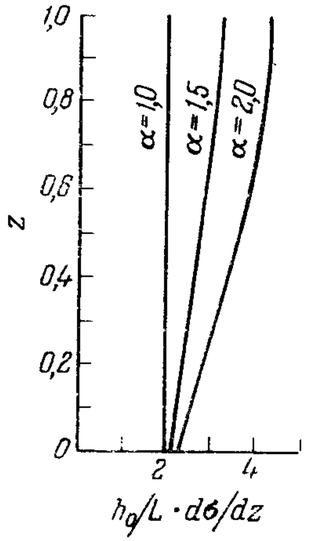


Рис. 7,14. Зависимость $d\sigma/dz$ от z.

Из уравнения (A8) получаем выражение для напряжения сдвига на поверхности лопасти:

$$\tau_h=\frac{2\mu Q}{h^2}=\frac{2\mu Q}{h_0^2}\left(\frac{1}{1-\beta\rho}\right)^2 \tag{A29}$$

Чтобы подсчитать мощность при помощи уравнения (А9), заметим, что

$$H_n = \int_0^L dx/h^n \qquad \alpha = h_0/h_L$$

$$H_n = \frac{\alpha^{n-1} - 1}{(n-1)\,Ch_0^n} = \frac{L}{(n-1)\,h_0^n} \cdot \frac{\alpha^n - \alpha}{\alpha - 1}$$

Таким образом

$$H_1 = \frac{\ln \alpha}{Ch_0} = \frac{L}{h_0} \cdot \frac{\alpha \ln \alpha}{\alpha - 1}$$

$$H_2 = \frac{L}{h_0^2} \cdot \frac{\alpha^2 - \alpha}{\alpha - 1}$$

$$H_3 = \frac{L}{2h_0^3} \cdot \frac{\alpha^3 - \alpha}{\alpha - 1}$$

для $a=2$ мощность равна:

$$P = 11{,}2\,\frac{\mu Q^2 L}{h_0^3} \qquad \text{(А30)}$$

УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

a—отношение скорости противотока к скорости вынужденного течения, q_p/q_d;
a—температуропроводность;
h—глубина канала, зазор между валками;
k—теплопроводность;
L—длина канала, ширина кромки лопасти;
N—скорость вращения;
p—давление;
P—мощность;
q—интенсивность поглощения энергии (на единицу длины валка);
q_p—расход противотока в шприц-машине;
q_d—расход вынужденного течения в шприц-машине;
q_0—расход поступательного течения материала в шприц-машине;
Q—тепловой поток на единицу поверхности;
R—радиус;
t—время;
T—температура;
u—составляющая скорости в данной точке, направленная вдоль оси x;
U—скорость;

v—составляющая скорости в данной точке, направленная вдоль оси y;
w—ширина канала червяка шприц-машины;
z—безразмерная длина, y/h;
α—отношение глубины канала на входе h_0 к глубине канала на выходе h_L;
$\beta=(\alpha-1)/\alpha$;
γ—деформация сдвига;
γ—функция скоростей валков $\frac{2(U_1-U_2)}{U_1+U_2}$;
δ—безразмерное отношение $\sqrt{2h_0/R}$;
$\zeta=1-\beta\rho$;
η—безразмерная длина, $y/\sqrt{2Rh_0}$;
μ—коэффициент вязкости;
ξ—безразмерная длина, $x/\sqrt{2Rh_0}$;
ρ—безразмерная длина, x/L;
σ—удельный критерий сдвига;
τ—напряжение сдвига;
φ—угол подъема винтового канала червяка шприц-машины;
ψ—функции диссипации (потока).

ЛИТЕРАТУРА

1. Bergen J. T., Carrier G. F., Krumhansl J. A., Criteria for Mixing and the Mixing Process, Proceedings, 14th Antec. Soc. Plastics Eng., 987 (1958).
2. Bergen J. T., Scott G. W., Pressure Distribution in the Calendering of Plastic Materials, J. Appl. Mechanics, **18**, 101 (1951).
3. Bolen W. R., Colwell R. E., Intensive Mixing, Proceedings, 14th Antec., Soc. Plastics Eng., 1004 (1958).
4. Bullock H. L., Practical Mixing Techinques for Viscous Liquids, Chem. Eng. Progr., **47**, 397 (1957).
5. Bullock H. L., Mixing in Muller-Type Mixers, Chem. Eng. Progr., **51**, 243 (1955).
6. Comes D. A., Rubber Mixing Machinery, The Banbury, India Rubber World, **122**, 178 (1950).
7. Comes R. N., High-horsepower Banbury Mixing, Rubber World, **135**, 565 (1957).
8. Danckwerts P. V., Theory of Mixtures and Mixing, Research (London), **6**, 354 (1953).
9. Eirich F. R. (ed.), Rheology, New York, Academic Press, Inc., 1957.
10. Finston M., Thermal Effects in the Calendering of Plastic Materials, J. Appl. Mechanics, **73**, 12 (1951).
11. Gaskell R. E., The Calendering of Plastic Materials, J. Appl. Mechanics, **17**, 334 (1950).
12. Green S. J., Agitation in Process Design, Trans. Inst. Chem. Eng. (London), **31**, 327 (1953).
13. Havenhill R. S., Electrical Contact Potentials in Banbury Mixing, Ind. Eng. Chem., **45**, 1128 (1953).
14. Hulbert H. M., Katz S., Street L. F., Extrusion Theory, Proceedings, 14th Antec., Soc. Plastics Eng., 177 (1958).

15. Hummel C., Mathematical Cansiderations of Roll-Mill Operation, J. Oil a. Colour Chemists Assoc., **39**, 777 (1956).
16. Jones H. C., Snyder E. G., Banbury Mixing of Zinc Oxide, Ind. Eng. Chem., **43**, 2602 (1951).
17. Lacey P. M. C., Developments in the Theory of Particle Mixing. J. Appl. Chem. (London), **4**, 257 (1954).
18. Lowe P., Some Problems in the Dispersion of Pigments for Plastics, Brit. Plastics, **27**, 304 (1954).
19. Michaels A. S., Puzinauskus V., Evaluating Performance of Mechanical Mixing Processes: The Dextrose-Kaolinite-Water System, Chem. Eng. Progr., **50**, 604 (1954).
20. Mohr, W. D., Saxton R. L., Jepson C. H., Theory of Mixing in the Single-Screw Extruder, Ind. Eng. Chem., **49**, 1857 (1957).
21. Quillen C. S., Mixing, Chem. Eng., **61**, 204 (1954).
22. Roth F. L., Decker G. E., Stiehler R. D., Temperature Control During Mixingr of Rubber Compounds. Rubber World, **132**, 482 (1955).
23. Seaman R. G., Merrill A. M., Machinery and Equipment for Rubber and Plastics, New York, Lenz and Riecker, Inc., 1952.
24. Sell H. S., McCutcheon, R. J., Banbury Dispersion of High-Styrene Copolymer Resins with Rubber, Rubber Age, **75**, 841 (1954).
25. Sloane O. V., Craft and Science in Linoleum Manufacture, J. Oil a. Colour Chemists Assoc., **39**, 733 (1956).
26. Spencer R. S., Wiley R. M., The Mixing of. Very Viscous Liquids, J. Colloid Sci., **6**, 133 (1951).
27. Wack P. E., Anthony R. L., Guth E., Electrical Conductivity of GR-S and Natural Rubber Stocks Loaded With Shawingigan and R-49 Blacks, J. Appl. Phys., **18**, 456 (1947).

Глава VIII

ФОРМОВАНИЕ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ЛИСТОВЫХ МАТЕРИАЛОВ*

В промышленности пластических масс формование изделий из листов представляет собой процесс, при котором лист термопластичного материала, нагретый до температуры размягчения, подвергают вытяжке, придавая ему необходимую форму, а затем охлаждают и удаляют из формовочной машины. В большинстве случаев отформованное изделие вырубают из исходного листа (заготовки). Усилие, необходимое для формования, создается механически, гидравлически, пневматически или при помощи вакуума.

Формование изделий из листов является одним из самых ранних методов изготовления деталей из пластических масс. Впервые этот метод начал применяться в конце прошлого столетия (выдувание изделий из целлулоида).

Формование изделий из листов применялось в основном при переработке полиакрилатов и целлюлозы методом пневмоформования и по сравнению с литьем под давлением было очень мало распространено. Введение вакуумформования, усовершенствование оборудования и появление новых термопластичных материалов—все это способствовало распространению в промышленности метода формования из листов[11, 13]. В настоящее время известны четыре основных метода формования изделий из листов и более двадцати разновидностей этих методов.

Целесообразность применения процесса формования из листов определяется обычно экономическими соображениями. Если необходимо получить изделие с большой поверхностью и относительно небольшой толщиной стенки, формование из листа является единственно приемлемым методом.

В данной главе описаны четыре основных метода формования из листов и несколько разновидностей этих методов, а также различные типы машин для вакуумформования.

При формовании изделий из листов особенно важно получить изделия с равномерной толщиной стенки и надлежащим образом

* Н. Платцер (N. Platzer, Ph. D. Plastics Division, Monsanto Chemical Company).

ориентированным материалом. Способы решения этих задач, а также другие вопросы производства рассматриваются ниже.

Основные методы формования изделий из листов

1. Штампование

Штампование—это процесс, при котором лист термопластичного материала нагревается до температуры размягчения и затем формуется при помощи матрицы и пуансона (рис. 8,1*а*). Процесс осуществляется на гидравлическом или пневматическом прессе под давлением 0,35—10,5 *кГ/см*^{2}.

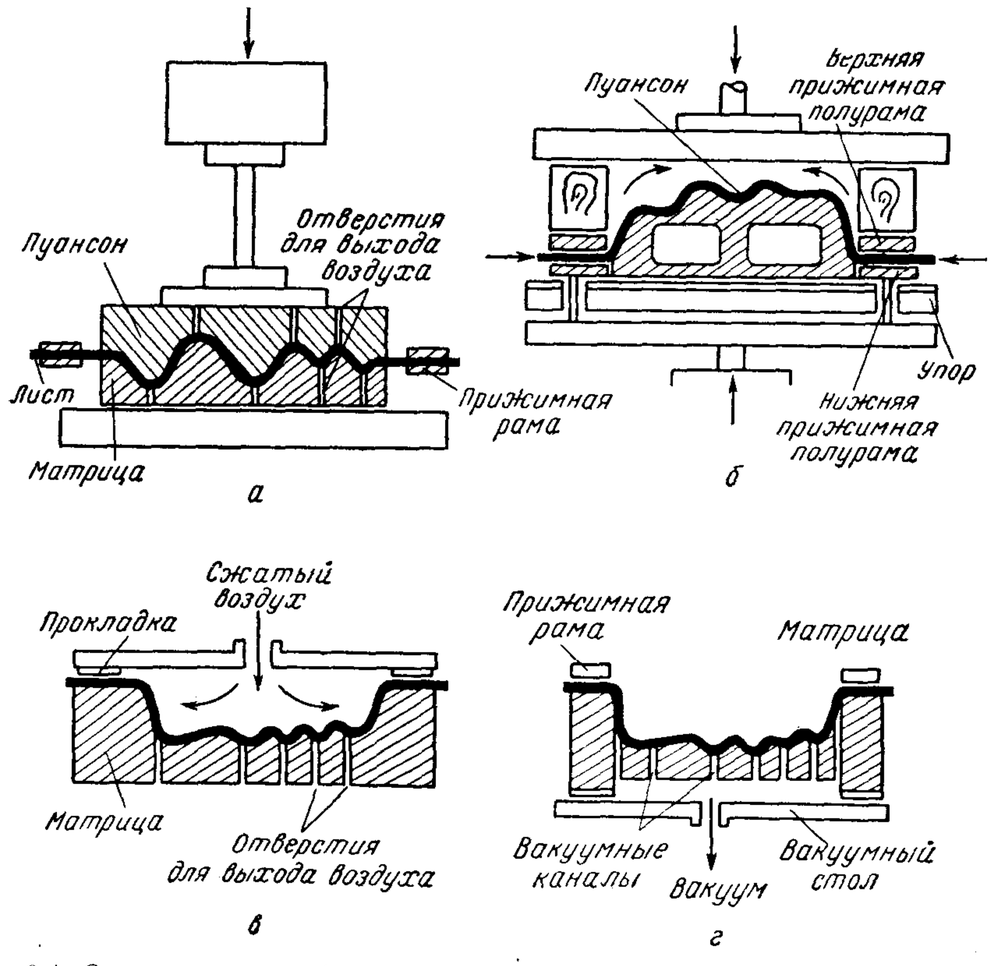


Рис. 8,1. Основные методы формования изделий из листового термопластичного материала:

а—штампование; *б*—формование с проскальзыванием листа в прижимной раме; *в*—формование сжатым воздухом (пневмоформование); *г*—вакуумформование.

Из всех методов формования из листов этот метод является самым дорогим, поскольку он требует изготовления сопряженных матрицы и пуансона. Детали формы изготовляются из стали или

армированного алюминия и в них обязательно предусматриваются сверления для удаления воздуха из зоны формования.

Первоначально этот метод применялся для штампования металлических изделий. В промышленности пластических масс методом штампования успешно изготовляются изделия из таких материалов, как ударопрочный полистирол и другие полимеры.

2. Формование с проскальзыванием листа в прижимной раме

Формование с проскальзыванием—это процесс, при котором лист термопластичного материала натягивается на выпуклую форму (пуансон). Процесс осуществляется на пневматическом прессе с верхним и нижним цилиндрами.

Вначале лист термопласта помещают на нижнюю прижимную полураму и нагревают до температуры формования. Затем нагреватель удаляют и прижимную раму замыкают. После этого раму опускают вниз, натягивая зажатый в ней лист на неподвижный пуансон. При этом на стыке полурам поддерживается такая нагрузка, чтобы лист мог проскальзывать между ними по мере их опускания (рис. 8,1,*б*).

Величина проскальзывания регулируется максимальным давлением в нижнем цилиндре, поршень которого связан с нижней полурамой, а также площадью листа, зажатого между двумя полурамами.

Глубина вытяжки определяется высотой расположения ограничивающих ход рамы упоров-ограничителей по отношению к пуансону. Стыки полурам профилируются таким образом, чтобы можно было регулировать величину проскальзывания, не вызывая охлаждения листа.

3. Формование сжатым воздухом (пневмоформование)

Пневмоформование—это процесс, при котором нагретый лист термопласта прижимается сжатым воздухом к внутренней поверхности матрицы. Для этого лист закрепляется по контуру полости матрицы и нагревается до тех пор, пока слегка не провиснет. Затем воздух, подогретый и сжатый приблизительно до 10 *атм*, подается в пространство над листом и прижимает лист к внутренней поверхности матрицы. Для выхода воздуха из полости матрицы в ней должны быть предусмотрены отверстия.

Этот процесс можно комбинировать с механической или вакуумной вытяжкой.

Вакуумформование

При вакуумформовании лист термопласта закрепляется по контуру формы и нагревается при помощи радиационных нагревателей. Давление, необходимое для формования изделия, создается за счет разности давлений между наружным атмосферным давле-

нием и внутренним разрежением, создаваемым в полости между листом и поверхностью формы. После охлаждения, необходимого для фиксации формы изделия, последнее удаляют из матрицы.

При вакуумформовании усилия, воспринимаемые формой, относительно невелики. Это дает возможность использовать для изготовления форм недефицитные и легкообрабатываемые материалы, что в значительной мере удешевляет данный метод формования.

Оборудование, необходимое для вакуумформования, также очень несложно и состоит из нагревателя, зажимного устройства, вакуум-насоса с ресивером и клапана вакуумной линии.

Современные машины для формования из листов представляют собой автоматы или полуавтоматы. Часто в этих машинах наряду с вакуумом применяется давление.

Разновидности методов формования из листов

Различные способы штампования

Вытяжка эластичным пуансоном. При изготовлении изделий небольшой глубины пуансон может быть заменен резиновой диафрагмой (рис. 8,2,*а*). Давление на изделие, создаваемое жидкостью или воздухом, передается через резиновую диафрагму и придает листу конфигурацию формы.

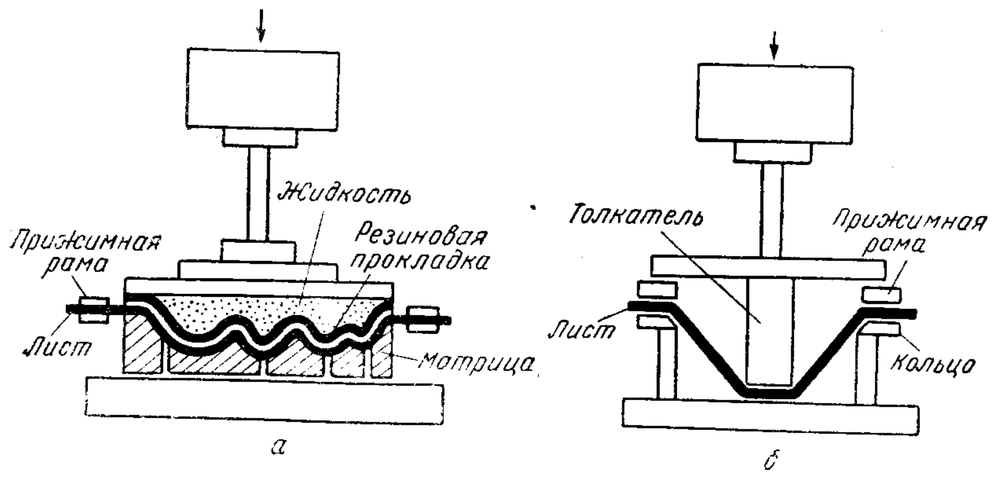


Рис. 8,2. Разновидности штампования:
а—вытяжка эластичным пуансоном; *б*—вытяжка центральным толкателем с креплением заготовки по контуру.

Вытяжка центральным толкателем с креплением заготовки по контуру. Обрабатываемый лист помещают между прижимными кольцами и придают ему определенную форму, вдавливая в него толкатель (рис. 8,2,*б*).

При этом форма толкателя может и не совпадать с внутренней формой изделия. Возможны два варианта: холодный толкатель вдавливают в разогретый лист на определенную глубину либо, наоборот, нагревают толкатель и вдавливают его в холодный лист. Во втором случае толкатель должен иметь ту же форму, что и изделие.

Настоящий метод успешно применяется для формования изделий небольшой глубины.

Меняя разность диаметров прижимного кольца и толкателя, можно получать изделия с различным углом наклона стенок (до 90°).

Различные способы формования сжатым воздухом

Формование непосредственно сжатым воздухом. Выдувная машина с ручным управлением схематически изображена на рис. 8,3. Лист термопласта прижимают по контуру матрицы и нагревают нагревателями инфракрасного излучения. После разогрева лист накрывается крышкой, которая также прижимается по контуру матрицы. Под крышку подается подогретый воздух под давлением 5—8 *кГ/см*^{2}, который прижимает разогретый лист к внутренней поверхности матрицы. Для равномерного распределения подаваемого воздуха на внутренней поверхности плиты устанавливается дискотражатель. Воздух из полости матрицы удаляется через отверстия, которые затем могут быть использованы при охлаждении изделия.[27]

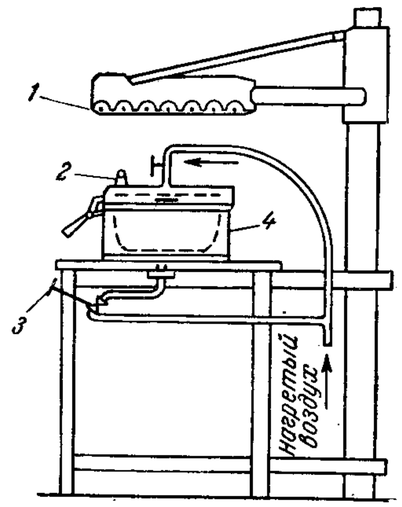


Рис. 8,3. Машина для формования сжатым воздухом:
1—инфракрасные нагреватели; *2*—предохранительный клапан; *3*—клапан воздушной линии; *4*—форма.

Свободное выдувание. Этот способ применяется обычно для формования из листов полиакрилатов. Лист зажимают по контуру прорези крышки резервуара для сжатого воздуха и нагревают. В резервуар подается сжатый воздух, который выдувает из листа большой пузырь. Размер пузыря зависит от давления воздуха и интенсивности обогрева. Для разделения пузыря на более мелкие могут быть использованы различные профили (кольца, прутки и стержни), закрепленные над листом. Этим способом получают изделия с высокими оптическими качествами, например фонари кабин самолетов.

Пневмоформование с применением толкателя. Этот процесс осуществляется при помощи пневматического пресса, приводящего в движение полый толкатель соответствующей формы и размеров (рис. 8,4). При опускании штока пресса края листа зажимаются между плитой пресса и прижимным кольцом матрицы. В образовавшийся замкнутый объем между плитой и листом через отверстия в полом толкателе подается сжатый воздух. Лист прижимается к внутренней поверхности матрицы, воспроизводя ее форму.

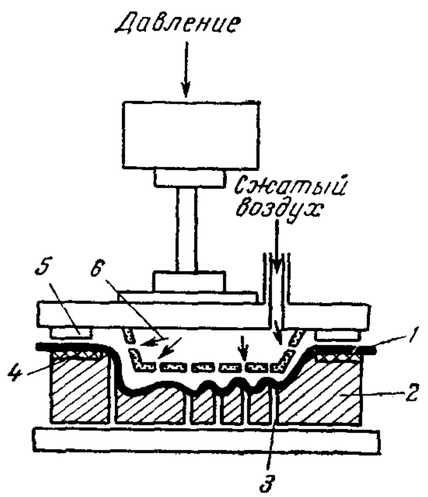


Рис. 8,4. Пневмоформование с применением толкателя:

1—лист; *2*—матрица; *3*—вентиляционные отверстия; *4*—прокладка; *5*—кольцо; *6*—толкатель.

Пневмоформование с креплением заготовки по контуру. Этот способ (рис. 8,5) обычно применяется при изготовлении прозрачных крышек для упаковки пищевых продуктов[1].

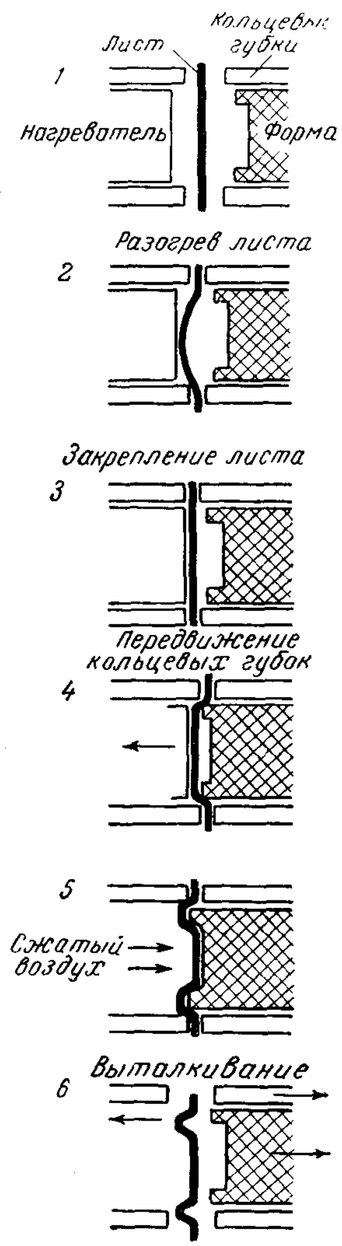


Рис. 8,5. Пневмоформование с креплением заготовки по контуру.

В питатель машины загружается стопка тонких дисковых заготовок. Вакуум-присос захватывает заготовку и укладывает ее в открытую форму. Затем форма закрывается и начинается нагрев заготовки. Заданный температурный режим поддерживается автоматически. Кольцевые губки передвигаются на некоторое расстояние по направлению к

матрице, натягивая на нее разогретый лист. Затем сжатым воздухом лист прижимается к охлаждаемой части полости матрицы.

После затвердевания термопласта форма открывается и изделие выталкивается струей воздуха или выталкивателем. Далее изделие по наклонному лотку попадает в бункер готовой продукции. На рис. 8,6 показана автоматическая машина с гидравлическим приводом и с шестью формующими головками, которая может обрабатывать заготовки диаметром до 125 *мм*. Скорость формования зависит от типа выпускаемого изделия, толщины заготовки и вида применяемого термопласта. Например, при формовании изделий весом 450 *г* из ориентированного полистирола толщиной 0,25 *мм* на машине с шестью рабочими головками была достигнута производительность 90 изделий в минуту. По стоимости пластмассовые крышки успешно конкурируют с аналогичными изделиями из бумаги.

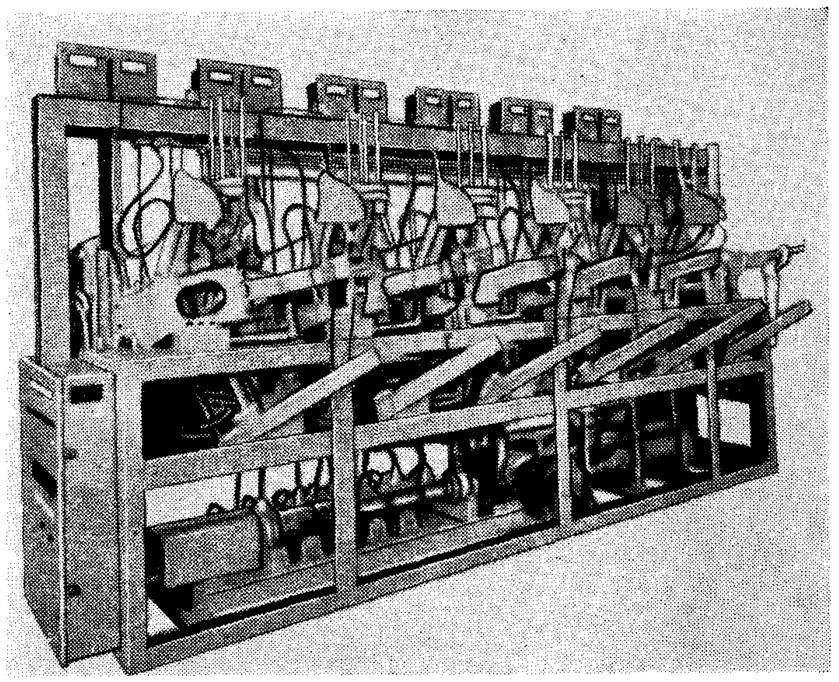


Рис. 8,6. Гидравлическая машина с шестью рабочими головками для формования листа.

На рис. 8,7 показан автомат с рулонным питанием листовым материалом для формования разнообразных изделий больших размеров (игрушки, коробки, упаковочные футляры и т. п.). Машина состоит из 22-тонного формующего и вырубного эксцентрикового пресса, автоматического механизма для питания рулок-

ным материалом и приспособления для резки отходов. Пленка из полимерного материала горизонтально протягивается через машину; изделие вырубается из заготовки после завершения процесса формования, но до извлечения изделия из формы. Так, например, подносы размером 125×250×75 *мм* из ориентиро-

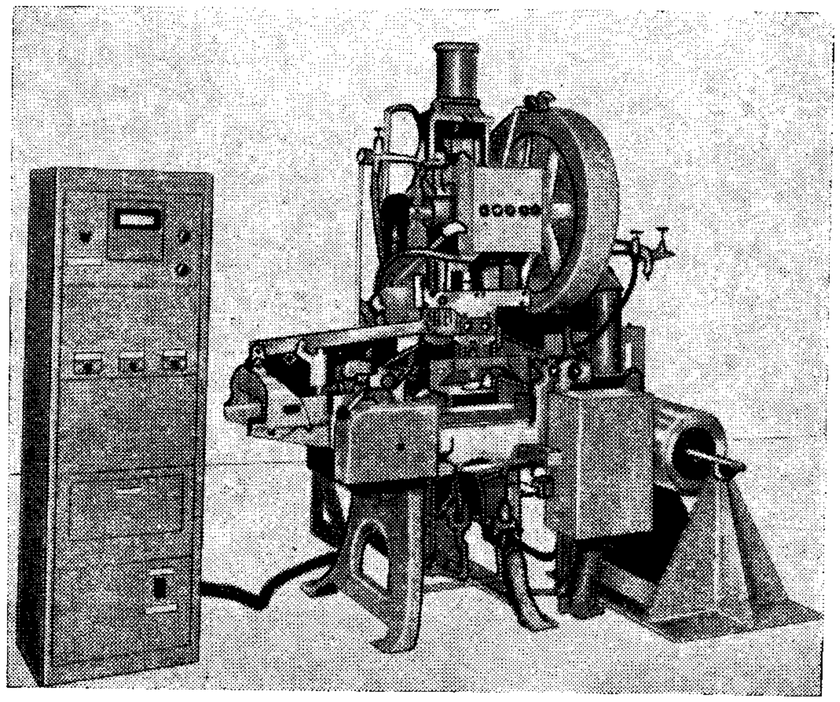


Рис. 8,7. Машина для формования листа с валковым питателем.

ванной полистирольной пленки толщиной 0,25 *мм* изготовлялись со скоростью 20 изделий в минуту. Могут применяться и другие неориентированные пленочные и листовые материалы.

Различные способы вакуумформования

Формование непосредственно под действием вакуума (негативное вакуумформование). Это наиболее старый и простой способ вакуумформования. Формуемый таким способом лист укрепляют над формой или формовочной камерой (рис. 8,8) вручную при помощи прижимной рамы, что предотвращает попадание воздуха в полость формовочной камеры в процессе формования. К поверхности зажатого листа подводят нагреватель. После того как лист размягчится, нагреватель удаляют и в формовочной камере создают разрежение. В результате этого лист мгновенно втягивается в ее полость.

Формование в матрице. Этот способ дает возможность получать изделия, наружная поверхность которых в точности воспроизводит форму или тиснение внутренней поверхности матриц[37]. Вакуумформование успешно применяется для изготовления изделий с относительно небольшой вытяжкой, однако у изделий с небольшим радиусом скруглений и с относительно большой

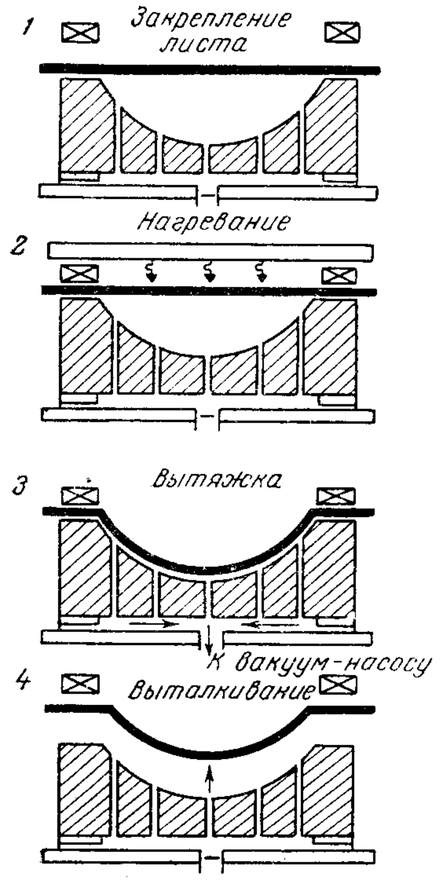


Рис. 8,8. Формование в матрице.

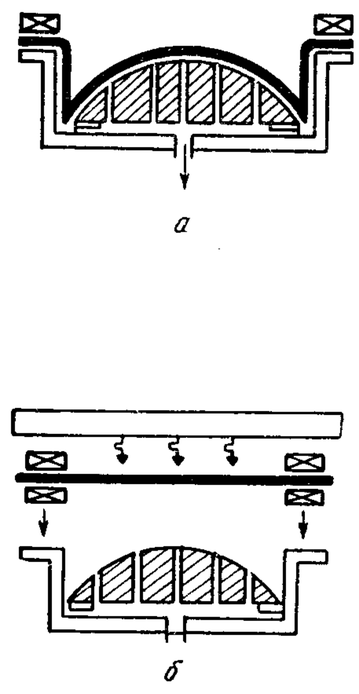


Рис. 8,9. Формование на пуансоне:

а—неподвижная зажимная рама; *б*—подвижная двойная зажимная рама.

глубиной наблюдается значительное утонение угловых участков и днищ. Вакуумформование с использованием многогнездных матриц более экономично, чем формование с применением эквивалентного числа пуансонов, поскольку первый способ позволяет расположить матрицы ближе друг к другу, что дает возможность получить больше изделий при той же площади переработанного термопластичного листа.

Формование на пуансоне. Разновидностью метода вакуумформования является формование на пуансоне, помещенном в формовочную камеру (рис. 8,9,*а*).

Лист, зажатый в прижимной раме на некоторой высоте от формы, нагревается, а затем вручную или механически подводится к форме (рис. 8,9,*б*).

При формовании этим способом получают изделия с наибольшей толщиной стенки в верхней части. Поскольку лист термопластичного материала подвергается значительной вытяжке вдоль стенок формовочной камеры, образуется большое количество отходов. Описанный метод рекомендуется для формования листов, дающих провисание при нагреве, поскольку при этом исключается возможность преждевременного соприкосновения горячего листа и холодного пуансона. В противном случае лист прилипает к верхней части пуансона и при формовании получается изделие с местным утолщением стенки.

Метод формования на пуансоне успешно применяется, например, для изготовления из тонколистового материала рельефных географических карт, поскольку пуансон, препятствуя усадке листа, позволяет более точно зафиксировать размеры изделия по сравнению с формованием в матрице.

Свободное вакуумформование. По этому способу лист закрепляется над вакуумной камерой (в которой нет ни матрицы, ни пуансона) и нагревается. По достижении определенной температуры создается вакуум, и лист втягивается в вакуумную камеру, не касаясь, однако, ее стенок. Когда образовавшаяся полусфера достигнет необходимой глубины, разрежение уменьшают и величина его поддерживается постоянной до полного остывания формуемого изделия. Для регулирования величины вакуума часто используется фотоэлемент, настраиваемый на определенную глубину вытяжки листа. Описанный способ аналогичен свободному выдуванию и также применяется для изготовления изделий в виде полусферы с высокими оптическими качествами. Обычно для этой цели используются полиакрилаты.

Вакуумформование с обжатием и охлаждением на пуансоне. Непосредственное вакуумформование изделий из жестких листовых термопластичных материалов изучено довольно подробно. Однако ряд трудностей возникает при формовании из листов, которые в широком интервале температур обладают высокой эластичностью и упругостью. К таким термопластам относятся некоторые сополимеры акрилонитрила и бутадиена со стиролом, которые обладают высокой эластичностью, а также пластифицированный поливинилхлорид. В подобных случаях отдают предпочтение так называемому вакуумформованию с обжатием на пуансоне. Лист материала нагревается и затем под действием разрежения втягивается в полость вакуумной камеры так же, как при свободном вакуумформовании (рис. 8,10). После вытяжки листа на достаточную глубину в вакуумную камеру вводится пуансон. Когда

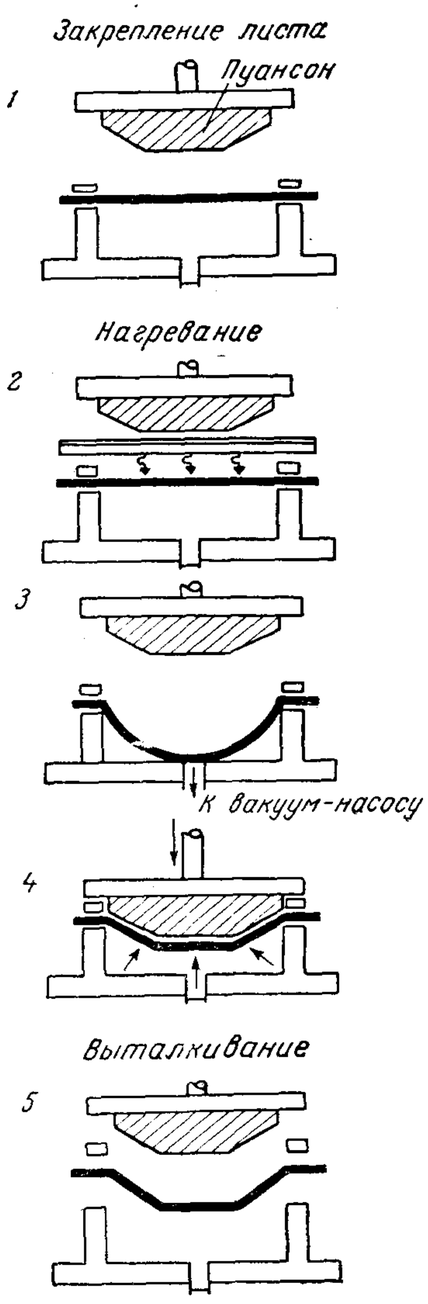


Рис. 8,10. Вакуумформование с обжатием и охлаждением на пуансоне.

упоры соприкасаются с корпусом вакуумной камеры, разрежение снимается. Нагретый упругий лист стремится вернуться в первоначальное положение, но, соприкасаясь с холодным пуансоном, плотно облегает его и застывает, образуя изделие заданной формы. Этот метод также применяется для формования изделий из листового полиакрилата.

Некоторые специалисты считают целесообразным соединять пуансон с вакуумной линией. Это приводит к получению изделий более точной формы (рис. 8, 11).

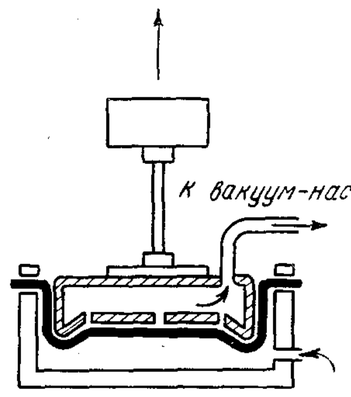


Рис. 8,11. Формование с присоединением пуансона к вакуумной линии.

Формование обычно проводят на пневматическом прессе с верхним расположением цилиндра. Часто снаружи пресса устанавливаются нагреватели.

Вакуумформование с натягиванием листа на пуансон (позитивное формование с предварительной механической вытяжкой). По этому способу[13, 24, 25, 34, 39, 40] можно получать изделия с глубокой вытяжкой. Лист термопласта зажимается в раме, располо-

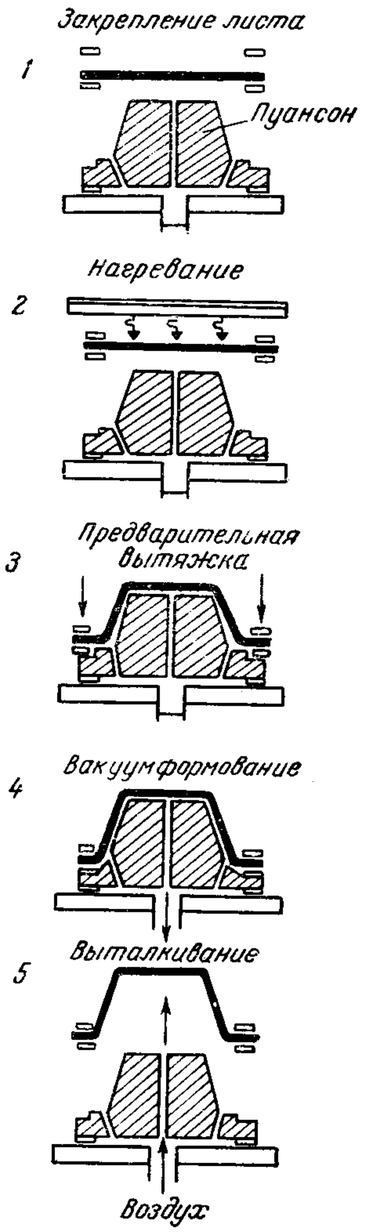


Рис. 8,12. Вакуумформование с натягиванием листа на пуансон.

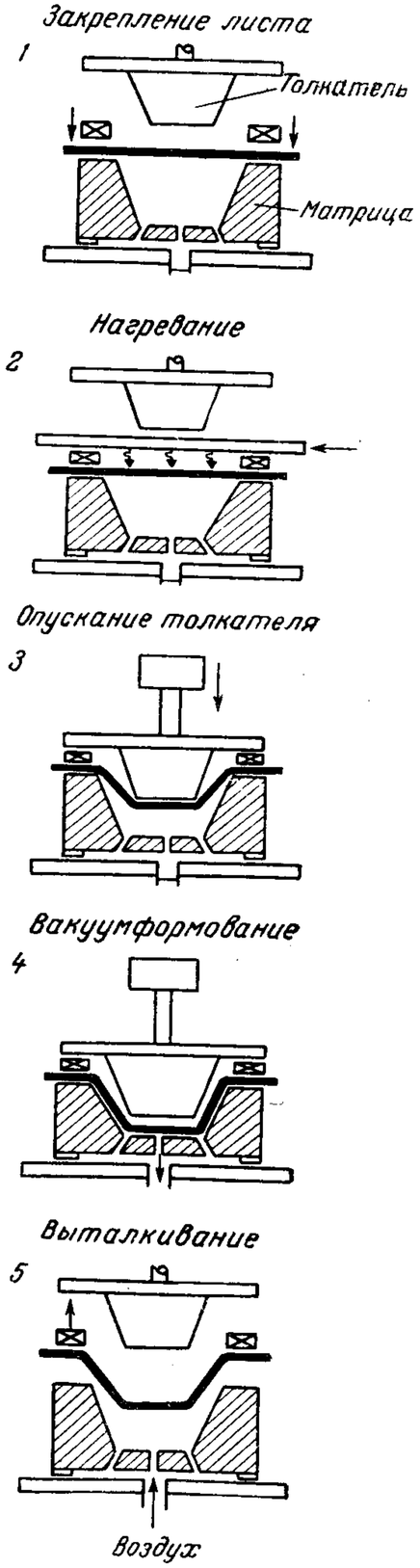


Рис. 8,13. Вакуумформование с применением толкателя. →

женной над перевернутым пуансоном, и нагревается радиационными нагревателями (рис. 8,12).

По достижении температуры формования лист, зажатый в раму, опускается и натягивается на пуансон. После того как разогретый лист плотно обтянет пуансон, во внутренней полости пуансона создается вакуум, благодаря чему предварительно вытянутый лист плотно облегает пуансон, точно воспроизводя его форму. Охлаждение листа начинается сразу же после соприкосновения с холодным пуансоном в процессе вытяжки.

При формовании изделий с глубокой вытяжкой очень важным вопросом является регулирование толщины стенок. Листы из полиакрилата и полистирола легко скользят по холодной поверхности формы, а полиэтиленовые листы прилипают к поверхности формы в местах контакта.

Следует иметь в виду, что в момент соприкосновения листа с формой его толщина в местах контакта (верхняя часть пуансона) приблизительно равна первоначальной, в то время как на сгибах и вертикальных участках стенок наблюдается значительное утонение.

Вакуумформование с применением толкателя. Для устранения неравномерного утонения стенок изделия был разработан несколько видоизмененный способ вакуумформования в матрице, названный вакуумформованием с толкателем[28].

Основная особенность этого метода заключается в том, что зажатый по верхнему обрезу формы разогретый лист вдавливается в матрицу при помощи толкателя; прежде чем создается вакуум, толкатель, опускаясь сверху вниз, придает листу форму, приблизительно соответствующую форме матрицы, и производит предварительную вытяжку (рис. 8,13). Как только толкатель приходит в нижнее положение, в матрице создается разрежение и лист прижимается к внутренней поверхности матрицы, точно воспроизводя рисунок формы. Вакуумформование по этой схеме можно рассматривать как «зеркальное отражение» формования с обжатием на пуансоне.

Во время опускания толкателя воздух, заключенный в полости матрицы, сжимается. За счет создавшегося в полости матрицы давления лист плотно прижимается к толкателю. Воздух, выходящий через стык матрицы и листа, создает между ними прослойку, которая служит теплоизолятором. Это предотвращает охлаждение и затвердевание листа на краях матрицы и обеспечивает равномерную вытяжку листа на верхнем горизонтальном участке. Во избежание образования дефектов на внутренней поверхности изделия в толкатель обычно встраивают нагреватели.

Для ускорения охлаждения изделия температуру матрицы поддерживают сравнительно невысокой. Такой способ формования

позволяет получать изделия с большой глубиной, равномерной толщиной стенки и высоким качеством поверхности.

Поскольку толкатель занимает значительную часть объема формы, необходимо предусмотреть регулирование давления воздуха в полости матрицы. Это осуществляют либо с помощью чувствительного перепускного клапана, либо создают незначительное разрежение в полости формы.

При сочетании описанного способа и формования с натягиванием листа на пуансон можно получать изделия с двойными стенками, например корпуса холодильников (рис. 8,14). В этом случае рама, зажимающая лист, закрепляется неподвижно, плунжер движется сверху вниз, а матрица—снизу вверх.

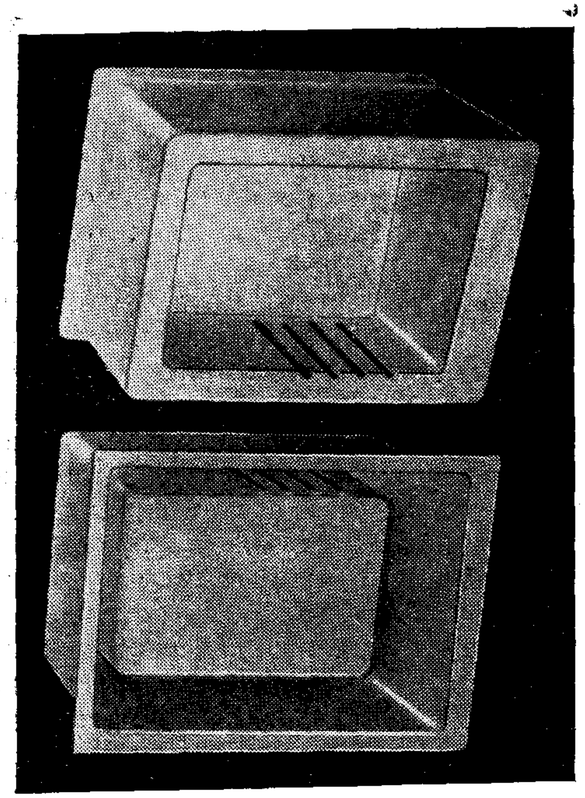


Рис. 8,14. Изделие с двойными стенками, изготовленное вакуумформованием с натягиванием листа на пуансон и вакуумформованием с применением толкателя.

Вакуумформование с предварительной вытяжкой сжатым воздухом. Этот способ является разновидностью формования с натягиванием на пуансон[2, 6, 8]. Особенность вакуумформования с предварительной вытяжкой сжатым воздухом заключается в том, что перед натягиванием листа на пуансон он подвергается вытяжке (рис. 8,15). Лист термопласта зажимается в неподвижную раму и нагревается до определенной температуры.

Прижимная рама крепится по периметру герметичного корпуса, внутри которого в качестве поршня передвигается стол с укрепленным на нем пуансоном. Для герметизации кожуха на стол надевается резиновая манжета. При подъеме стола в кожухе создается давление, под действием которого лист выдувается в виде пузыря, подвергаясь, таким образом, предварительной вытяжке.

Размер пузыря регулируется одним или двумя перепускными клапанами. При вводе пуансона внутрь образовавшегося пузыря

давление уменьшают и лист, стремясь вернуться в первоначальное положение, плотно облегает форму. В результате скольжения листа по поверхности пуансона удается получить изделие с очень равномерной толщиной стенки. Этот способ так же, как и способ формования с обжатием и охлаждением на пуансоне, обеспечивает однородную двумерную ориентацию материала и снижает стоимость изделий благодаря уменьшению количества отходов.

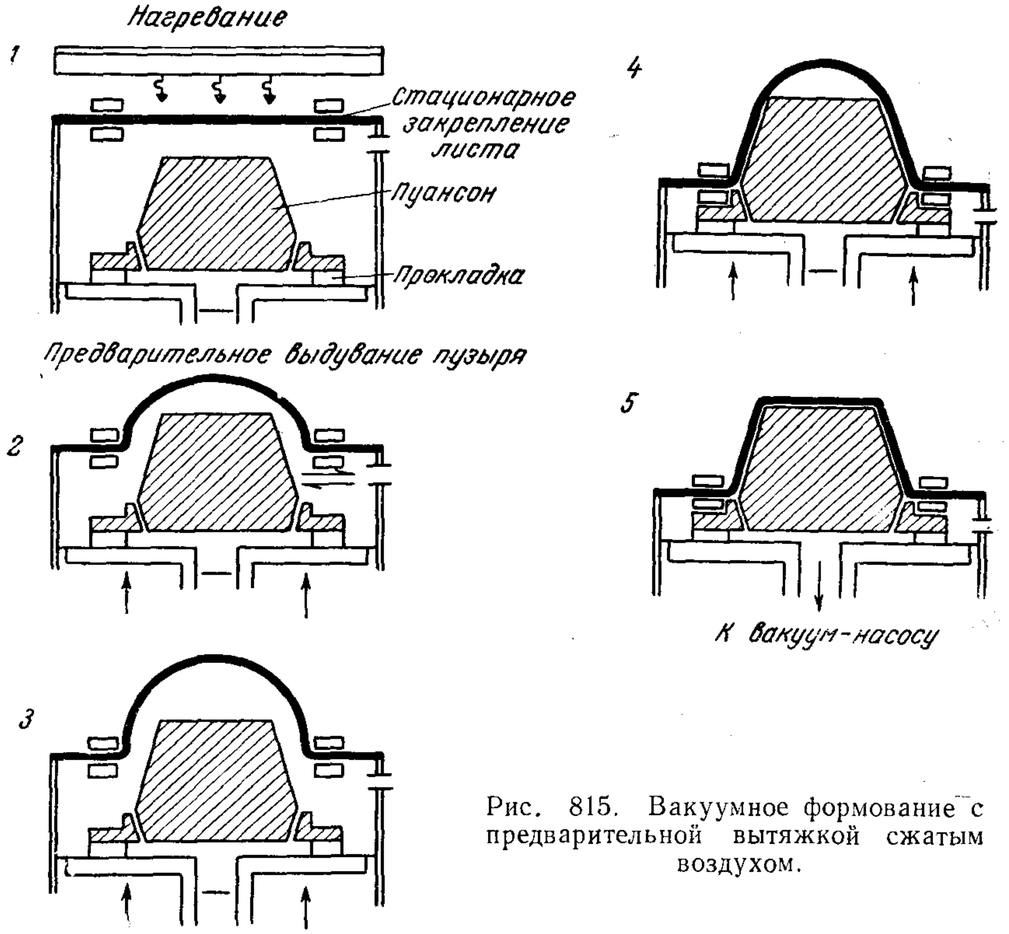


Рис. 815. Вакуумное формование с предварительной вытяжкой сжатым воздухом.

Обычно величина давления воздуха в пространстве между листом и подвижным столом бывает достаточна для образования пузыря. Однако для увеличения размеров пузыря и получения большей предварительной вытяжки можно применять дополнительную подачу подогретого сжатого воздуха. Избыточное давление, создающееся при формовании, снижают при помощи перепускных клапанов.

Вакуумформование с воздушной подушкой. Этот способ является разновидностью формования с применением толкателя и формования с предварительной вытяжкой сжатым воздухом[37].

В основе этого способа лежит предварительная вытяжка нагретого листа при помощи воздуха (рис. 8,16).

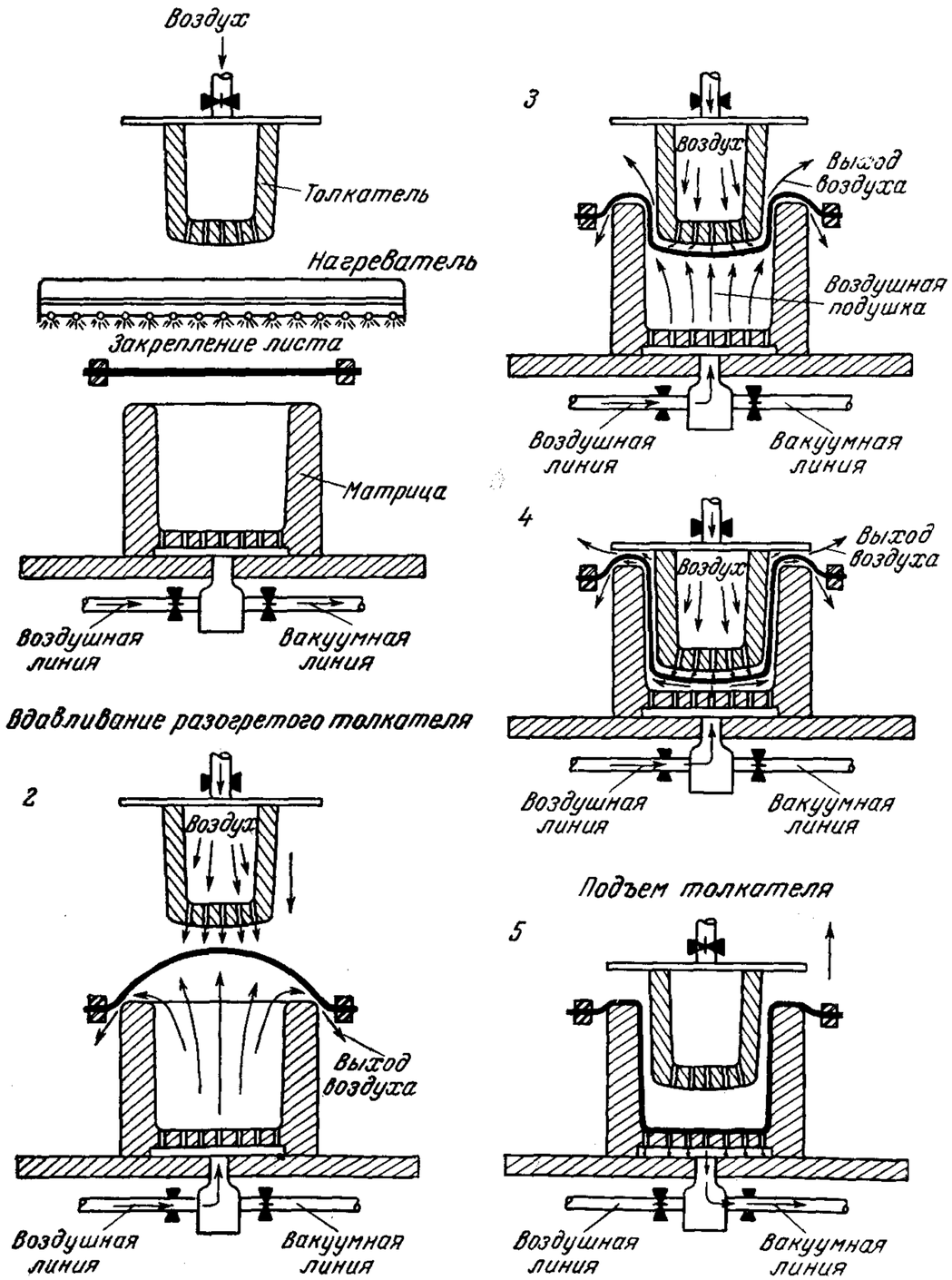


Рис. 8, 16. Вакуумформование с воздушной подушкой.

Зажатый в прижимную раму лист нагревается и, опускаясь вместе с рамой, слегка натягивается на матрицу. Затем в полость матрицы подается воздух, который раздувает нагретый лист в пузырь. Избыточный воздух выходит через стык листа и матрицы. Сверху в пузырь вдавливается разогретый толкатель с отверстиями для подвода воздуха. Таким образом, лист как бы находится между двумя воздушными подушками (со стороны матрицы и толкателя). Затем подачу сжатого воздуха прекращают и в матрице создают разрежение, благодаря чему лист плотно прилегает к внутренней поверхности. Одновременно с созданием разрежения происходит подъем толкателя. Охлаждение листа начинается немедленно с момента соприкосновения его с поверхностью охлаждаемой матрицы.

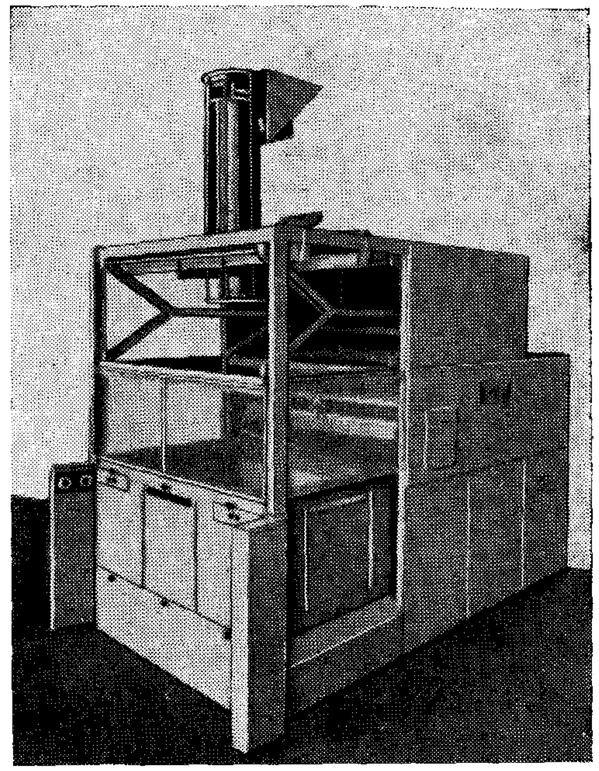


Рис. 8,17. Универсальная вакуумформовочная машина.

Удаление изделий можно производить при помощи сжатого воздуха.

Универсальная вакуумформовочная машина для формования любым из описанных методов приведена на рис. 8,17.

Комбинированное пневмо-и вакуумформование

Этот процесс проводят на гидравлическом прессе с одновременным применением вакуума и сжатого воздуха (рис. 8,18). Верхняя гладкая плита пресса имеет электрообогрев, в нижней плите выполнена матрица. При замыкании пресса лист, зажатый между двумя плитами, нагревается за счет теплопроводности. Затем через мелкие отверстия в верхней плите подается воздух под давлением 3—15 *ат*, а в матрицах создают вакуум. После формования давление снижается и обогреваемая верхняя плита пресса

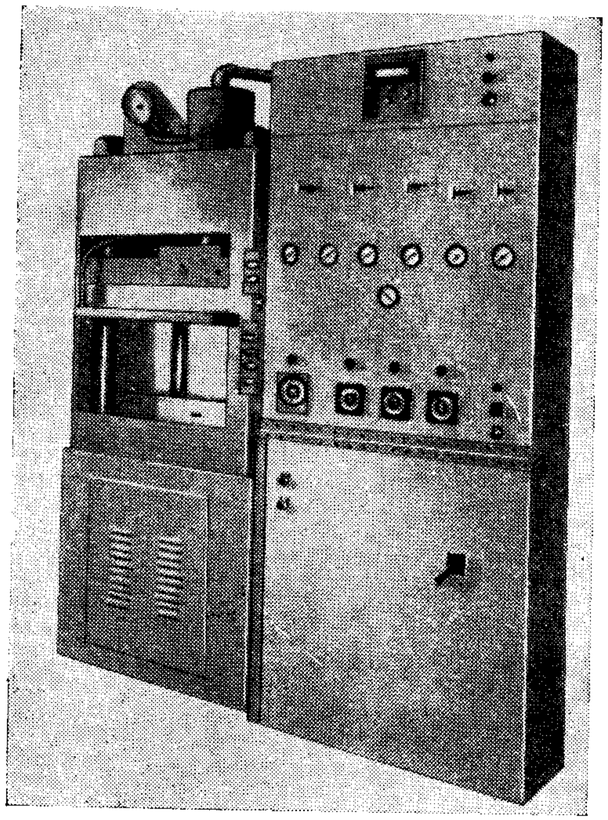


Рис. 8,18. Машина для комбинированного пневмо- и вакуумформования.

поднимается вверх. Разрежение в полостях матриц поддерживают до полного охлаждения изделия. Затем его выталкивают сжатым воздухом.

Этот способ довольно хорошо изучен применительно к ориентированным пленкам из полистирола и полиэфирных смол.

Описанный процесс дает возможность производить формование и одновременное нанесение покрытий на изделия из различных листовых материалов.

Необходимо учесть, что при нагреве ориентированные пленки подвергаются усадке, стягиваются и прилипают к поверхности верхней плиты. Возможны также случаи неравномерного нагрева листов вследствие провисания над матрицами. Этого можно избежать, подавая воздух под давлением в полость матриц в период разогрева листа.

Вакуумформовочные машины

Машины с ручным управлением

В этих машинах управление такими операциями, как закрепление листа, нагревание, его вытяжка под действием вакуума, охлаждение и извлечение изделия, осуществляется вручную.

Машина для вакуумформования состоит из следующих основных частей: радиационного нагревателя, прижимной рамы и вакуум-насоса с ресивером и вентилем. Матрица устанавливается на формовочном столе, который имеет отверстие, соединяющее его с краном вакуумной линии через трубопровод большого диаметра. Часто готовые изделия извлекаются из формы при помощи сжатого воздуха. Вспомогательное оборудование состоит из терморегулятора, поддерживающего заданную температуру радиационного нагревателя, ручного штурвала, связанного через червячную пару с механизмом, регулирующим расстояние между листом и нагревателем, и вакуумметра.

Полуавтоматические машины

В полуавтоматических машинах зажим листа и извлечение отформованных листов осуществляются вручную. Все остальные операции предварительно настраиваются и осуществляются автоматически. Система контроля и регулирования состоит из микровыключателей, терморегулятора нагревателя излучения, электромагнитных клапанов, смонтированных вместе с четырьмя реле времени, управляющими продолжительностью всего рабочего цикла: периода нагревания листа, периода формования и охлаждения. Цепи системы управления взаимно сблокированы так, что каждая последующая операция не может быть начата до окончания предшествующей.

Полуавтоматические машины одинарного действия. Большинство применяемых вакуумформовочных машин представляет собой однопозиционные полуавтоматы, причем их конструктивное исполнение позволяет осуществлять как непосредственное вакуумформование, так и многочисленные разновидности этого основного процесса. В таких машинах движение различных частей и механизмов осуществляется при помощи пневмоцилиндров. Так, например, один цилиндр передвигает нагреватель или прижимную раму по горизонтали, второй используется для перемещений прижимной рамы, толкателя или формы в вертикальном направлении при формовании методом натягивания на пуансон с применением толкателя или с раздувом сжатым воздухом. В машинах, аналогичных установке, изображенной на рис. 8,17, применяются три пневмоцилиндра. Толкатель и матрица могут одновременно передвигаться навстречу друг другу, и включение вакуума может быть синхронизировано с любым из этих перемещений. В промышленных машинах применяются прижимные рамы размером от 300×300 *мм* до 3500×3500 *мм*. Хотя перепады давлений при вакуумформовании относительно невелики, суммарная нагрузка на форму больших размеров может быть весьма значительна. Например, при работе с формой размером 200×500 *мм* на матрицу действует усилие в 22 000 *кГ*, которое передается на стол машины.

Полуавтоматические машины двойного действия. Для лучшего использования электронагревателей излучения и для двойного увеличения производительности некоторые машины изготовляют-

ся с двумя вакуумными столами. Нагреватель перемещается горизонтально от одного стола к другому, так что во время формования и смены одного листа можно производить нагревание другого.

Многопозиционные полуавтоматические машины непрерывного действия. Все операции, производимые машиной, осуществляются одновременно на различных участках агрегата. Схема такой машины представлена на рис. 8,19. Эта машина применяется при производстве внутренних обкладок дверей холодильников и испарителей к ним[19].

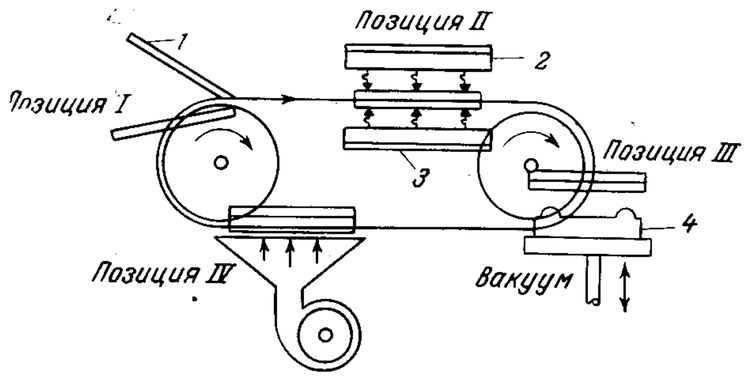


Рис. 8,19. Полуавтоматическая четырехпозиционная машина непрерывного действия:

1—зажимное устройство; *2, 3*—верхний и нижний нагреватели; *4*—плита формы. Позиция *I*—загрузка и выгрузка; позиция *II*—нагревание; позиция *III*—вакуумформование; позиция *IV*—охлаждение.

На цепном транспортере с гидравлическим приводом устанавливаются четыре прижимные рамы. При движении такого транспортера каждая рама останавливается строго против одного из четырех исполнительных механизмов, производящих соответственно:

1) выемку готового изделия и закладку нового листа,
2) двухсторонний нагрев листа,
3) формование с натягиванием на пуансон и
4) охлаждение струей воздуха.

Общий рабочий цикл вакуумформовочной машины складывается из времени, необходимого для продвижения одной рамы вдоль всех четырех позиций, времени нагревания листа, времени формования, охлаждения и выгрузки изделия. Управление рабочим циклом осуществляют семь реле времени. Такая машина выпускает 80—100 изделий в 1 *ч* (например, внутренних обкладок дверей холодильников). Один оператор может обслуживать машину, пробивать отверстия в готовых обкладках на установленном рядом с машиной гидравлическом вырубном прессе и подвешивать готовые изделия на цепной транспортер.

Чаще используется трехпозиционная машина роторного типа с револьверным столом (рис. 8,20). Стол разделен на три сектора по 120°. В каждом из этих секторов одновременно производится одна из операций:

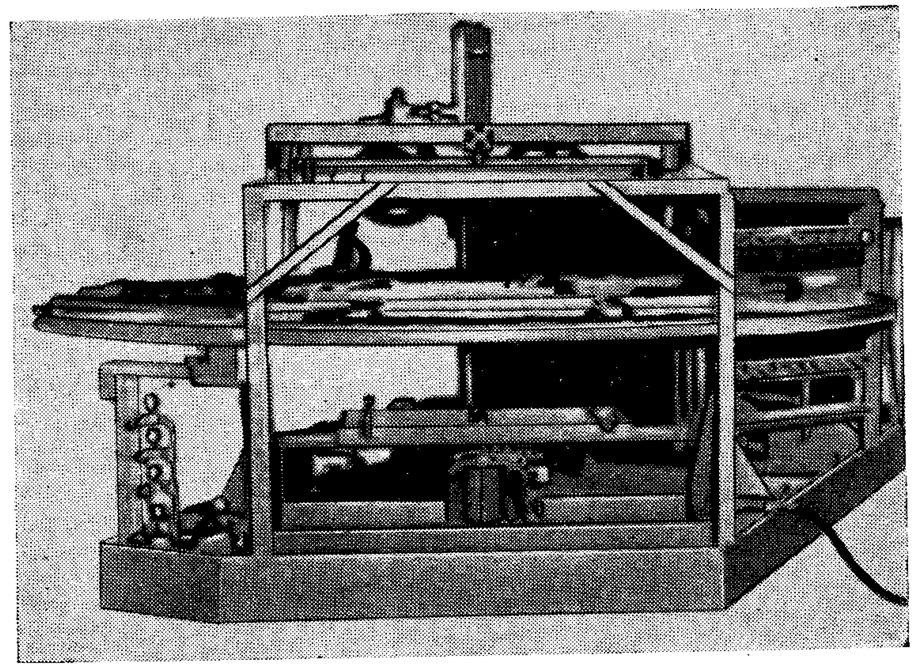


Рис. 8,20. Полуавтоматическая трехпозиционная машина непрерывного действия.

1) выгрузка-загрузка,
2) нагревание листа,
3) формование изделия и его охлаждение.

Автоматические машины

В машинах-автоматах все операции синхронизированы и производятся автоматически. Эти машины были созданы для производства упаковочных коробок, домашней утвари (хозяйственной посуды) и других изделий относительно небольшого объема.

На рис. 8,21 показаны различные емкости, изготовленные методом вакуумформования.

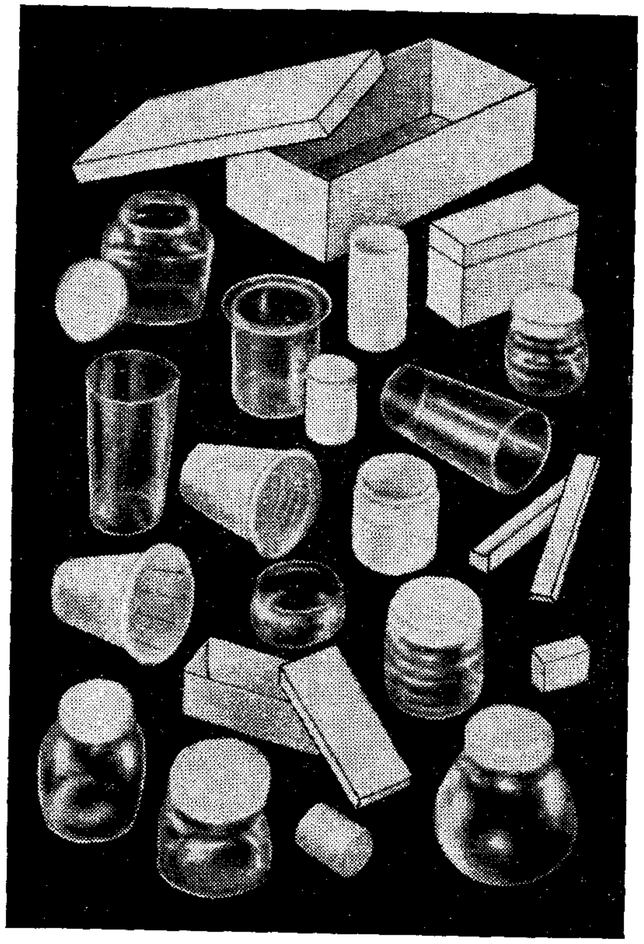


Рис. 8,21. Изделия, полученные методом вакуумформования.

Машины для формования из рулонных материалов. В отличие от машин общего назначения, в которых производится формование из заранее нарезанных листов, эти машины предназначены для переработки гибких материалов, поставляемых в виде рулона (рис. 8,22). На этих машинах перерабатывается любой материал толщиной от 0,1 до 1 *мм*, который можно закатать в рулон. Рулон механически размотывается, и материал, протягиваемый над формой, разогревается и формуется. В то время как материал с отформованными изделиями транспортируется на другой участок машины для окончательной отделки, следующий за ним свежий материал подается в исходное положение для формования. В таких машинах не применяется дорогостоящий метод формования из листов. Скорость формования различна и зависит от вида перерабатываемого материала и его толщины. Пленку из жесткого поливинилхлорида толщиной около 0,2 *мм* можно перерабатывать со скоростью три цикла в минуту, применяя при этом многогнездные матрицы.

Многопозиционные машины для небольших емкостей. Автоматические многопозиционные машины предназначаются для изготовления небольших упаковочных коробок методом формования при помощи толкателя (рис. 8,23). Питание машины осуществляется рулонным или предварительно нарезанным материалом. Лист со специальными печатными пометками дозируется при помощи фотоэлемента. Зажатый в прижимную раму материал проходит горизонтально вместе с ней через несколько ступеней обогрева, причем лист нагревается сверху и снизу. Температура радиационных нагревателей регулируется. Многоступенчатый нагрев листа дает возможность разогреть до температуры формования в течение 3 *сек* материал любого цвета толщиной до 3,0 *мм*. При этом

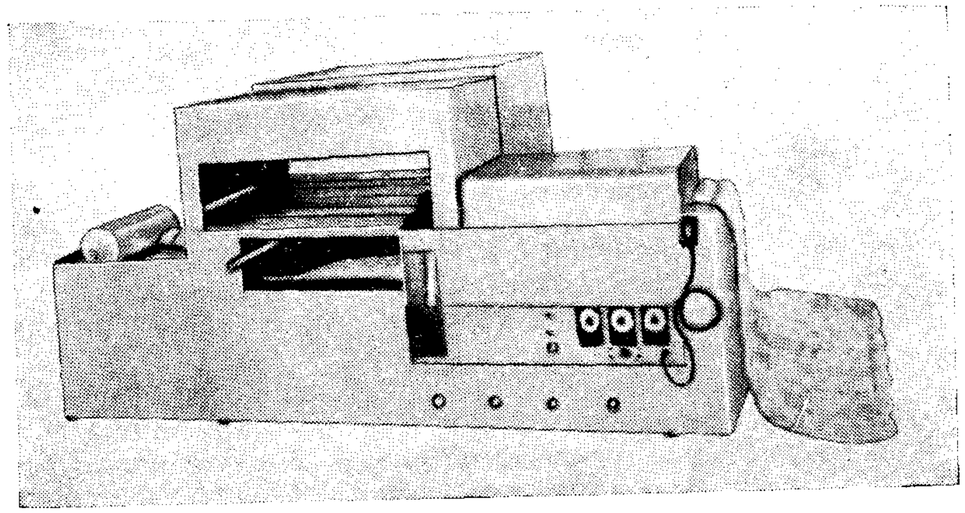


Рис. 8,22. Машина с автоматическим рулонным питателем.

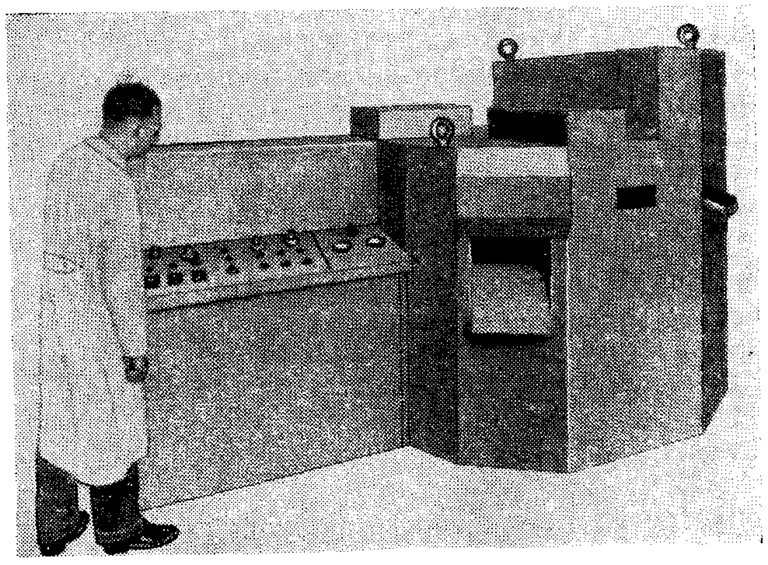


Рис. 8,23. Многопозиционный автомат для изготовления коробок для упаковки.

площадь формования достигает 750 *см*² (25×30), что позволяет одновременно формовать 20 емкостей диаметром 50 *мм* и глубиной 75 *мм*. Производительность машины 24 000 изделий в час. Формование производится в охлаждаемой матрице при помощи нагретых пуансонов. При этом время охлаждения сокращается до 2 *сек*.

Лист с отформованными емкостями может транспортироваться непосредственно к участку заполнения, а затем на герметизацию. После этого заполненные и закрытые емкости отправляются на участок окончательной отделки, где они отделяются от основного листа и укладываются в тару. Обрезки механически удаляются.

По другому варианту емкости сразу же после формования вырезаются из основного листа и выходят из машины в виде готового изделия, как показано на рис. 8,23. Описанная машина представляет собой шестипозиционную роторную установку с шестью прижимными рамами, смонтированными на горизонтальном револьверном столе. При работе машины стол периодически поворачивается каждый раз на 60°.

Известны машины, работающие на рулонном материале, например, производящие на многогнездной матрице небольшие упаковочные коробки из поливинилхлорида в количестве 60 000 штук в час.

Такие машины автоматически производят подачу рулонного поливинилхлорида к месту формования, осуществляют печать на пленке, вырубают и считают готовые изделия, сушат типографскую краску и, наконец, упаковывают изделия в бумагу.

Специализированные машины для производства различных видов упаковки. Машины, питаемые рулонным материалом, применяются также для формования изделий из прозрачных термопластичных пленок или листов.

При изготовлении «пузырьковых» упаковок листу или пленке после вакуумформования в матрице или на пуансоне придается форма полусферы или форма предмета, предназначенного для упаковки.

Отформованная «витрина» приклеивается или прикрепляется скрепками к печатной карточке. При обтягивании упаковочной пленкой форма не применяется, а упаковываемый предмет непосредственно обтягивается под вакуумом прозрачной пленкой.

Применяется еще один способ упаковки. Из прозрачного листового материала формуется футляр, открытый край которого отбортовывается внутрь. Футляр надевается на упаковываемый предмет так, что упругая отбортовка служит как бы защелкой[38].

Комбинированные шприц- и вакуумформовочные машины

Некоторые листовые материалы, такие, как ударопрочный полистирол, пенополистирол, полиэтилен и полиакрилаты, получают шприцеванием через листовальные головки. Для использования тепла шприцуемого листа вакуумформовочное оборудование располагают непосредственно после шприц-машины (рис. 8,24).

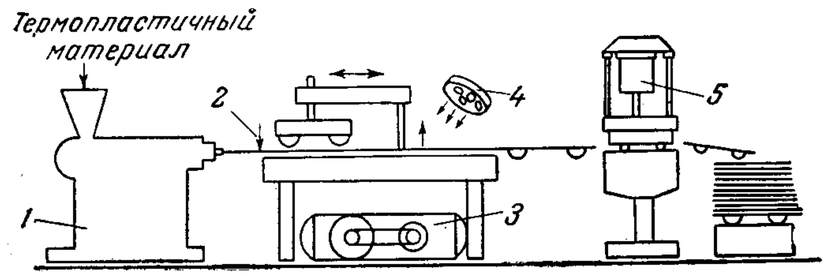


Рис. 8,24. Одноступенчатая машина непрерывного действия:
1—шприц-машина; *2*—форма; *3*—вакуум-насос и резервуар; *4*—охлаждающий вентилятор; *5*—вырубной пресс.

Основные элементы вакуумформовочной машины, за исключением нагревателя, такие же, как и при обычном формовании. По этой схеме можно проводить непосредственное вакуумформование, формование с натягиванием на пуансон и формование с применением толкателя. Особенность этого процесса состоит в том, что форма передвигается вместе с принимаемым листом в течение всего формовочного цикла и затем, отделяясь от готового изделия, возвращается в исходное положение для формования. После формования производится вырезка готовых изделий из листа.

Работа шприц-машины, вакуумформовочного оборудования и вырубного пресса должна быть строго синхронной.

Для предотвращения пульсации скорости движения листа, а также для лучшей отделки поверхности листа часто приходится включать в линию трехвалковое приемное устройство. В этом случае вакуумформовочная машина должна иметь участок вторичного подогрева листа.

Комбинирование шприцевания и вакуумформования применяется для производства изделий большой длины, на которые расходуется большое количество материала. Недостатком этого способа является значительная сложность управления, необходимость точной синхронизации, предварительная разметка листа, а также несоответствие между относительно низкой скоростью шприцевания и довольно высокой производительностью современных вакуумформовочных машин. Достоинствами комбинированного

метода являются: снижение тепловых затрат, равномерность нагрева листа, снижение затрат на обработку исходного материала (лист непрерывно подается из шприц-машины непосредственно в зону формования), а также устранение простоев форм.

Элементы вакуумформовочных машин

Нагревательное оборудование

Нагревание термопластичного листа до температуры формования можно осуществить либо путем утилизации тепла процесса первоначального получения листа (шприцевание, каландрование, нанесение покрытия), либо путем вторичного нагревания. Нагревание при непосредственном соприкосновении с паром, горячей водой, маслом или электронагревателями применяется лишь при формовании в штампах или при сочетании вакуумформования с пневмоформованием. Для более толстых листов обычно применяется предварительный подогрев в струе горячего воздуха или при помощи инфракрасных нагревателей, что позволяет сократить рабочий цикл машины. При использовании инфракрасных нагревателей (которыми оборудованы все производственные машины) время нагревания зависит от четырех следующих факторов: температуры нагревателя, плотности излучения, расстояния между листом и нагревателем и коэффициента поглощения лучистой энергии нагреваемого материала.

Типы инфракрасных нагревателей. Применяются инфракрасные нагреватели разных типов: ленточные или стержневые нагреватели, панели из проводящего стекла или нихромовая проволока. Известны нагреватели открытого типа и нагреватели, покрытые стекломатами и трубками из стекловолокна. Для достижения большей равномерности обогрева высота греющей поверхности над прижимной рамой должна составлять около 50 *мм*.

Нихромовая проволока в стеклоизоляции дает довольно равномерный обогрев, но не может использоваться при температурах выше 370—420 °С вследствие кристаллизации стекловолокна. Удельная мощность таких нагревателей при максимальной температуре составляет около 2,2—3,3 *вт/см*^{2} поверхности нагревателя. Время, необходимое для нагревания материала при помощи этих нагревателей, больше, чем при использовании ленточных нагревателей (см. рис. 8,35). Например, лист белого ударопрочного полистирола толщиной 0,2 *мм* нагревается за 150 *сек* при использовании нихромового нагревателя, изолированного стекломатом (рабочая температура 370 °С). Нагреватели ленточного типа из «хромалокса» (рабочая температура 540 °С) нагревают такой же лист приблизительно за 20 *сек*.

Срок службы ленточных и стержневых нагревателей значительно больше, поскольку их элементы не подвергаются действию атмосферной влаги, пыли и корродирующих паров. Удельная мощность этих нагревателей зависит от плотности расположения стержней или лент в теле нагревателя. Ниже показана зависимость между удельной мощностью нагревателя и временем, необходимым для нагревания листа полистирола толщиной 0,3 *мм* до температуры формования[20, 33] (рабочая температура нагревателя 650 °С, конечная температура листа 120 °С):

Удельная мощность нагревателя, *вт/см*^{2}	1,8	3,7
Время нагревания, *сек*	160	70

Батареи ленточных или стержневых нагревателей инфракрасного излучения используются почти во всех производственных вакуумформовочных машинах. На этих машинах нагреватели обычно настраиваются на определенную температуру, которая замеряется поверхностной термопарой с милливольтметром и регулируется двухпозиционным регулятором.

В некоторых машинах непрерывного действия регулирование температуры нагревателя осуществляется при помощи импульсных дозаторов энергии с определенным периодом включения.

Поддержание одинаковой температуры по всей длине стержневых и ленточных нагревателей является весьма сложной задачей. При этом необходимо учитывать охлаждающее влияние движения окружающего воздуха, влияние передвижения самого нагревателя и эффект краевого охлаждения. Укладка постоянной теплоизоляции в верхней части нагревателя и временная теплоизоляция его излучающей поверхности во время технологических простоев значительно снижают потери лучистой энергии. Недостатком ленточных и стержневых нагревателей является также то, что с течением времени интенсивность их излучения понижается. Кроме того, время разогрева до рабочей температуры составляет 10—15 *мин*.

Эти недостатки были устранены в одной из последних конструкций машин, нагреватели которых состоят из мелких элементов, образованных несколькими независимыми отрезками проволоки высокого сопротивления. Рабочая температура такого нагревателя достигает ~1000 °С, а интенсивность излучения не снижается даже после работы в течение нескольких сотен часов. Другим преимуществом новых нагревателей является значительная экономия электроэнергии, так как полная мощность (равная 6,75 *вт/см*^{2}) развивается ими только в рабочем положении. При перемещении и в нейтральном положении мощность, потребляемая нагревателем, снижается до одной четверти номинальной. Таким образом, при перемещении над листом температура нагревателя

относительно низка, что исключает неравномерность разогрева материала. Однако температуру нагревателей сопротивления можно регулировать только при помощи трансформатора, что существенно увеличивает стоимость оборудования.

Расположение нагревателей, поглощение тепла, теплопроводность и экономичность обогрева. Для регулирования расстояния между нагревателем и обогреваемым листом обычно используется червячная пара с ручным штурвалом. Известно, что по мере повышения температуры нагревателя большая часть энергии будет приходиться на долю высокочастотных излучений, которые хуже поглощаются листом. Это означает, что электрическая энергия, подводимая к блоку нагревателей, менее эффективно используется при работе на высоких температурах, чем в более низком интервале температур. Однако общая величина выделяемой энергии пропорциональна четвертой степени абсолютной температуры. При повышении температуры количество выделенной энергии во всех диапазонах частот значительно увеличивается. Таким образом, получаемый выигрыш в скорости нагрева листа вполне оправдывает вынужденное снижение к. п. д. нагревателя.

Работа на максимальных температурах нагревателя с целью более быстрого разогрева листа является одновременно эффективной и экономически выгодной для всех тонких листов термопластов (обычно не толще 1,5 *мм* при использовании одного блока нагревателей).

Аналогичный режим применим и для толстых полиэтиленовых листов. Толстые листы других материалов следует, однако, разогревать более медленно во избежание поверхностного перегрева; скорость их нагревания зависит также от свойств конкретного материала. При низкой теплопроводности термопласта продолжительность разогрева листа подбирается в соответствии с его толщиной. Для сокращения времени разогрева толстых листов на некоторых машинах под листом устанавливаются либо нетускнеющие рефлекторы, либо дополнительные нижние нагреватели, позволяющие обогревать лист с двух сторон. Часто нижние нагреватели имеют меньшую мощность, чем верхние.

На больших машинах с площадью обогрева около 600×900 *мм* выключатели нагревателей устроены так, что при формовании из листов меньших размеров или при необходимости обогрева листов определенной формы может быть включена только соответствующая часть блока нагревателей. При формовании из листов больших размеров применяется регулирование температуры нагревателей по зонам. Это означает, что нагреватель разделен на зоны, каждая из которых снабжена индивидуальным терморегулятором для дифференцированного регулирования температуры по всей поверхности разогреваемого листа.

В большинстве производственных машин нагреватели перемещаются горизонтально над зажатым листом, который во время нагревания остается неподвижным. Такая компоновка нагревателей вполне приемлема при одностороннем обогреве листа. Однако она усложняется в случае формования при помощи толкателя, а также при двухстороннем обогреве листа. В связи с этим в некоторых новых машинах нагреватели устанавливаются неподвижно, а зажатый лист горизонтально перемещается под нагревателем или между двумя блоками нагревателей (при двухстороннем обогреве).

Закрепление листа

Во всех разновидностях метода вакуумформования при нагревании, формовании и охлаждении лист плотно зажат в прижимной раме.

Прижимная рама должна быть универсальной, т. е. пригодной для закрепления листов различных размеров. Закрепление листа производится обычно пневматически управляемыми кулачковыми затворами, прижимающими верхнюю часть рамы к нижней. Конструкция затворов должна обеспечивать равномерное распределение напряжений по всей поверхности стыка. Кроме того, необходимо, чтобы одну и ту же раму можно было использовать для зажима листов различной толщины. В машинах больших размеров четыре кулачковых затвора способны создавать зажимающие усилия ~ 5500 *кГ*, что вполне достаточно для надежного закрепления листов самой различной толщины и жесткости при формовании любым из существующих способов.

Температуру прижимной рамы и штоков пневмоцилиндров часто поддерживают постоянной при помощи подогрева или охлаждения водой. Применение обогрева или охлаждения зависит от природы перерабатываемого листа (например, полиэтиленовый лист прилипает к горячей поверхности рамы).

В большинстве способов вакуумформования прижимная рама с закрепленным в ней листом остается неподвижной в процессе формования. Исключениями являются формование натягиванием на пуансон, где лист перемещается вертикально, и формование листа, зажатого по контуру, где лист перемещается горизонтально.

Вспомогательные обвязки прижимной рамы

При формовании натягиванием на пуансон окно прижимной рамы часто перекрывается вспомогательной обвязкой в виде колец или стержней (рис. 8,25). При помощи этого приспособления поверхность формования разделяется на ряд ячеек в соответствии с количеством пуансонов, одновременно участвующих в формовании. Прикрепленные к верхней половине прижимной рамы

кольца или стержни способствуют устранению складок, возникающих в результате чрезмерной вытяжки или прогиба листа перед формованием. Во время операции формования вспомогательные ячейки обеспечивают более плотное обтягивание каждого пуансона материалом, прижимая лист между изделиями к основанию формы в период действия вакуума. Аналогичные обвязки применяются также при формовании раздуванием для деления выдуваемого пузыря на ряд более мелких при одновременном изготовлении нескольких изделий (см. рис. 8,16). Применяя вспо-

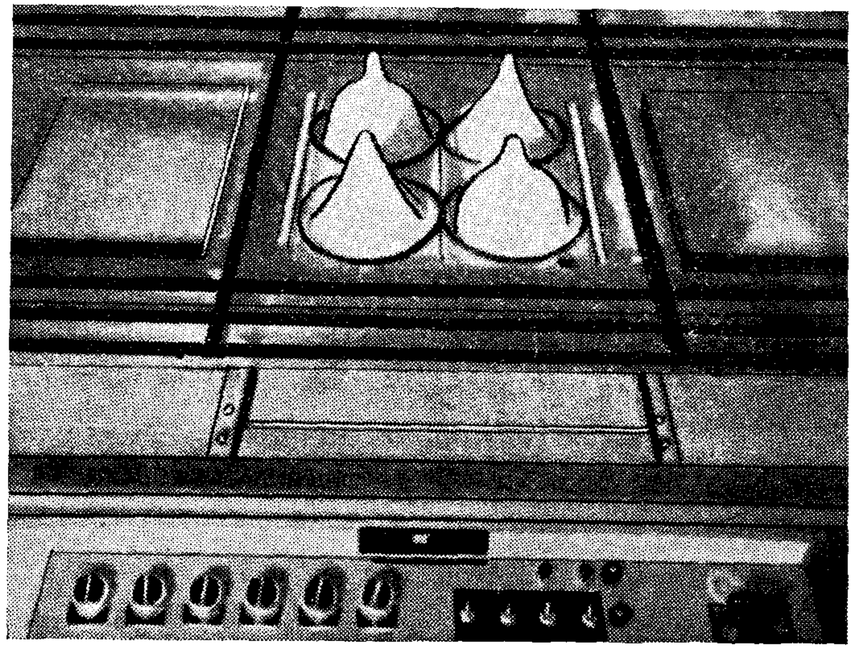


Рис. 8,25. Механическая обвязка.

могательные кольца или стержни, прикрепленные к нижней половине прижимной рамы, можно комбинировать метод формования при помощи толкателя (см. рис. 8,14) и формования с проскальзыванием листа в прижимной раме. Свободно закрепленный в раме лист нагревается. Потом к листу сверху подводится плита с установленными на ней толкателями, причем число толкателей равно числу ячеек вспомогательной обвязки рамы. Толкатели вдавливают материал в просветы соответствующих ячеек, производя предварительную вытяжку листа. При этом боковые стенки изделий частично образуются за счет проскальзывания листа на стыке прижимной рамы. Окончательное вакуумформование производится в матрицах, где предварительно вытянутый лист принимает заданную форму. Формование таким способом дает возможность получить минимальное утонение стенок изделия.

Часто вспомогательная обвязка служит для облегчения механического извлечения отформованного листа из формы. При этом обвязка устанавливается на нижней половине рамы между листом и многогнездной матрицей, как бы разграничивая участки отдельных изделий. После формования прижимная рама с обвязкой движется вверх, помогая извлечь из форм готовые изделия (особенно в средней части плиты матрицы).

В качестве обвязки могут быть использованы струны от музыкальных инструментов (рояльные струны). При установке обвязки необходимо предусмотреть для нее канавки в плите матрицы.

Вакуумные системы

Воздух, находящийся между листом и поверхностью формы, должен быть удален очень быстро. Для этого требуется большой вакуумный ресивер, трубопровод значительного диаметра с соответствующими вентилями и производительный вакуум-насос.

Насос должен обладать высокой производительностью при вакууме порядка 700 *мм рт. ст.* Применяются поршневые и ротационные насосы. Насосы большой производительности оборудуются водяным охлаждением. При установке нескольких вакуумформовочных машин часто применяют централизованные вакуумсистемы с разводкой вакуумных линий по отдельным машинам. Объем вакуумного ресивера должен быть больше, чем объем отсасываемого воздуха, причем и ресивер, и насос должны рассчитываться для каждой отдельной машины с учетом коэффициента восстановления вакуума. Это создает значительные затруднения при вакуумформовании изделий больших размеров. В стандартных машинах вакуум-насос обычно устанавливается после ресивера.

Другой вариант компоновки вакуум-системы предусматривает установку вакуум-насоса на боковом отводе между вакуумным столом и ресивером (рис. 8,26). На основном трубопроводе, по обе стороны от бокового отвода, устанавливаются электромагнитные клапаны. При работе машины клапан *А* (см. схему) сначала закрыт и воздух удаляется из ресивера через открытый клапан *Б*. При отсасывании воздуха, заключенного между листом и формой, оба клапана открыты. Когда формуемый лист термопластичного материала достаточно близко подходит к стенкам формы, клапан *Б* закрывается и окончательное удаление воздуха из полости формы производится только вакуум-насосом за

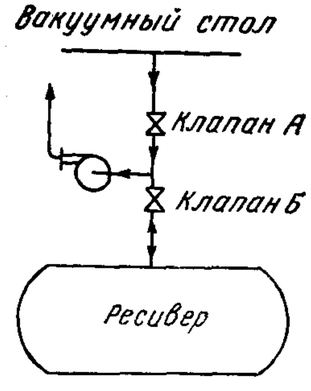


Рис. 8,26. Пример компоновки вакуумной системы.

время, измеряемое долями секунды. Затем клапан *A* вновь закрывается и начинается новый цикл.

Характеристика вакуумных систем для двух машин различных размеров приведена ниже:

	Размеры формы, *мм* 400×600	1000×1500
Емкость вакуумного ресивера, *л*	45,4	115—135
Производительность вакуум-насоса, *м³/мин* .	0,84	4,20
Мощность двигателя вакуум-насоса, *квт* .	1,8	7
Диаметр подводящего вакуум трубопровода, *мм*	50	75

Воздушный компрессор

При формовании методом натягивания на пуансон, формовании с помощью толкателя и с предварительной вытяжкой при помощи сжатого воздуха на машинах средней величины устанавливается воздушный компрессор производительностью 0,15—0,3 *м³/мин* при давлении воздуха 6—7 *кГ/см²*. При формовании сжатым воздухом расход воздуха значительно выше. Сжатый воздух необходим также для извлечения готовых изделий из формы с одновременным их охлаждением. При работе нескольких машин применяется централизованное снабжение сжатым воздухом.

Формы

Тип формы и материал, из которого форма изготовляется, зависит от конфигурации и особенностей формуемого изделия[4, 18].

Матрица и пуансон. При формовании изделий в матрице или на пуансоне поверхность формуемого изделия точно воспроизводит мельчайшие детали рисунка поверхности формы. Характер этих деталей и их взаимное расположение определяют применение матрицы или пуансона в каждом отдельном случае. Для получения рисунка на наружной стороне формуемого изделия применяется матрица, и, наоборот, пуансон применяется для профилирования внутренней поверхности изделия. С точки зрения технологии изготовления поверхность пуансона легче поддается полировке, чем полость матрицы. Если необходимо изготовить из термопластичного листа изделие, глянцевая поверхность которого неизбежно соприкасается с формой, поверхность формы должна быть тщательно отполирована, чтобы это способствовало повышению глянцевитости изделия. Однако при формовании изделий из полиэтиленовых листов поверхность формы делают матовой во избежание образования воздушных подушек. В случае одновременного изготовления нескольких изделий предпочитают использовать не пуансоны, а многогнездные матрицы. Это устраняет опасность образования складок на листе и позволяет расположить большее количество изделий на той же площади.

Глубина вытяжки. Глубина вытяжки является основным фактором, определяющим окончательную толщину стенки формуемого изделия. В зависимости от глубины вытяжки производится выбор того или иного способа вакуумформования. Степень вытяжки характеризуется отношением H/W, где H—высота или глубина, а W—ширина изделия (рис. 8,27). При непосредственном вакуумформовании в матрице глубина вытяжки не должна превышать половины ширины полости матрицы. При формовании натягиванием на пуансон отношение высоты пуансона к ширине должно быть равно или меньше 1. При формовании с применением толкателя это отношение может быть больше 1.

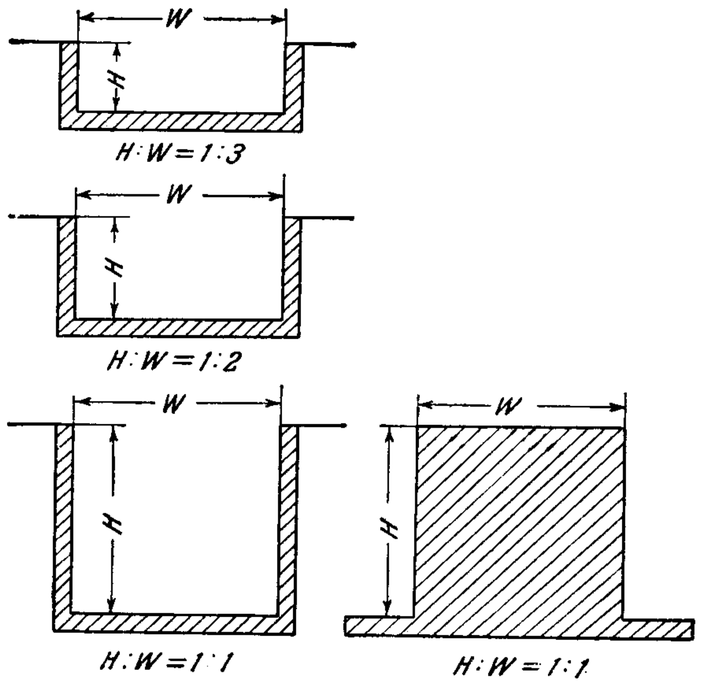


Рис. 8,27. Различные величины отношения $H : W$.

Отверстия или каналы для отвода воздуха. Своевременное удаление воздуха из полости формы способствует вытяжке материала в определенном направлении и получению изделия с более однородной толщиной стенок. Как правило, большие углубления формы требуют более интенсивного отсоса воздуха для обеспечения заполнения их материалом, чем, например, плоские поверхности. Диаметр вакуумных каналов при переработке полиэтиленовых листов должен составлять от 0,25 до 0,6 *мм*, для прочих тонколистовых материалов от 0,6 до 1 *мм*, а для жестких более толстых листов могут применяться отверстия диаметром до 1,5 *мм*

(при этом на поверхности формуемых изделий не наблюдалось никаких нежелательных дефектов).

В большинстве материалов, пригодных для изготовления форм, вакуумные каналы приходится просверливать. Для облегчения этой операции с обратной стороны формы на значительную часть ее толщины могут быть просверлены отверстия диаметром 5—6 *мм*. В формах из напыляемых металлов, литой резины и гипса отверстия можно получить, закладывая в материал формы при изготовлении тонкую проволоку. Проволока смазывается составом, облегчающим ее последующее извлечение. Скорость удаления воздуха из формы зависит в основном от количества и диаметра отверстий. Так, при формовании внутренних обкладок дверей холодильников время удаления воздуха из полости формы составляет от 2 до 5 *сек*. Для обеспечения быстрого удаления воздуха при формовании с предварительной пневматической вытяжкой отверстия в форме имеют вид продолговатых прорезей шириной 0,4 *мм* для полиэтилена и 0,5 *мм*—для других более жестких материалов. Среднее время удаления воздуха менее 0,5 *сек*. Однако в некоторых специальных случаях при выдувании «пузырей» или при упаковке обтягиванием пленкой более целесообразно медленное регулируемое отсасывание воздуха.

Скругление и углы. Изделия с острыми углами можно отформовать, но этого следует по возможности избегать. Рекомендуется скруглять углы во всех случаях, где это не противоречит на-

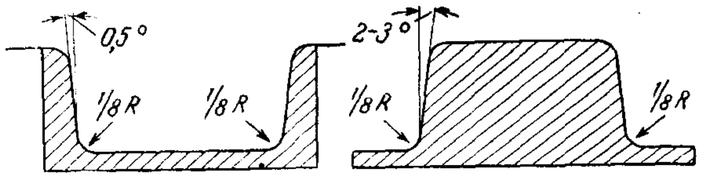


Рис. 8,28. Минимальные радиусы скруглений и углы наклона боковых стенок матриц и пуансонов.

значению изготовляемых изделий. В большинстве случаев минимальная величина радиуса скругления должна равняться толщине листа, т. е. не менее 3—1,5 *мм*. Острые изгибы, углы, надрезы, канавки или другие резкие изменения поперечного сечения приводят к чрезмерной концентрации напряжений и снижению прочности материала до $^1/_3$ номинальной величины.

Прямых углов следует избегать. Угол наклона боковых стенок матриц должен составлять 0,5—1°, а для пуансонов угол наклона боковой поверхности равен 2—3° (рис. 8,28). Такое различие объясняется тем, что при формовании в матрице усадка изделий при охлаждении облегчает их извлечение из формы, а на пуансоне, наоборот, усиливает прилегание листа к поверхности[26].

Оребрение. По мере возможности в наиболее слабых сечениях формуемых предметов следует делать изгибы или ребра для повышения жесткости изделий (рис. 8,29). Правильное расположение ребер позволяет уменьшить толщину исходного листа, а следовательно, сократить время разогрева и общие затраты на изготовление.

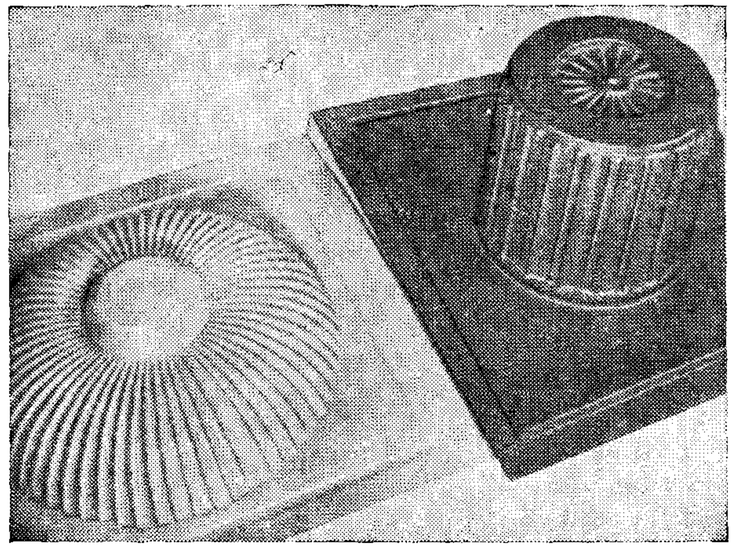


Рис. 8,29. Образцы изделий с ребрами жесткости.

Поднутрения. Поднутрения обычно выполняются при формовании из гибких материалов, таких, как полиэтилен или поливинилхлорид. При изготовлении изделий из жесткого листо-

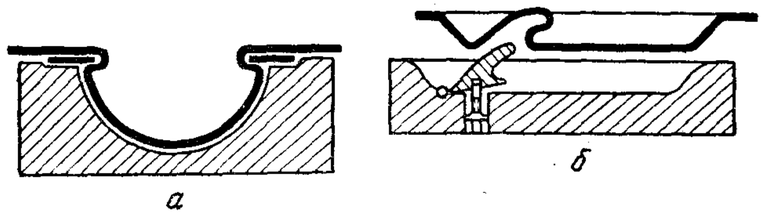


Рис. 8,30. Поднутрения в форме:
а—разъемное кольцо; *б*—шарнирная часть формы.

вого материала следует избегать поднутрений, за исключением тех случаев, когда изделие вынимается из формы под некоторым углом или если в конструкции формы предусмотрены откидные, поворотные и легко разъемные элементы (рис. 8,30).

Вставки. В случае необходимости в формуемые изделия можно вводить вставки в виде металлических стержней или прутков,

помещая их в определенных участках форм (рис. 8,31). Этот способ, часто применяемый при формовании таких деталей, как внутренние обкладки дверей холодильников, называется армированием местными вставками.



Рис. 8,31. Форма с резьбовыми знаками.

Охлаждение и нагревание. Регулированием температур можно добиться сокращения цикла формования и более равномерного его проведения. Температура формы должна быть достаточно низкой для того, чтобы обеспечить быстрое охлаждение изделий, и достаточно высокой—для предотвращения появления дефектов на поверхности изделий. В большинстве вакуумформовочных процессов температура формы колеблется от 38 до 88 °С и зависит от вида перерабатываемого термопласта. Для поддержания определенной температуры формы предусматривается циркуляция воды. Каналы для теплоносителя выполняются на внутренней или наружной поверхности формы либо в теле формы. Диаметр каналов равен обычно 10—12 *мм*. Местный обогрев формы может осуществляться путем установки патронных электронагревателей.

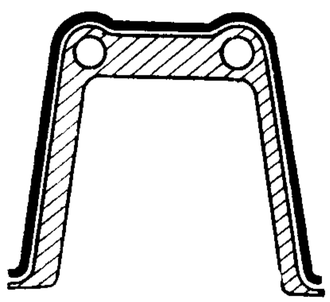


Рис. 8,32. Расположение в форме каналов для местного обогрева.

В пуансонах, имеющих форму усеченного конуса, целесообразно располагать каналы для обогрева по окружности верхнего основания (рис. 8,32).

Используя местный обогрев формы, можно производить формование с натягиванием на пуансон, при котором не происходит охлаждения обрабатываемого листа. При формовании с применением толкателя последний во избежание местного охлаждения материала нагревают до температуры листа. Поэтому толкатель обычно изготовляется из металла. В отличие от толкателя, матрица в этом случае для сокращения рабочего цикла охлаждается.

Точность размеров изделий и усадка. Максимальная точность размеров достигается именно в том месте детали, которое непосредственно соприкасается с поверхностью формы, тогда как на противоположной поверхности наблюдаются большие отклонения от номинальных размеров, вызванные неравномерной вытяжкой листа. Поэтому в случае, если необходимо получить изделие с точными наружными размерами, применяют формование в матрице, и наоборот, при изготовлении изделий с точными внутренними размерами применяют формование на пуансоне. Во время охлаждения изделий, изготовленных из термопластичных материалов методом вакуумформования, их линейные размеры уменьшаются. При формовании в матрице усадка несколько больше, чем при формовании на пуансоне. Это объясняется тем, что сам пуансон механически препятствует усадке, однако при этом затрудняется съем с пуансона отформованного изделия. Минимальная усадка наблюдается при формовании способом натягивания на пуансон и при предварительной вытяжке листа сжатым воздухом. Если изделие извлекается из формы недостаточно охлажденным, может наблюдаться усадка вне формы или поводка изделия.

Материал формы. Невысокое давление, применяемое при вакуумформовании, позволяет использовать для изготовления форм самые различные материалы. Выбор материала формы зависит в первую очередь от количества и качества формуемых изделий.

Формы, рассчитанные на короткие сроки службы. Для экспериментальных работ или для изготовления небольших партий изделий можно применять деревянные или гипсовые формы. Деревянные формы делают из твердой, тщательно просушенной, пропитанной клеем древесины, с параллельным расположением волокна, так как величины усадки древесины вдоль и поперек волокна различны.

Для улучшения качества поверхности и уменьшения износа деревянные формы можно покрывать эпоксидными смолами с последующей пескоструйной обработкой, шлифованием и полировкой.

Основные достоинства гипса—это его низкая стоимость, податливость при обработке и способность к затвердеванию при комнатной температуре. В гипсовых формах, пропитанных эпоксидной смолой, можно изготовлять до 50 000 изделий.

Формы для средних сроков службы. Для средних сроков службы могут применяться формы, отлитые из фенольных смол, эпоксидных смол с наполнителями и фурановых смол. Эти формы отличаются хорошей устойчивостью размеров, высоким сопротивлением истиранию и отличной поверхностной полировкой. Для увеличения прочности такие формы могут быть армированы стекловолокном. При высокопроизводительной работе машин формы, изготовленные из гипса, дерева, пластических масс и других материалов с низкой теплопроводностью, необходимо охлаждать струей воздуха или каким-либо другим способом.

Формы для непрерывной работы. Для длительных сроков службы применяются металлические или покрытые металлом формы.

Наиболее широкое распространение получили формы, отливаемые из алюминиевых или магниевых сплавов. Это объясняется легкостью их обработки и тем, что усадка этих материалов точно известна как изготовителям форм, так и их потребителям. Такие формы изготавливаются обычным литьем или литьем под давлением в песчаные или гипсовые формы. Формы, изготовленные методом литья под давлением, обладая несколько более высокой стоимостью, требуют меньше времени для окончательной отделки и полировки[9]. Как правило, в формах предусмотрены каналы для циркуляции воды.

Поверхностная отделка форм состоит в нанесении на них медно-никелевого или хромового покрытия. Металлические формы и формы с электрогальваническим или напыленным металлическим покрытием могут использоваться для изготовления в них до 500 000 изделий без каких-либо видимых признаков износа формы[7].

Форма может представлять собой металлическую оболочку, заполненную сплавом цветных металлов или каким-либо другим веществом, пропитанным синтетическими смолами. В таких формах можно получить большую точность рисунка и высокое качество отделки поверхности. Изготавливаются также специальные формы путем напыления металлического покрытия на хлопчатобумажную ткань. Эти формы применяются, например, для производства ковриков из поливинилхлорида или полиэтилена, причем поверхность изделий в точности воспроизводит текстуру ткани.

Механической обработкой из обычной стали удается изготовить одногнездные формы удовлетворительного качества для изделий простой конструкции. Многогнездные литые формы требуют меньшего объема полировочных работ.

Регулирование температуры и охлаждение

Поддержание определенной температуры формы, толкателя и прижимной рамы может осуществляться при помощи жидкостной системы термостатирования, в которой в качестве теплоносителя применяется вода. На рис. 8,33 показан водяной бак с электрообогревом, терморегулятором и циркуляционным насосом. Часто в эту схему входит реле времени, предназначенное для автоматического включения нагревателей за 1—2 *ч* до начала работы вакуумформовочной машины.

В некоторых случаях для охлаждения отформованных изделий их обдувают струей воздуха, поступающего от мощных вентиляторов (рис. 8,34). Работа вентиляторов синхронизирована с рабочим циклом машины и включение их производится только на время охлаждения изделия.

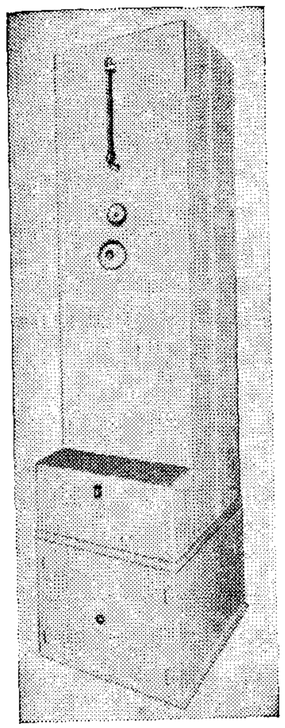


Рис. 8,33. Регулятор температуры формы.

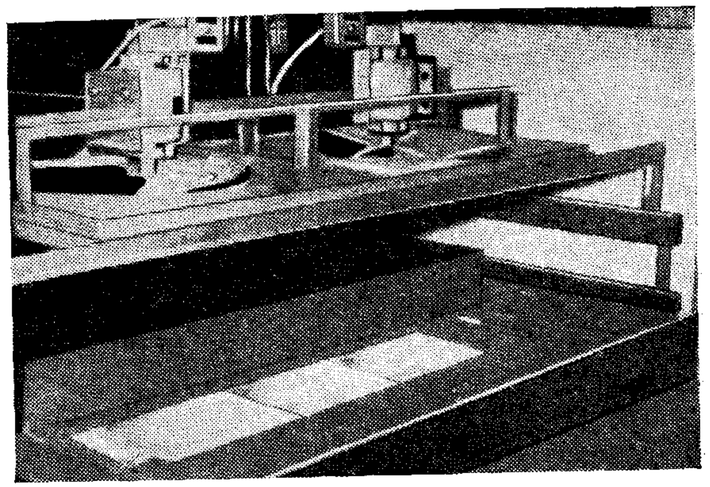


Рис. 8,34. Охлаждающие вентиляторы.

Техника безопасности

Для предотвращения травматизма обслуживающего персонала прижимные рамы или движущиеся формы ограждаются. Эти ограждения могут быть открыты только во время остановки машины. Кроме того, для гарантирования полной безопасности работы оператора применяется управление спаренными рычагами. Для того чтобы не допустить работы механизмов при неисправной пневматической системе, предусматривается взаимная блокировка пневматических и электрических цепей.

Анализ технологии вакуумформования

Обогрев

Перепад температур и скорость нагревания. Время нагревания листа до температуры формования составляет от 50 до 80% общей продолжительности рабочего цикла. Поэтому скорость нагревания является важным фактором, определяющим производительность и экономичность работы установок. Примеры 9 и 10, приведенные в главе II, иллюстрируют метод подсчета времени, необходимого для нагревания или охлаждения листа термопласта до заданной температуры путем теплопроводности и конвекции. Время нагревания или охлаждения листа прямо пропорционально удельной теплоемкости материала и толщине листа и обратно пропорцио-

нально коэффициенту теплопроводности и граничному коэффициенту теплопередачи.

Разогрев листа следует производить равномерно во избежание возникновения внутренних напряжений. Все листы толщиной от 0,025 до 1 *мм* могут быть разогреты в течение нескольких секунд при помощи инфракрасных нагревателей излучения, расположенных на расстоянии 75—100 *мм* от поверхности листа. Листы толще 1,5 *мм* (за исключением полиэтиленовых листов) следует нагревать менее интенсивно, принимая во внимание низкую теплопроводность термопластов, составляющую, как правило, $1{,}10^{-4}$—$8{,}10^{-4}$ *кал/см·сек·град*.

В промышленных вакуумформовочных машинах температура листовых пластиков обычно не замеряется. Оценка температуры производится путем установки в центре и по краям листа нескольких термопар, соединенных с чувствительными многопозиционными потенциометрами.

Данные, характеризующие время, необходимое для нагревания листов полиэтилена различной толщины от комнатной температуры до температуры формования, равной 121 °С, приведены ниже[20,30]

Толщина листа, *мм*	0,5	1,5	2,5
Время разогрева, *сек*	18	36	48
Время разогрева на единицу толщины *сек/мм*	36	24	19,2
Условия опыта;			
Температура нагревания, °С	510		
Удельная мощность нагревателей *вт/см²*	4,3		
Расстояние от нагревателя до листа, *мм*	125		

Распределение температур на верхней и нижней поверхности листа белого ударопрочного полистирола толщиной 2 *мм* при обогреве нагревателями различных типов показано на рис. 8,35.

Распределение температур можно найти при помощи методов, описанных в примере 15 главы II. Экспериментальные и расчетные данные по распределению температур показывают, что для равномерного разогрева толстых листов необходимо либо увеличить период нагревания, либо применить двухсторонний обогрев.

Можно также сократить время цикла, применив высокочастотный нагрев листов, или предварительный подогрев листов вне вакуумформовочной машины.

Разогрев листа с учетом формы изделия. Это способ обогрева заключается в подборе соответствующей интенсивности излучения

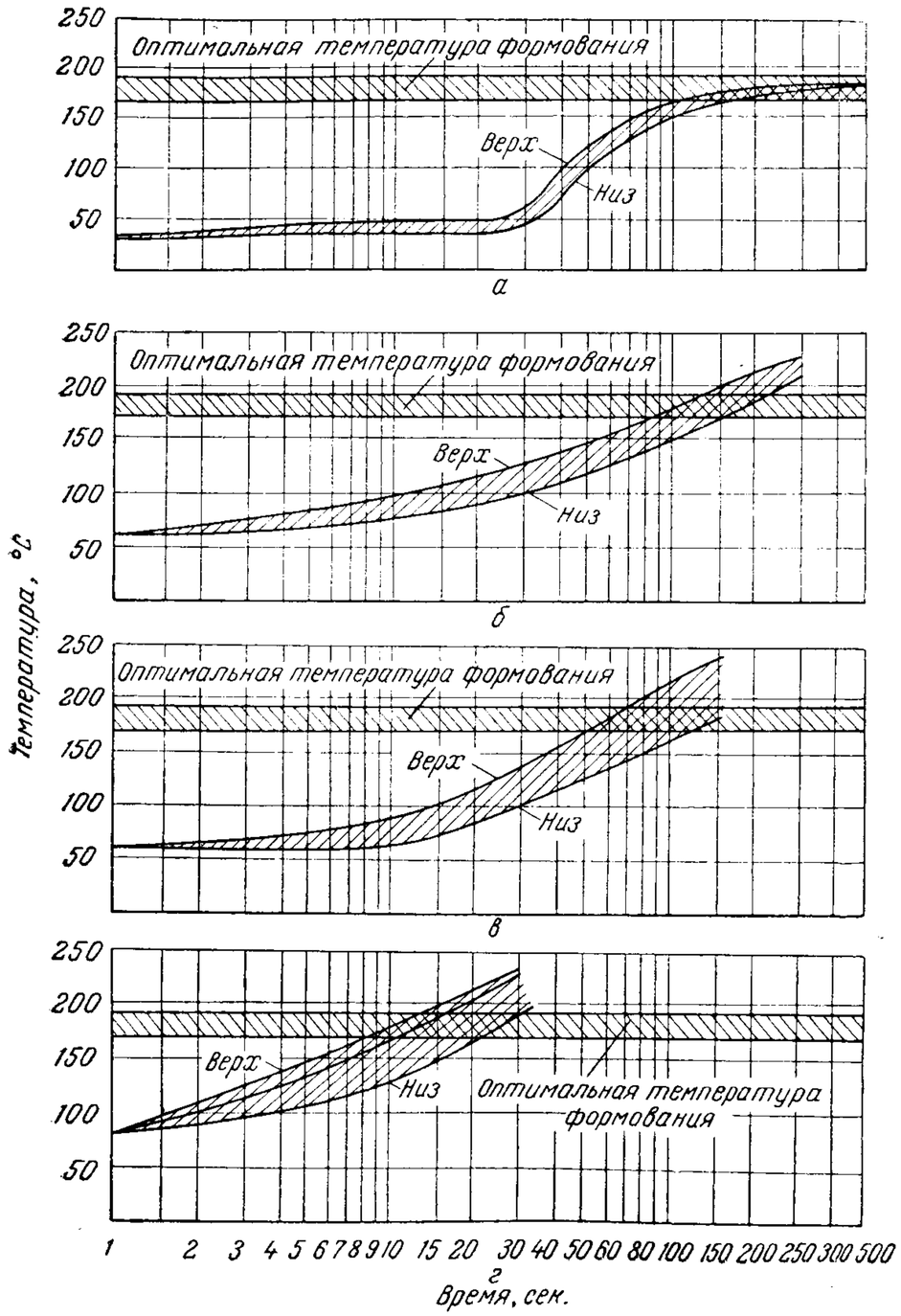


Рис. 8,35. Распределение температур при нагревании листов из ударопрочного полистирола толщиной 2 *мм* при помощи инфракрасных нагревателей:

а—нагреватель из стекла «пирекс» (расстояние до листа 200 *мм*) *б*—нагреватель с изоляцией из стекловолокна (рабочая температура нагревателя 370°, расстояние до листа 115 *мм*); *в*—ленточный нихромовый нагреватель (рабочая температура нагревателя 370°, расстояние до листа 90 *мм*); *г*—ленточный нихромовый нагреватель (рабочая температура нагревателя 540 °С, расстояние до листа 90 *мм*).

нагревателя на различных участках листа. Участки листа, подверженные чрезмерному утонению при формовании (резкие изгибы и углы), затеняются во время разогрева. Так, например, в одном из опытов[32] белый лист ударопрочного полистирола толщиной около 2 *мм* прикрывали несколькими слоями тонкой бумаги (рис. 8,36). Перепад температур на поверхности листа составлял ~20 °С. При нагреве без экранирования максимально возможные перепады достигали лишь 6—7 °С. Листы формовали в квадратной матрице размером 175×175×75 *мм*. Колебание толщины стенок изделия из листа, разогретого с экранированием, составляло 0,05 *мм*, а для листа, разогретого обычным способом, 0,68 *мм*.

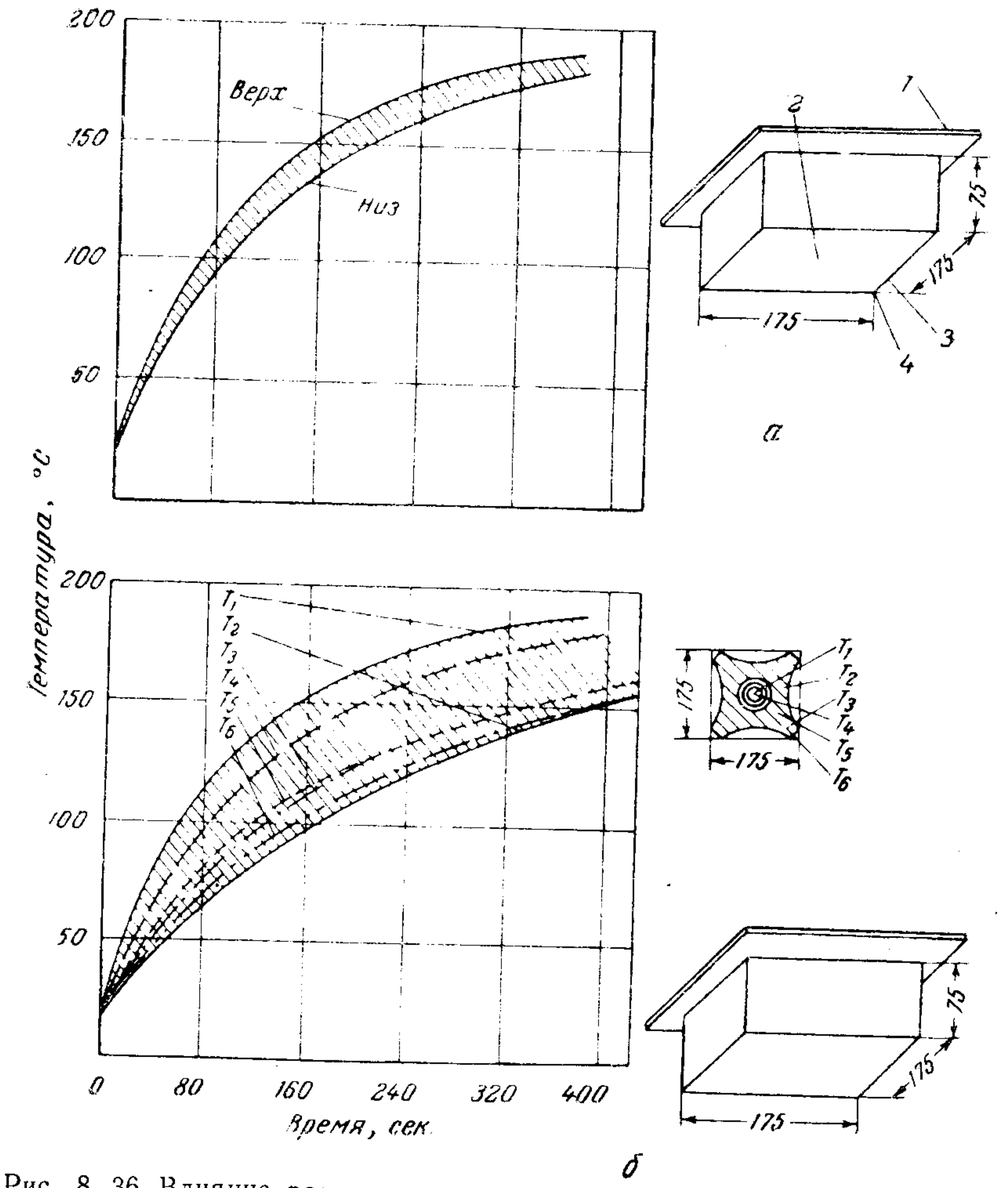


Рис. 8, 36. Влияние распределения температур на равномерность толщины стенок изделия:

а—без экранирования; толщина стенок неравномерна; *1*—борт 2,08 *мм*; *2*—в центре 0,76 *мм*; *3*—на ребре 0,34—0,46 *мм*; *4*—на углах 0,1 *мм*.

б—с экранированием (экран из 4 слоев бумаги): равномерность толщины изделия в пределах 0,58—0,63 *мм* достигается неравномерным обогревом; T_1—центр верхней стороны; T_2—верхняя сторона; T_3—угол верхней стороны; T_4—центр нижней стороны; T_5—нижняя сторона; T_6—угол нижней стороны.

Исследование влияния характера обогрева на устойчивость размеров изделия, возникновение внутренних напряжений и механические свойства отформованных деталей показало, что изделия из листов, нагреваемых с экранированием, обладают меньшей стабильностью размеров, но более высокой стойкостью к действию ударных нагрузок. Увеличение средней температуры формования сопровождается уменьшением внутренних напряжений и повышением устойчивости размеров.

Формование листа обычно проводится в некотором интервале температур. Минимальная температура формования—это та температура, при которой изделие (например, коробка) с довольно острыми углами получается без отбеливания на сгибах или других заметных дефектов. Максимальной температурой формования считается температура, при которой лист, закрепленный в прижимной раме, либо приобретает слишком большую мягкость и текучесть и провисает под собственным весом, либо пригорает вследствие термического разложения. Так, листы из определенных марок ударопрочного полистирола можно разогреть до температуры 238 °С без заметного изменения их внешнего вида. Листы из сополимера, стирола и акрилонитрила выдерживают нагревание до 232 °С без появления запаха жженой резины или обесцвечивания.

В соответствии со стандартным методом (ASTM D648) определяли теплостойкость и температуры размягчения различных листовых материалов. Температура размягчения замерялась по величине провисания листа при нагревании. Полученные данные сопоставлялись с соответствующими минимальными и максимальными температурами формования (см. табл. 8,7). Испытание на провисание проводится только для жестких листов. Образец термопластичного материала шириной 12,7 *мм* и длиной 25,4 *мм* консольно закрепляется на штативе и помещается в печь; скорость нагревания составляет 2 °С в минуту. Температура, при которой провисание консоли равно 3,175 *мм*, считается температурой размягчения. Эта величина лежит ниже температуры формования и соответствует значению, определенному при динамических испытаниях образцов по уменьшению модуля упругости при кручении[39]. Интервалы оптимальных температур формования рассматриваются на стр. 558.

Образование складок на листах. Возникновение складок на листах обусловливается двумя причинами: температурным расширением и текучестью разогретого материала.

Температурное расширение возникает во всех неориентированных листах при нагревании их от комнатной температуры до температуры формования и составляет 1—2% от первоначальных размеров в любом направлении. Поскольку лист жестко закреплен с четырех сторон прижимной рамой, в результате температурного расширения образуются складки.

Образование складок на листе термопласта может возникать также вследствие чрезмерного снижения вязкости смолы при температуре формования. При этом лист провисает под собственным весом. Такое явление может создать серьезные трудности при формовании в мелких матрицах больших листов из-за преждевременного соприкосновения листа и поверхности матрицы.

Провисания вследствие теплового расширения и растяжения при размягчении можно избежать, применяя предварительную вытяжку и ориентацию листовых материалов в процессе шприцевания. Обработанные таким способом листы при нагревании до температуры размягчения дают некоторую усадку, которая при правильном выборе предварительной вытяжки компенсирует тепловое расширение материала. Чрезмерная предварительная вытяжка может вызвать в листе напряжения, препятствующие нормальному формованию.

При формовании изделий из полиэтиленовых листов можно снизить величину провисания, подбирая образцы с низким индексом расплава[20, 33] (т. е. с высокой вязкостью расплава):

	Образцы полиэтилена			
	A	B	C	D
Индекс расплава (ASTM D 1238)	0,6	1,0	7,1	3,0
Величина провисания, % от этого же значения для смолы A	100	135	150	300

Вытяжка разогретых листов

Равномерность утонения листов. Неравномерность утонения стенок изделий является фактором, ограничивающим применение непосредственного вакуумформования. Неравномерность утонения зависит от отношения H/W, а также от конфигурации используемой формы: наличия углов, скруглений и т. д. На рис. 8,37 показано утонение листов толщиной 0,2 *мм* из жесткого поливинилхлорида при формовании в круглых матрицах различной глубины. Применяя дифференцированную вытяжку под вакуумом, т. е. максимальный отсос на сгибах и минимальный на ровных участках, удается получить наибольшую равномерность изделия. Однако при этом в изделиях возникают внутренние напряжения, вызывающие искажение размеров формуемых изделий.

Удовлетворительная равнотолщинность и стабильные размеры изделий получаются при формовании натягиванием на пуансон, с помощью толкателя или при формовании с предварительной вытяжкой сжатым воздухом.

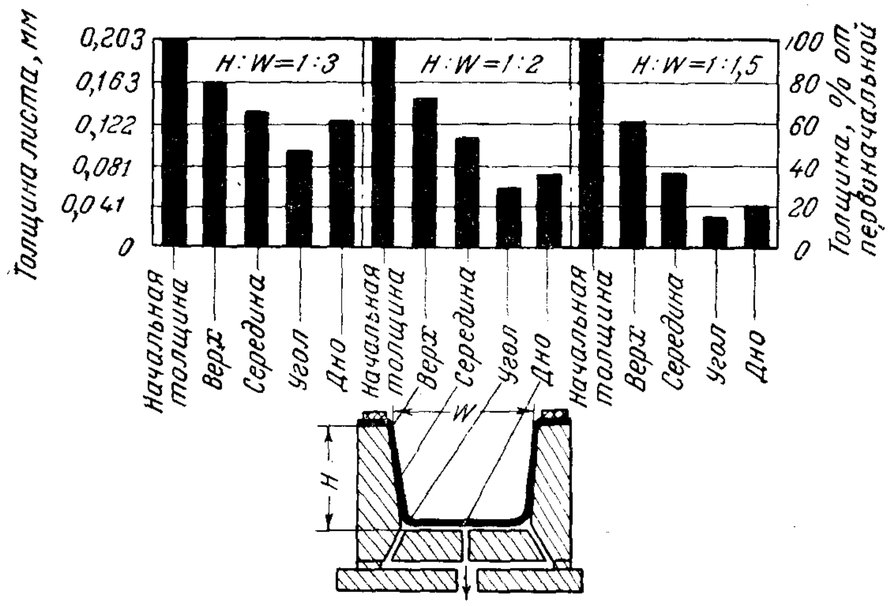


Рис. 8,37. Изменение толщины листа непластифицированного поливинилхлорида в зависимости от степени вытяжки.

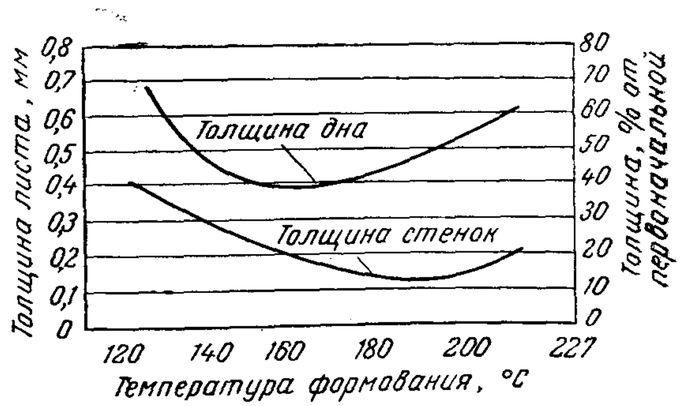


Рис. 8,38. Формование с применением толкателя. Влияние температуры формования на толщину дна и стенок изделия (скорость толкателя 940 *мм/сек*).

Влияние температуры формования на толщину стенок и дна изделия показано на рис. 8,38 на примере формования с помощью

толкателя прямоугольных коробок размером 95×63,6×97 *мм* из ударопрочного листового полистирола толщиной 1 *мм*. Другим фактором, влияющим на равномерность утонения стенок изделия, является скорость вытяжки, которая зависит от скорости отсоса воздуха, скорости перемещения толкателя, прижимной рамы и формы (рис. 8,39). Медленная вытяжка приводит к растрескиванию из-за преждевременного охлаждения. В результате слишком быстрой вытяжки получается чрезмерное утонение стенок в местах углублений и на углах формы, так как материал «течет» медленнее, чем движутся элементы формовочной машины.

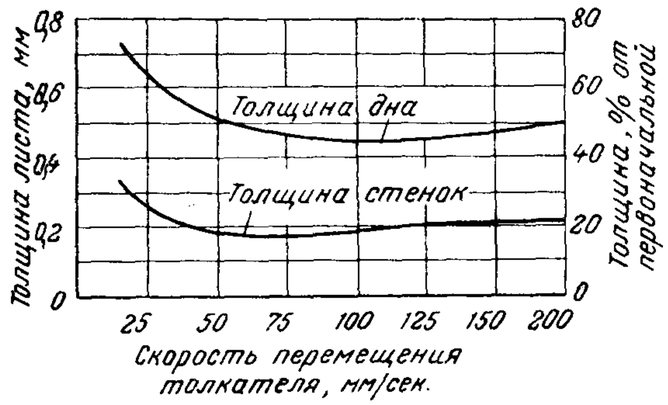


Рис. 8,39. Формование с применением толкателя. Влияние скорости перемещения толкателя на толщину дна и стенок изделия из листового ударопрочного полистирола; температура формования 177 °С.

Скорость вытяжки обычно определяется температурой формуемого материала. Более тонкие листы требуют более быстрой вытяжки, так как они быстрее охлаждаются, отдавая тепло в окружающую среду.

Одномерная вытяжка. Оптимальным вариантом вытяжки материала является равномерное вытягивание его во всех направлениях. Однако для отдельных изделий это условие может оказаться чрезвычайно трудным или невыполнимым. В таких случаях возможна вытяжка материала только в одном направлении, что вызывает сильные изменения его механических свойств вследствие ориентации материала.

Так, например, ударопрочный полистирол подвергался одноосной вытяжке на различную величину при оптимальной температуре формования (170—195 °С). Влияние ориентации на механические свойства оценивалось по величине удельной ударной вязкости образцов, замеренной в продольном и поперечном направлениях.

Кривые, представленные на рис. 8,40, показывают, что для образцов, вырезанных вдоль направления вытяжки, удельная ударная вязкость в определенных пределах с увеличением вытяжки возрастает, в то время как удельная ударная вязкость в направлении, перпендикулярном вытяжке, резко понижается. Эти кривые характеризуют влияние ориентации для случая предельной вытяжки. Различие в характере этих кривых становится еще более заметным при низких температурах формования для материалов, проявляющих высокую эластичность, таких, как некоторые виниловые полимеры и сополимеры акрилонитрила и бутадиена со стиролом[32].

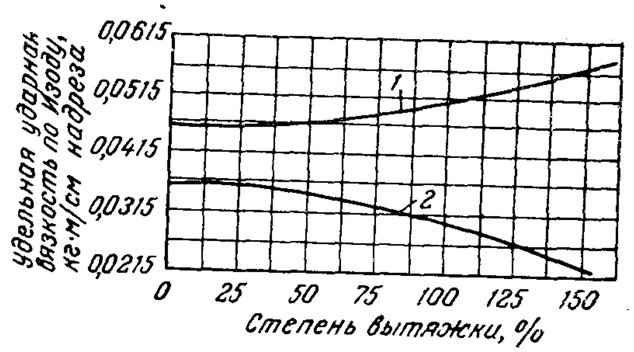


Рис. 8,40. Влияние одномерного растяжения на удельную ударную вязкость листа из ударопрочного полистирола при температурах формования 171 и 185 °С:

1—образец испытывался в направлении вытяжки; *2*—образец испытывался в направлении, перпендикулярном направлению вытяжки.

Гладкая пленка из полистирола может быть подвергнута одноосному растяжению в несколько сот процентов, вследствие чего в направлении вытяжки возрастают такие показатели механических свойств, как прочность на растяжение, общее удлинение и сопротивление растрескиванию[16]. Для большинства процессов формования средняя величина вытяжки не превышает 60%, а разность величин вытяжки по двум взаимно перпендикулярным направлениям составляет не более 30%. Таким образом, для большинства листовых термопластичных материалов, при условии правильного выбора температуры формования, не наблюдается значительного различия в механических свойствах в продольном и поперечном направлениях.

Двумерная вытяжка. Величину двумерной вытяжки можно определить как выраженное в процентах удлинение в продольном и поперечном направлениях. Эту же величину можно представить

как увеличение площади материала, выраженное через относительное утонение листа (в %):

$$\text{Степень вытяжки}^* = 100\left(\sqrt{\frac{t_i}{t_f}} - 1\right)$$

где t_i—первоначальная толщина листа;
t_f—толщина листа после вытяжки.

Соотношение между утонением листа при двумерной вытяжке и удлинением вдоль осей может быть найдено из приведенной ниже формулы:

$$t_f = \frac{t_i}{\left(\frac{L_F - L_i}{L_i} + 1\right)\left(\frac{W_F - W_i}{W_i} + 1\right)}$$

где L_F—конечная длина;
L_i—начальная длина;
W_F—конечная ширина;
W_i—начальная ширина.

Это соотношение может быть также определено графически (рис. 8,41)[14, 15, 23].

Влияние двумерной вытяжки на механические и термические свойства большинства жестких листовых материалов изучено довольно подробно. Для измерения линейного удлинения при вытяжке на поверхность формуемого листа наносится квадрат, разбитый на клетки размером примерно 3×3 *мм*. По величине этих клеток после вытяжки можно определять линейные удлинения. Листы разогревают с одной стороны до температуры формования и вытягивают на 5—90% в условиях вакуумформования.

Влияние двумерного растяжения на механические свойства материалов. При двумерной вытяжке предел прочности материала на растяжение в продольном и поперечном направлениях вследствие эффекта ориентации увеличивается. Это явление наблюдалось, например, при 200%-ном растяжении листового полистирола[16].

Влияние степени вытяжки изучали также на литом листовом полиметилметакрилате, который вытягивали в двух взаимно перпендикулярных направлениях в горячей масляной ванне при низкой скорости деформации[14, 15, 23]. Предел прочности оставался почти неизменным в широком диапазоне степеней растяжения. Только при 150%-ном растяжении предел прочности увеличивался на 6—12%.

* Степень вытяжки определяется при условии равенства вытяжки в обеих направлениях.—*Прим. ред.*

С увеличением степени растяжения удельная ударная вязкость повышалась, а с увеличением температуры формования понижалась.

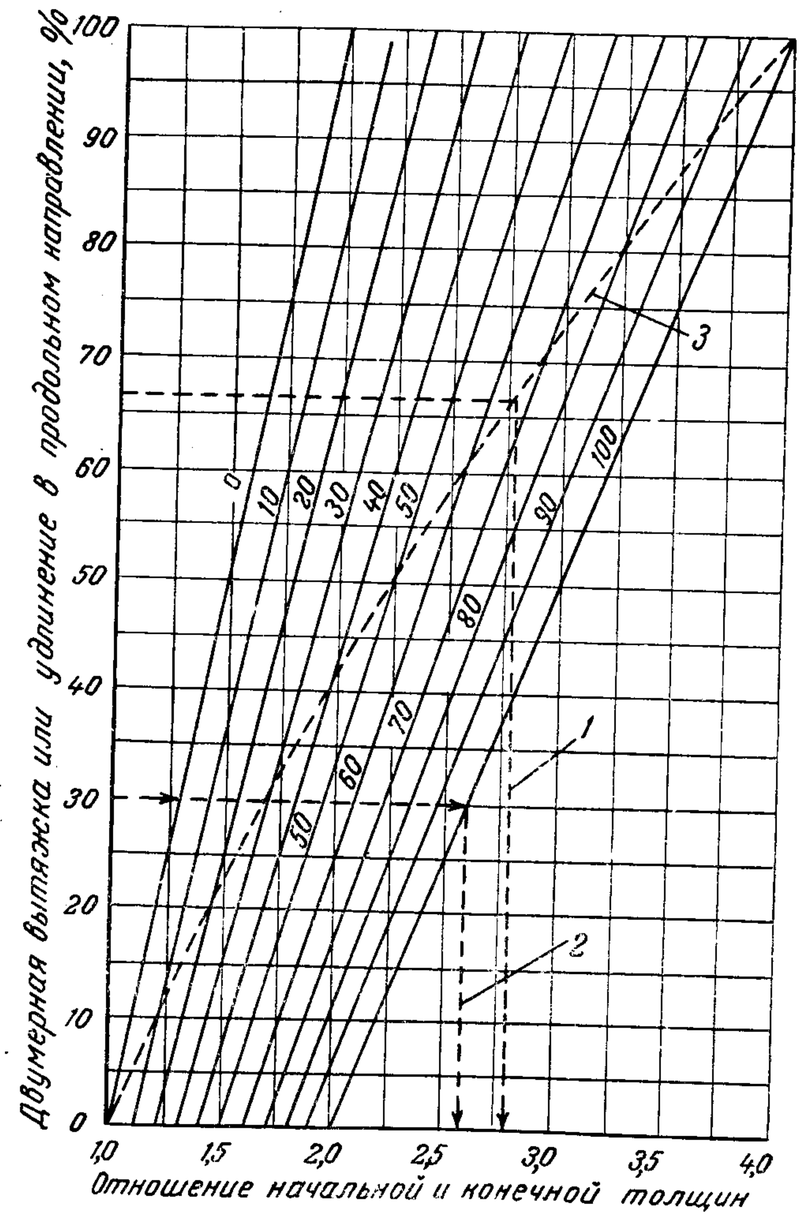


Рис. 8,41. Зависимость между степенью двумерной вытяжки и утонением образца:

1—для того чтобы осуществить двумерное растяжение образца на 67%, его толщина должна быть в 2,8 раза больше заданной (конечной); *2*—для того чтобы растянуть образец на 30% в продольном и на 100% в поперечном направлениях, его первоначальная толщина должна быть в 2,6 раза больше заданной (конечной); *3*—кривая равной вытяжки при двумерном растяжении. Цифры на кривых—удлинение образца в поперечном направлении в %.

На рис. 8,42 показана зависимость удельной ударной вязкости от температуры для листа из ударопрочного полистирола при формовании его под вакуумом. Изменение удельной ударной вязкости в зависимости от степени вытяжки для листового полиакрилата показано на рис. 8,43 и 8,44[14, 15, 23].

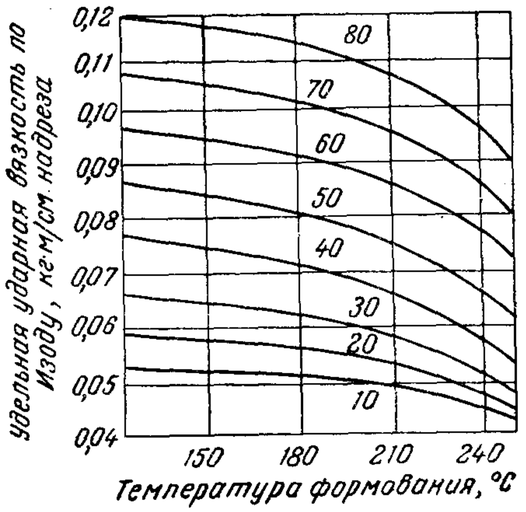


Рис. 8,42. Влияние степени двумерного растяжения образца из листового ударопрочного полистирола при различных температурах на удельную ударную вязкость по Изоду.

Цифры на кривых—% растяжения в продольном направлении.

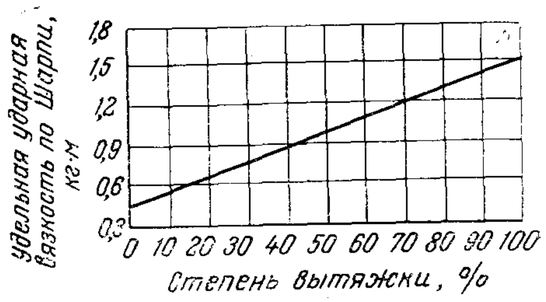


Рис. 8,43. Влияние степени растяжения образца из листового полиакрилата на удельную ударную вязкость по Шарпи (размер образца 12,7×12,7 *мм*).

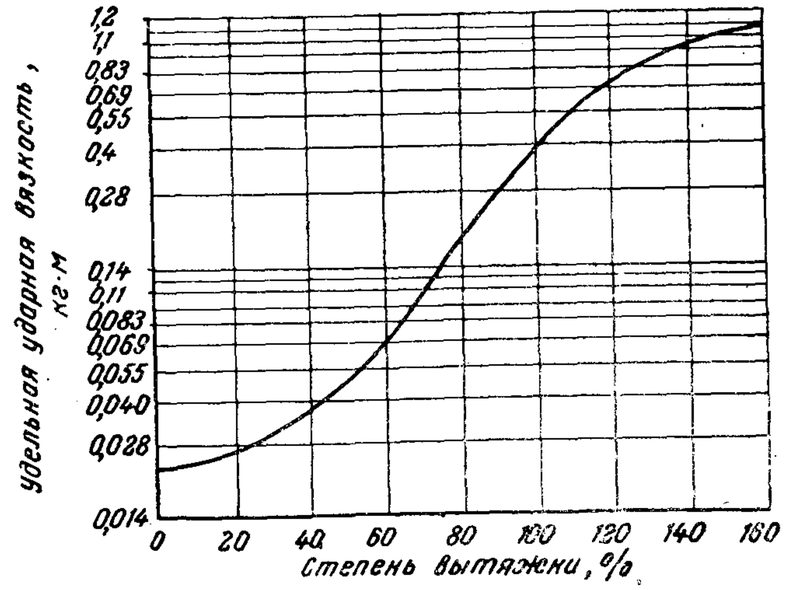


Рис. 8,44. Влияние степени растяжения образца из листового полиакрилата на удельную ударную вязкость; вес падающего груза 222,6 *г*, толщина листа 1,52 *мм*.

Остаточное удлинение при разрыве для листового растянутого полиметилметакрилата значительно больше, чем для нерастянутого, однако по мере увеличения степени вытяжки оно уменьшается. Листы из полиэтилена формовались вакуумом при двух температурах[33]. При этом общее удлинение при более высокой температуре выше вследствие уменьшения степени ориентации.

Ниже показано влияние температуры формования на некоторые физико-механические свойства листового полиэтилена:

	Температура формования 116°С	Температура формования 157 °С
Предел прочности при растяжении, *кГ/см²*:		
в продольном направлении	164	144
в поперечном направлении	130	88
Относительное удлинение, %:		
в продольном направлении	350	560
в поперечном направлении	510	—

Если определение предела прочности при растяжении производить с высокой скоростью (500 *мм/мин*), то общее удлинение может быть принято за меру жесткости листа. Как видно из рис. 8,45, для листового ударопрочного полистирола общее удлинение с повышением температуры формования и увеличением степени вытяжки уменьшается. Аналогичные результаты получены для листов из сополимеров акрилонитрила с бутадиеном и стиролом (рис. 8,46)[32].

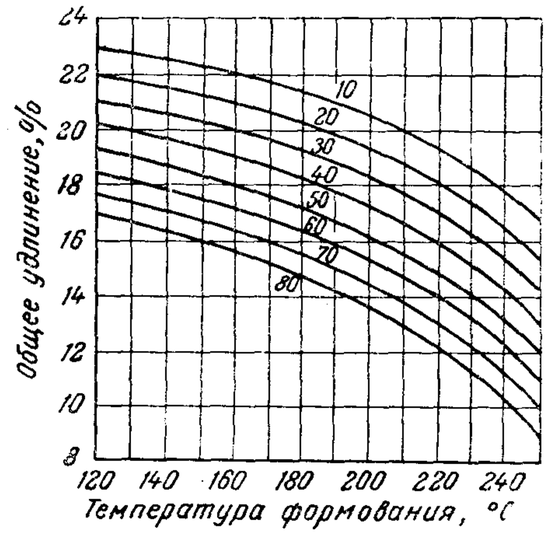


Рис. 8,45. Влияние степени двумерного растяжения образца из листового ударопрочного полистирола при разных температурах формования на общее удлинение (скорость вытяжки 500 *мм/мин*).

Цифры на кривых—% растяжения в продольном направлении.

Влияние двумерного растяжения на стабильность размеров. Стабильность размеров листа, растянутого в двух взаимно перпендикулярных направлениях, определяют после выдержки при повышенной температуре в течение 100 *ч*. Чем выше температура формования листа, тем меньше степень ориентации материала, а следовательно, тем выше стабильность размеров.

Листы из поливинилхлорида различной жесткости вытягивали на 20—25% при температурах, соответствующих условиям фор-

мования, после чего их выдерживали в течение 100 *ч* при 44 °С. При этом оказалось, что усадка листового непластифицированного поливинилхлорида меньше, чем усадка непластифицирован-

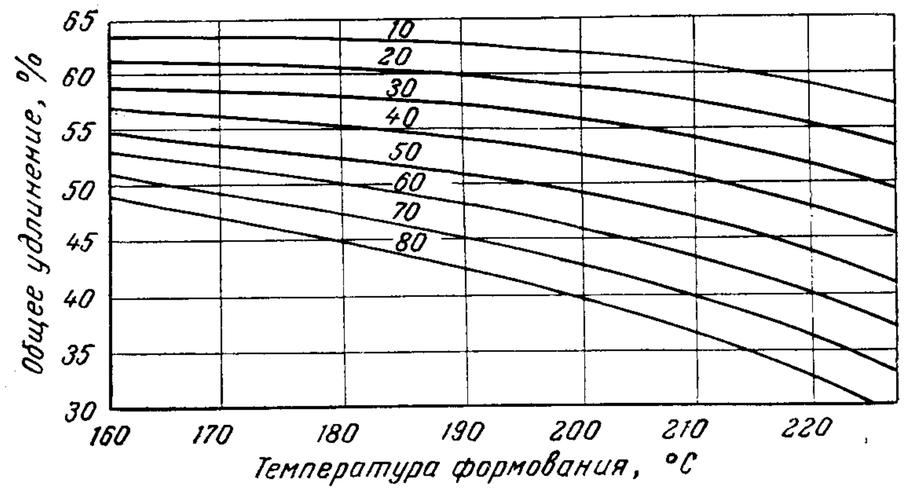


Рис. 8,46. Влияние степени двумерного растяжения образца из сополимера акрилонитрила с бутадиеном и стиролом при различных температурах формования на общее удлинение (скорость вытяжки 500 *мм/мин*).

Цифры на кривых—% растяжения в продольном направлении.

ного сополимера винилхлорида с винилацетатом (рис. 8,47). Добавление пластификатора к поливинилхлориду в количестве

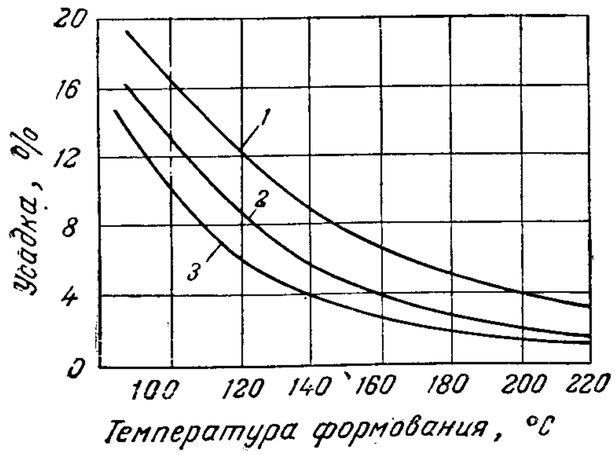


Рис. 8,47. Стабильность размеров образца из листового непластифицированного поливинилхлорида, подвергнутого двумерному растяжению на 20—25% (усадку определяли после выдержки в течение 100 *ч* при 74 °С):

1—сополимер винилхлорода с винилацетатом; *2*—пластифицированный поливинилхлорид (10% пластификатора); *3*—непластифицированный поливинилхлорид.

5—10% позволяет осуществить вытяжку листа уже при 74 °С, однако стабильность размеров при этом уменьшается.

В результате термообработки на листах иногда появляются складки. Листы, отформованные при низких или высоких температурах, только слегка изгибаются или остаются гладкими; листы, отформованные при средних температурах, сильно морщатся.

Стабильность полиэтиленовых листов, отформованных при высоких температурах, повысилась после выдержки их при температуре выше 66 °С.

Испытанию подвергались листы полистирола двух марок—стандартный и теплостойкий (рис. 8,48)[32]. Образцы из теплостойкого полистирола не морщились после выдержки при 74 °С, в то время как в случае стандартного полистирола значительно коробились. Усадка листов с 80%-ной степенью вытяжки, отформованных при 120 °С, составила ~21%, при температуре 160 °С только 6—7%. При повышении температуры выдержки с 74 до 85 °С лист из теплостойкого ударопрочного полистирола также начинает коробиться. Величины усадки теплостойкого материала при повышенной температуре и материала стандартной марки при более низкой температуре примерно одинаковы. Для получения материала с более высокими прочностными характеристиками формование следует проводить при низких температурах, в то время как для уменьшения величины усадки температуру формования повышают. Обычно выбирают какой-то средний (промежуточный) режим формования. Листы из сополимеров акрилонитрила с бутадиеном и стиролом не коробятся после выдержки в течение 100 *ч* при 74 °С. При повышении температуры до 85 °С или при более длительной термической обработке наблюдаются обесцвечивание листов и деструкция пластмассы.

Влияние двумерного растяжения на сопротивление растрескиванию. Растяжение в продольном и поперечном направлениях улучшает сопротивляемость материала растрескиванию. Так, например, подвергнутый двухосному растяжению полиметилметакрилат не растрескивается при кратковременных испытаниях его прочности при растяжении.

Предельное напряжение, при котором начинается растрескивание этой пластмассы в бензоле, равно примерно 3/4 предела прочности при растяжении листов на 100%. В то же время указанное предельное напряжение составляет 1/4 предела прочности образцов, не подвергавшихся растяжению. С увеличением степени вытяжки растрескивание образца заметно уменьшается. Однако сопротивление абразивному износу значительно понижается по сравнению с нерастянутым материалом.

Влияние скорости формования на степень ориентации. С уменьшением скорости формования степень ориентации понижается.

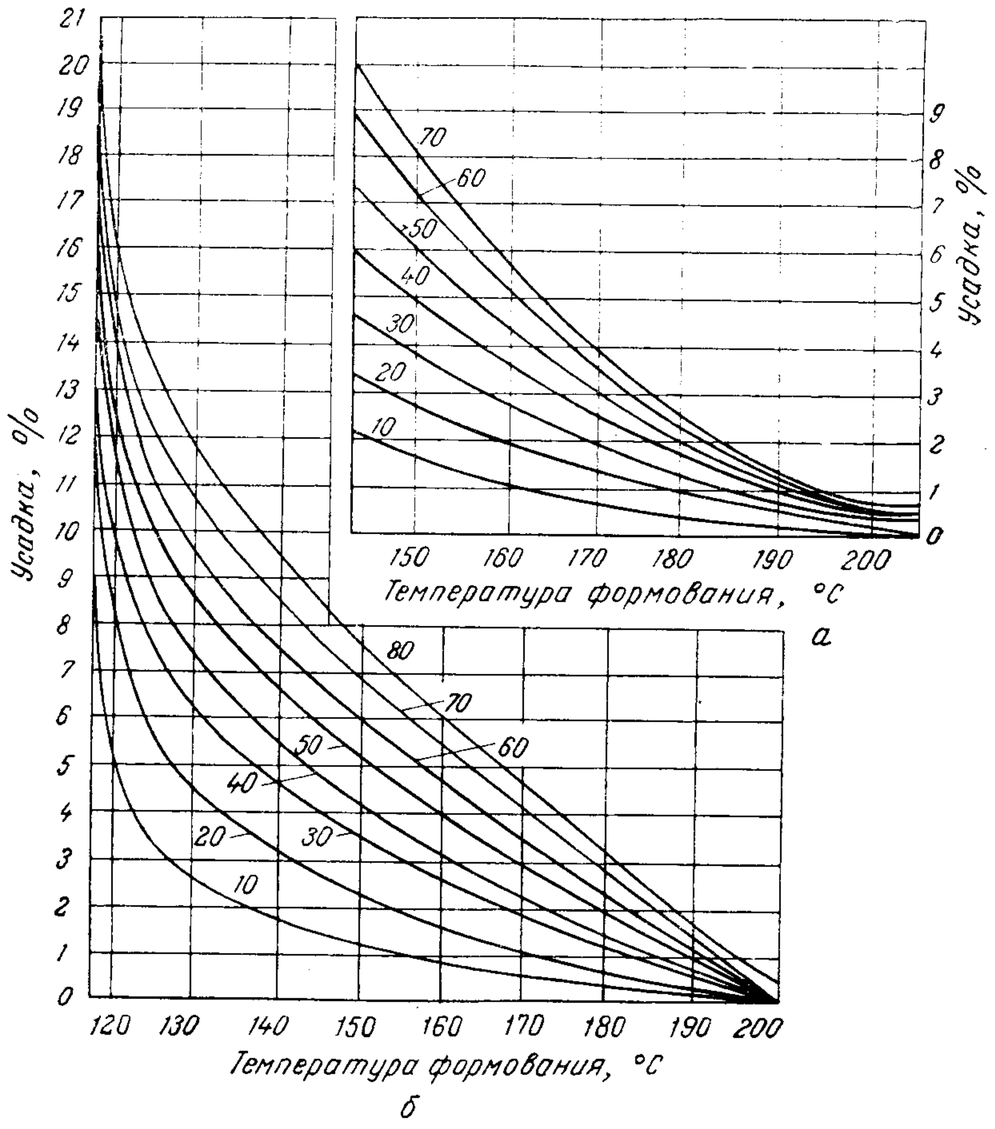


Рис. 8,48. Влияние степени двумерного растяжения полистирола при различных температурах на стабильность размеров (усадку образцов определяли после выдержки в течение 100 *ч* при 74 °С; цифры на кривых—% растяжения в продольном направлении):
а—стандартный полистирол; *б*—теплостойкий полистирол.

Ниже показано влияние скорости вытяжки на механические свойства листового полиэтилена (температура формования 116 °С):

	Скорость вытяжки, *см/сек* 10	20
Предел прочности при растяжении, *кГ/см²*:		
в продольном направлении	153	164
в поперечном направлении	127	130
Относительное удлинение, %:		
в продольном направлении	505	500
в поперечном направлении	350	510

При более высоких скоростях формования величина относительного удлинения в направлении вытяжки уменьшается вследствие высокой степени ориентации в этом направлении.

Максимальная вытяжка. Существуют специальные приборы для определения допустимой степени растяжения листовых материалов при различных температурах (рис. 8,49). В таких приборах материал, нагретый до температуры формования, натягивается на круглую раму. Степень вытяжки материала можно регулировать. Сначала определяется та максимальная степень вытяжки, при которой образец разрушается. Затем степень вытяжки постепенно уменьшают так, чтобы образцы не разрушались, но степень их вытяжки максимально приближалась к критической. Растянутые образцы охлаждают и замеряют толщину на участке, находившемся во время испытания внутри рамы. Величину двумерной вытяжки вычисляют по уменьшению толщины образцов.

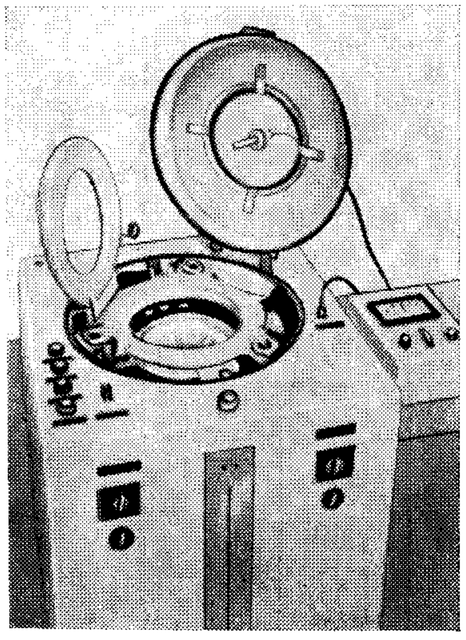


Рис. 8,49. Прибор для определения максимального двумерного растяжения.

Охлаждение

Режим охлаждения готового изделия имеет большое значение для всего процесса формования листовых материалов. Например, тонкостенные изделия из жестких листовых материалов после охлаждения на пуансоне иногда растрескиваются во время съема. Поэтому температура пуансона и матрицы должна поддерживаться в определенных пределах при помощи циркулирующей воды или электронагревателей (табл. 14).

Таблица 14

Режимы формования и некоторые теплофизические свойства различных листовых материалов

Материал	Режимы формования: температура формования, оптимальная	Режимы формования: температура формования, минимальная, °С	Режимы формования: температура формы °С	Режимы формования: температура толкателя °С	Температура размягчения °С	Теплостойкость, °С: при 4,6 кГ/см²	Теплостойкость, °С: при 18,5 кГ/см²	Деформация под действием нагрузки в 140 кГ/см² при 50 °С % за сутки	Коэффициент линейного расширения 10^5 см/см °С	Теплопроводность 10^4 кал/см·сек·°С
	—	—	—	—	—	ASTM D 648		ASTM D621	ASTM D696	—
Полистиролы										
Ударопрочный . .	135—177	120	49—64	78—121	106—110	82—88	66—82	2,1—2,8	7,8—9,1	1,0—3,0
	171—185	140	52—64	78—121	118—125	—	—	2,0—2,5	7,8—9,1	1—3
Подвергнутый двумерному растяжению	182—193	—	49—60	116—121	—	—	78—90	—	6—8	2,4—3,3
Сополимер стирола и акрилонитрила	221—232	—	—	—	—	—	—	0,6	6,4	3—4
Сополимер стирола с акрилонитрилом и бутадиеном	149—177	140—160	—	—	87—128	77—88	64—101	~4,8	4,8—11,2	—
Привитой сополимер стирола с акрилонитрилом и бутадиеном . .	154—171	—	—	100—104	102	—	84—88	—	—	—
Полиакрилаты										
литые	143—182	—	—	—	—	99	96	—	—	4—6
шприцованные .	110—160	—	—	—	—	80—102	74—94	4,5	7,5—9,0	4—6
Поливинилхлорид										
Непластифицированный	135—180	93—127	41—46	60—149	110—115	74	68—78	2,5	6,6—8	3—4
Сополимер винилхлорида с винилацетатом, непластифицированный	124—160	91—116	38—43	—	72—75	—	60—63	1,6—4	6,9	4—5
Полиолефины										
Полиэтилен: разветвленный .	121—191	107	49—77	149	90	49	—	0,6 (при 7 кГ/см²)	15—30	8
линейный . . .	135—191	121	64—93	149	—	63—80	—	—	15—30	8
Полипропилен . .	149—202	—	—	—	140	—	—	—	11	3,3
Целлюлоза										
Ацетат целлюлозы	132—163	99—121	52—60	—	—	82—110	54—71	45	8—16	4—8
Ацетобутират целлюлозы	130—160	99	—	—	121—154	77—82	64—77	—	11—17	4—8
Этилцеллюлоза . .	124—143	—	—	—	119—138	—	49—71	—	10—20	3,8—7
Продукты, полученные по реакции поликонденсации										
Ацетали (полиоксиметилен) . . .	185—199	185	64—77	—	179	170	100	0,5	4,5	5,5
Полиамиды: поликапроамид	216—221	210	—	—	213—216	—	58—123	1,7	10	5,8
полигексаметилендипамид .	221—249	—	—	—	219—247	149—182	57—64	—	10	5,8
Полиэтилентерефталат: ориентированный	177—254	—	—	—	177—249	—	—	—	—	—
неориентированный	177—204	—	—	—	177	—	—	—	—	—
Поликарбонат (поли-бис-фенол А)	227—246	216	77—93	274—316	219—229	139—145	138—143	—	7	4,6

Зависимость между максимальной степенью вытяжки и температурой формования для листового полистирола показана на рис. 8,50.

В процессе формования с применением толкателя матрица обычно не нагревается. Если температура формы окажется слишком низкой, то на поверхности материала могут образоваться дефекты. В случае слишком высокой температуры формы или очень быстрого съема изделия на нем могут появиться морщины. Скорость охлаждения зависит от теплопроводности материала и толщины листа. Для того чтобы ускорить охлаждение, формы и изделия можно обдувать холодным воздухом.

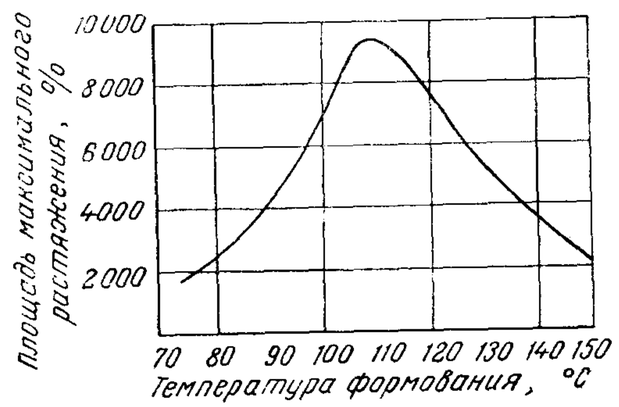


Рис. 8,50. Влияние температуры формозания на степень максимальной вытяжки образца из листового ударопрочного полистирола.

Листовые материалы

Идеальный листовой материал должен обладать достаточной прочностью и вязкостью как при низких, так и при высоких температурах, не деформироваться под влиянием нагрузок и не стареть. Он должен обладать высокой теплостойкостью, высокой стойкостью к действию воды, масел и смазок, низким остаточным напряжением, достаточной вязкостью расплава, чтобы лист не провисал, блестящей поверхностью и, кроме того, иметь низкую стоимость.

Ни один из существующих листовых термопластичных материалов не отвечает всем этим требованиям. Наибольшее распространение получили следующие пять групп листовых материалов—полистиролы, полиакрилаты, виниловые полимеры, полиолефины и целлюлозы. В последнее время все большее значение приобретают продукты поликонденсации, такие, как полиэфиры, полиамиды, полиоксиметилены и поликарбонаты. Некоторые физико-механические свойства различных листовых материалов приведены в табл. 14. Фирменные названия указанных материалов можно найти в Modern Plastics Encyclopedia и в соответствующей литературе.

Листовой материал на основе полистирола

Листы из ударопрочного полистирола. Ударопрочный листовой полистирол представляет собой смеси или сополимеры полистирола с бутадиен-стирольным каучуком или привитые сополимеры бутадиена с боковыми стирольными цепями. Ударопрочный полистирол—дешевый материал, который легко перерабатывается в листы на шприц-машине с щелевой головкой. Около 75% всего листового полистирола расходуется на изготовление деталей для холодильников.

Оптимальная температура формования полистирола 170—185 °С. При формовании листа толщиной 2 *мм* (расстояние между нагревателями и листом 75—100 *мм*) на стандартной машине эта температура достигается в течение 70 *сек*. Для того чтобы получить блестящую поверхность, некоторые листы покрывают слоем полистирольной пленки, ориентированной в продольном направлении. Для повышения стойкости листов к действию солнечных лучей их поверхность иногда пропитывают материалом, поглощающим ультрафиолетовые лучи. Поверхность листа из ударопрочного полистирола, покрытого пленкой «майлар», имеет хорошую стойкость к истиранию. Такие листы используются для изготовления мебели, облицовки, поделок и т. п.

Листы из сополимеров акрилонитрила и бутадиена со стиролом. Листы из сополимеров стирола и акрилонитрила более хрупки, чем листы из ударопрочного полистирола. Однако, смешивая или сополимеризуя этот материал в различных пропорциях с сополимером бутадиена и акрилонитрила, получают листы различной жесткости, от очень жестких до эластичных (например, кожезаменители). Удельная ударная вязкость этих материалов при комнатной температуре значительно выше, чем удельная ударная вязкость ударопрочного полистирола. При низких температурах удельная ударная вязкость обоих материалов выражается величиной одного порядка. Вследствие того, что в композицию входит каучук, механические свойства листов меняются под действием тепла и света. Оптимальная температура формования таких листов 150—180 °С. Листы из сополимеров акрилонитрила и бутадиена со стиролом находят все более широкое применение в самолетостроении и автоматике в качестве материала для прокладок и дверных панелей, передних щитков и изоляции.

Ориентированная пленка из полистирола. При формовании пленки, ориентированной в продольном и поперечном направлениях, необходимо тщательно контролировать процесс нагревания. Такую пленку можно формовать просто в горячих неглубоких матрицах. Однако чаще всего ориентированную полистирольную пленку перерабатывают методом вакуумформования с калибровкой и охлаждением на пуансоне или же комбинируя вакуумформование и формование при помощи сжатого воздуха. Основное количество такой пленки идет на изготовление маленьких прозрачных пакетов.

Листы из пенополистирола. Листовой пенополистирол обладает высокими изоляционными показателями, поэтому он служит идеальным материалом для изготовления посуды для горячих напитков и мороженого. Тонкие листы толщиной 0,5—0,6 *мм* перерабатают в изделия разового употребления, такие, как формочки для мороженого, стаканы для торговых автоматов, тарелочки и т. п., методом вакуумформования. Плотность пенополистирола равна 24—64 *кг/м*^{3}. Температура нагревателей при его вакуумформовании должна быть понижена с 570 до 340 °С, а время нагрева соответственно увеличено.

Для того чтобы не нагревать материал лишний раз, вакуумформовочную машину часто ставят непосредственно за шприц-машиной. Такое оформление процесса является весьма удачным, так как листы из пенопласта гораздо более чувствительны к продолжительности нагрева, чем листы из ударопрочного полистирола. В результате слишком длительного нагревания они обычно коробятся, поскольку пенополистирол имеет высокий коэффициент термического расширения.

Листовой материал на основе полиакрилата

Литые и шприцованные листы из полиакрилатов. Листы из полиметилметакрилата, как литые, так и полученные шприцеванием, перерабатываются одним и тем же способом. Благодаря высокой атмосферостойкости, прозрачности и прочности они нашли широкое применение в качестве материалов для крыш ангаров, сигнальных фонарей машин, вывесок, реклам и арматуры для ламп. Стоимость листов из сополимеров стирола и метилметакрилата значительно ниже, чем листов из метилметакрилата. Кроме того, они обладают высокой прозрачностью, но менее устойчивы к воздействию атмосферы. Смесь метилметакрилата с каучуком дает прозрачный листовой материал с повышенной ударной прочностью.

Ориентированная пленка из полиакрилата. Такая пленка получается на шприц-машине и растягивается в продольном и поперечном направлениях в процессе изготовления. Она обладает отличной прозрачностью и высокой прочностью. Ориентированная пленка из полиакрилата применяется в основном в качестве материала для светящихся панелей.

Листовой материал на основе виниловых полимеров

Листы из непластифицированного поливинилхлорида. Удельная ударная вязкость листового непластифицированного поливинилхлорида достигает того же порядка, что и удельная ударная вязкость ударопрочного полистирола, причем она не уменьшается при понижении температуры до —40 °С. Обычно листовой поливинилхлорид темнеет со временем, однако нагревание и свет не влияют на его механические качества. Листы из непластифицированного поливинилхлорида могут вытягиваться в широком диапазоне температур (80—235 °С) при условии, что степень вытяжки не превышает 5—25%. При увеличении степени вытяжки диапазон температур уменьшается, так как при слишком низкой температуре вытяжка очень затруднена, а при слишком высокой—лист может порваться. Маленькие пакеты и рельефные контурные карты изготовляются из непластифицированного поливинилхлорида обычным методом.

Листы из непластифицированных сополимеров винилхлорида и винилацетата. Листы из непластифицированных сополимеров винилхлорида и винилацетата обладают лучшей текучестью и легче растягиваются при формовании в матрице. Однако вследствие низкой теплостойкости эти термопласты находят ограниченное применение. Перерабатываются эти сополимеры при помощи вакуумформования. Листы из непластифицированных сополимеров винилхлорида и винилацетата используются для изготовления прозрачных пакетов, различных эмблем, рекламы и т. д.

Листы из пластифицированного поливинилхлорида. Этот материал лучше всего перерабатывается в изделия с небольшой глубиной вытяжки. Как правило, формование проводят в мелких горячих матрицах. Листовой пластифицированный поливинилхлорид применяется для изготовления ковров, масок, бумажников и других изделий.

Листовой материал на основе полиолефинов

Листы из полиэтилена. Формование листов из полиэтилена можно вести при температурах, превышающих его точку плавления на 10—40 °С. Чем выше температура формования, тем более

стабильны размеры изделия, так как степень ориентации материала понижается. Для того чтобы избежать провисания листа, рекомендуется применять полимеры с низким индексом расплава. Большое количество предметов домашнего обихода изготовляется из листов разветвленного полиэтилена средней и малой толщины. Полиэтилен широко применяется в качестве материала для лабораторного оборудования, посуды, игрушек, упаковочного материала для пищи, скобяных изделий, химических реактивов и т. д.

В тех случаях, когда необходимо придать изделию определенную жесткость, следует применять листы из линейного полиэтилена.

Полиолефины сочетают в себе высокую прочность даже при низкой температуре с полной нетоксичностью и стойкостью ко многим химическим веществам.

Листы из полипропилена. Листовой полипропилен в настоящее время выпускается в полупромышленном масштабе. Листы из полипропилена формуются так же, как и листы из линейного полиэтилена.

Листовой материал на основе целлюлозы

Листы из ацетата целлюлозы и ацетобутирата целлюлозы перерабатываются в прозрачные пакеты, стаканчики и другие изделия.

Оптимальная температура формования ацетата целлюлозы 135—163 °С. Оптимальная температура формования ацетобутирата целлюлозы 130—160 °С. При более высокой температуре в изделиях появляются вздутия.

В процессе формования может произойти конденсация паров, выделяющихся из пластификатора или остатков растворителя. Этот конденсат оседает на стенках матрицы. Поэтому при формовании таких термопластичных материалов рекомендуется пользоваться матрицами с вентиляционными отверстиями или же формовать изделие на пуансоне. Кроме того, в результате выделения паров из растворителя или пластификатора может произойти образование микропузырьков внутри листов термопластов, вследствие чего изделие теряет свою прозрачность. Практика показала, что чем быстрее происходит нагрев листов из ацетата и ацетобутирата целлюлозы, тем менее вероятно появление вздутий в материале. Для предотвращения появления пузырей в изделии формование следует проводить в форме, предварительно нагретой до 38—66 °С.

Листы из этилцеллюлозы прозрачны и легко формуются в изделия. Они обладают хорошей устойчивостью к действию кислот

и щелочей, и поэтому их применяют в качестве упаковочного материала в пищевой промышленности.

Полиамидные полиэфирные пленки

Полиамидные пленки очень легко формуются в изделия. Пленка из поликапроамида применяется в качестве упаковочного материала в рыбной промышленности.

Ориентированные пленки из полиэтилентерефталата характеризуются высоким пределом прочности при растяжении и резко выраженной температурой размягчения. Такие пленки успешно перерабатываются методом формования листа, зажатого по контуру, или комбинированием вакуумформования и формования при помощи сжатого воздуха. Благодаря своим высоким диэлектрическим свойствам пленки из ориентированного полиэтилентерефталата нашли широкое применение в качестве прокладок в телевизионных трубках, диафрагм в микрофонах и т. д.

Обработка готовых изделий

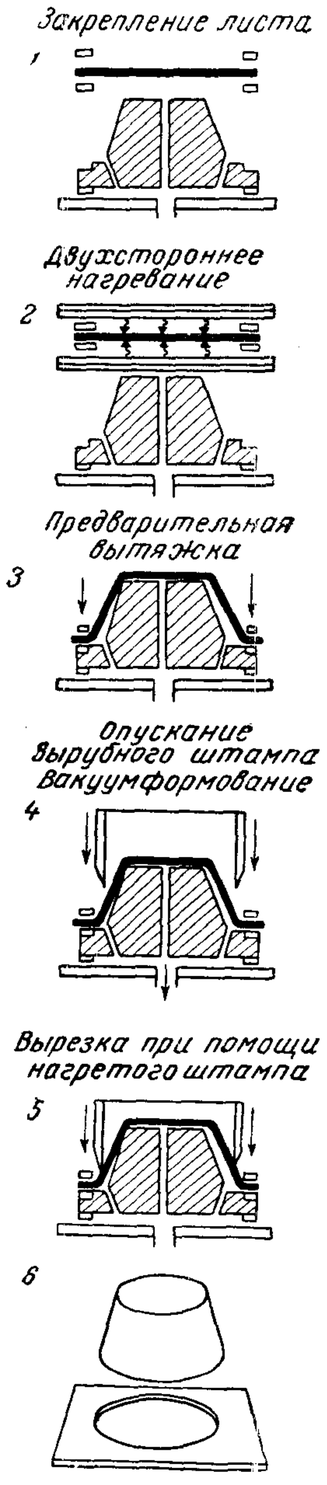
Обрезка

После того как изделие отформовано, оно должно быть отделено от основного листа.

Обрезка тонкостенных изделий. Обрезка таких изделий может производиться как в горячем, так и в холодном состоянии. В лабораторных условиях обрезка производится вручную при помощи ножа или ножниц.

Механическая обрезка производится при помощи стального вырубного штампа в виде рамы с острыми краями толщиной 1,5—2,38 *мм* и высотой 25,4—50,8 *мм*.

Конструкция штампа выбирается в зависимости от формы изделия и количества гнезд в форме. При помощи такого штампа можно вырубать отверстия и пазы в изделии. Вырубной штамп монтируется на деревянной или немагнитной металлической раме. Изделия обрезают на панели из прессованных опилок, волокнита, эбонита или пластической массы с высокой жесткостью. В случае необходимости можно изготовить штампы для обрезки изделий глубиной свыше 25—50 *мм*. Эксцентриковые прессы и малые пневматические или гидравлические прессы также могут использоваться для обрезки тонкостенных изделий. На рис. 8,51 схематически изображено совместное вакуумформование и обрезка изделий при помощи специальной комбинированной машины. Общий вид комбинированной вакуумформовочной и резательной машины представлен на рис. 8,52.



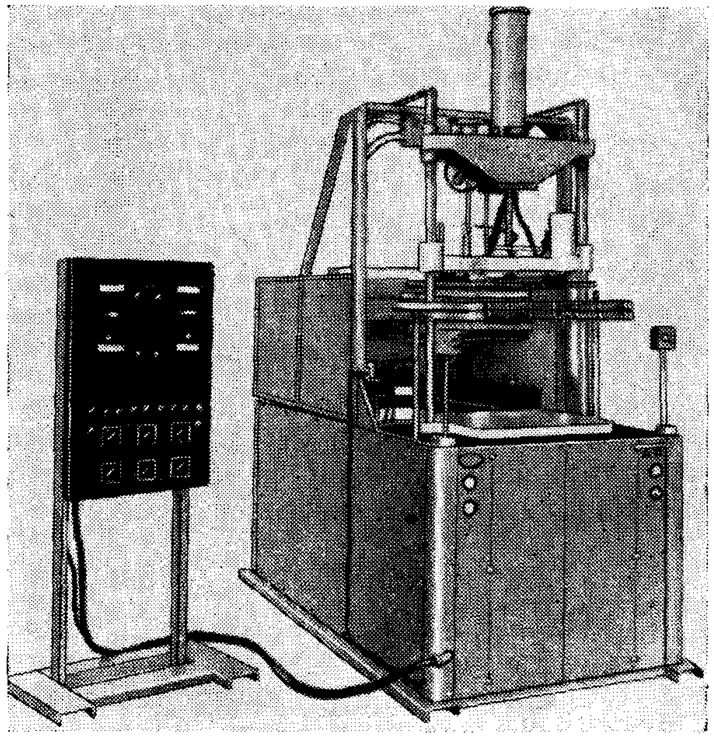


Рис. 8,52. Комбинированная вакуумформовочная и резательная машина.

В настоящее время появились планетарные резаки, которые дают возможность отрезать отформованное изделие или группу изделий от основного листа в тех случаях, когда вся линия обрезки лежит в одной плоскости.

Лист прижимается к профильному ножу заданной формы с острыми краями. Сверху на него опускается подвижная матрица, которая обкатывает кромку ножа, одновременно отделяя от листа изделие (рис. 8,53). Механизм управляется пневматически. В некоторых новых машинах для изготовления тары встроены автоматические приспособления для обрезки изделий.

← Рис. 8,51. Вакуумформование и обрезка изделий.

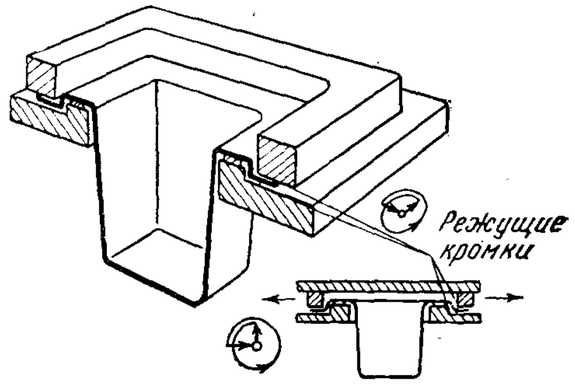


Рис. 8,53. Планетарное режущее устройство.

Обрезка толстостенных изделий. Толстостенные изделия можно обрезать только после того, как они остынут. Для ручной обрезки можно пользоваться гильотинным ножом или ленточной пилой.

Механическая обрезка производится на вырубных штампах и при помощи различных режущих механизмов.

Существует несколько типов обрезных штампов: кулачковые, высокие штампы и штампы Уолкера. Кулачковые штампы изготовляются из стальных полос размером от 3 до 6 *мм*, заостренных с одной стороны. Они применяются для обрезки изделий глубиной менее 53 *мм*. Штампы Уолкера и высокие штампы применяются для обрезки изделий глубиной от 53 до 178 *мм*. Для того чтобы изделие в процессе обрезки оставалось неподвижным, на неподвижной плите вырубного штампа предусматриваются специальные гнезда, куда закладывается обрабатываемая деталь. Матрицы монтируются на обычных вырубных прессах для металлов, таких, как кривошипные пресса или тяжелые пневматические или гидравлические пресса. Крупногабаритные изделия, например двери холодильников, обрезаются на 150-тонных гидравлических прессах с ходом в 500 *мм*.

Для того чтобы не применять слишком мощных прессов, обрезку часто выполняют при помощи горячих штампов. Такие штампы наполовину прорезают, наполовину проплавляют лист термопласта. Обычно применяют электрический или масляный обогрев штампа (масло циркулирует в медных трубах вокруг штампа). Для того чтобы аккуратно обрезать изделие, пользуются обрезным штампом, состоящим из матрицы и пуансона. Как

правило, в штампах таких конструкций применяются направляющие колонны. В тех случаях, когда вся линия среза лежит в одной плоскости, можно использовать планетарные резательные машины. Иногда, пользуясь кулачковыми штампами, удается произвести обрезку по линии, не лежащей в одной плоскости. Однако такие приспособления дороги. Они применяются только при крупносерийном производстве.

Нанесение рисунка на лист и обработка поверхности

Предварительное нанесение рисунка. Относительно простым способом является разрисовка изделия путем нанесения рисунка на лист перед формованием листа в изделие.

Точность при многокрасочном печатании достигается шелкотрафаретным или литографским способами печати, на ротационных машинах, тиснением на прессах, напылением красок, декалькоманией.

Раскраска отдельных листов при помощи шелковых трафаретов является наиболее дешевым способом.

Ротационными печатными машинами пользуются для раскраски рулонного материала.

При изготовлении печатных форм белый лист термопластичного материала сначала формуют в изделие, раскрашивают вручную, а затем закладывают в пресс и нагревают. На опрессованном листе термопласта остается несколько видоизмененный рисунок, который копируют, и изготавливают шелковый трафарет или печатную доску.

Поверхностная обработка. Для защиты рисунка отформованное изделие покрывают слоем лака. В некоторых случаях, для предотвращения оседания пыли, изделия покрывают слоем токопроводящего материала, препятствующим скоплению статических зарядов. Изделия могут быть покрыты защитным слоем из самых различных материалов, таких, как пленки, ткань, бумага и пенопласт. На листовой материал можно наносить короткие ворсинки. Кроме того, их можно покрывать слоем других материалов. Необходимо быть особенно осторожным, для того чтобы избежать выделения пластификатора или попадания растворителя на поверхность готовых изделий.

Механическая обработка. Готовые изделия обрабатываются обычными шлифовальными и полировальными кругами. Сверление, расточка, штамповка и т. д. производятся при помощи обычных инструментов вручную или на станках. Необходимо избегать возникновения местных перегревов в процессе обработки, так как это приводит к возникновению остаточных напряжений в готовых изделиях.

Перспективы развития процесса формования термопластичных материалов

До настоящего времени процесс формования термопластичных материалов основывался не на тщательном инженерном анализе, а на эмпирических данных. Кроме того, было очень мало известно о количественных соотношениях между различными технологическими параметрами. Поэтому наиболее важными вопросами, подлежащими изучению, являются следующие:

1) определение скорости нагрева различных листов при помощи нагревателей излучения;

2) выбор режима охлаждения в зависимости от тепловых и реологических свойств материалов;

3) определение степени утонения листа в зависимости от конструкции формы и условий формования;

4) выбор формы изделия и конструкции прессформы, которые обеспечили бы оптимальные прочностные свойства, стабильность размеров и прочие необходимые показатели готовых изделий.

ЛИТЕРАТУРА

1. Aldington E. T. et al., Trapped Sheet Forming, Modern Plastics, **33**, № 3, 7, 117 (1956).
2. Anonymous, The Air—Slip Method of Vacuum Forming, Plastics (London), № 7, 158 (1954).
3. Anonymous, From Design to 3-D Display, Modern Plastics, **33**, № 11, 3, 101 (1955).
4. Anonymous, Engineering a. New Case, Modern Plastics, **32**, № 7, 11, 113 (1955).
5. Anonymous, Formed Sheet Styrene Copolymers Invade Metal Stamping Field, Modern Plastics, **33**, № 12, 4, 108 (1955).
6. Anonymous, Formvac-Airslip Process, Kunststoffe, **47**, 23 (1957).
7. Anonymous, Machine for Thermoplastics, Modern Plastics, **34**, № 1, 5, 142 (1957).
8. Anonymous, Modified Vacuum Forming Technique, Brit. Plastics, **29**, 252 (1956).
9. Anonymous, Molds for Vacuum Forming, Modern Plastics, **32**, № 3, 7, 124 (1955).
10. Anonymous, A New Test of Sheet Formability, Modern Plastics, **35**, № 11, 3, 145 (1957).
11. Anonymous, Plastics'Junior Giant, Modern Plastics, **32**, № 4, 8, 87 (1955).
12. Anonymous, Progress Report on Sheet Thermoforming, Modern Plastics, **34**, № 5, 9, 107 (1957).
13. Anonymous, Shape a. Sheet, Modern Plastics, **31**, № 5, 9, 87 (1954).
14. Axilrod B. M., Effects of Biaxial Stretch Forming, Modern Plastics, **30**, № 12, 4, 117 (1952).
15. Axilrod B. M. et al., Biaxial Stretch Forming of Acrylic, Modern Plastics, **31**, № 9, 1, 128 (1953).
16. Bailay J., Stretch Orientation of Polystyrene and Its Interesting Results, India Rubber World, **118**, № 5, 225 (1948).

17. Bloom A. V., Graphical Characterization of Plastics, Kunststoffe, **43**, 294 (1953).
18. Davenport R. C., Forming of Rigid Thermoplastic Sheet, Plastics Technol., **2**, 232 (1956).
19. Davis D. A., Automatic Sheet Forming, Modern Plastics, **33**, № 8, 12, 119 (1956).
20. du Pont (E. I. du Pont de Nemours a. Co., Inc.), Information Bulletin, X—92 Alathon Polyethylene Resin-Thermoforming.
21. Escales E., Combined Vacuum and Thermoforming Machine, Kunststoffe, **47**, 543 (1957).
22. Federal Tool Corp., Picnic Plates Vacuum Formed, Modern Plastics, **29**, 12, 11 (1952).
23. Hiltner J. R., Recent Progress in the Development of Multiaxially, Stretched Acrylics, paper presented at 5th Transparent Material Conference, Sept. 15, 1953.
24. Howell G. H., When an Why to Use Drape Forming, Modern Plastics, **32**, № 10, 2, 138 (1954).
25. Hoy J. M., Vacuum Forming of Polystyrene Sheet, SPE Journal, **10**, № 1, 1, 9 (1954).
26. Hrudka R. F., Techniques for Designing Vacuum Formed Plastics Parts, Machine Design, **28**, № 3, 114 (1956).
27. Matulat G., Progress in Forming Thermoplastic Materials, Kunststoffe, **47**, 291 (1957).
28. Mighton J. W., Plug-Assist Forming, SPE Journal, **12**, № 6, 6, 83 (1956).
29. Moritz H., Ewald R., Chemical and Physical Questions at the Manufacture and Forming of Thermoplastic Sheets and Films, Kunststoffe, **46**, 195 (1956).
30. Oelze H., Processing of Rigid P. V. C. Films, Kunststoffe, **47**, 93 (1957).
31. Pierson O. L., Forming Sharper Thicker Corners, Modern Plastics, **35**, № 11, 3, 152 (1957).
32. Platzer N., Rigid Thermoplastic Sheeting, Modern Plastics, **31**, № 11, 3, 144 (1954).
33. Rowe A. G., Thermoforming of Polyethylene Sheeting, paper presented at ACS meeting Sept. 1957.
34. Sauter P. A., Vacuum Forming and Drape Moulding, Brit. Plactics, **27**, 420 (1954).
35. Schmieder K., Wolf K., The Temperature and Frequency Dependance of the Mechanical Properties of High Polymeric Materials, Kolloid-Z., **127**, 65 (1952).
36. Siatem, Co., Testing apparatus, Italian Patent 41165, 1956.
37. Stratton B., Deep-Draw Vacuum Forming, Plastics World (New York), **16**, № 1, 1, 1 (1958).
38. Stratton B., Blister, Skin and Snap Packaging, Kunststoffe, **48**, 68 (1958).
39. Zimmerman S. S., Vacuum Forming of Thermoplastic Sheet, India Rubber World, **129**, № 11, 216 (1953).
40. Zimmermann S. S., Vacuum Forming of Thermoplastic Sheet, Can. Plastics, № 3, 99 (1954).

Глава IX

ФОРМОВАНИЕ ПОЛЫХ ИЗДЕЛИЙ*

В этой главе рассматриваются только полые изделия без отверстий или сосуды с одним отверстием. К первой группе изделий относятся мячи для настольного тенниса, погремушки и т. д. Ко второй—всевозможные бутыли, фляги и т. п.

Целлулоид был первым термопластичным материалом, применявшимся для изготовления полых изделий. По-видимому, его начали использовать прежде всего в производстве детских игрушек. За последние 70 лет технология этого производства существенно не изменилась.

Однако вследствие огнеопасности целлулоида изделия из него находили весьма ограниченное применение.

Появление литьевых машин и новых термопластичных материалов позволили перейти в 30-х годах к новой технологии изготовления полых изделий. Основным сырьем для их получения служил ацетат целлюлозы, выпускаемый в виде листов и труб. На основе ацетата целлюлозы можно было получить также совершенно прозрачные материалы, перерабатываемые в изделия различными способами. Трубы, которые шприцевались из прозрачного ацетата целлюлозы, по внешнему виду походили на заготовки изделий, получаемых из расплавленного стекла.

Главное различие между поведением этих материалов определяется вязкостью их расплавов. В то время как стекло в процессе его переработки может течь под действием силы тяжести через относительно небольшие отверстия, ацетат целлюлозы необходимо продавливать под давлением.

Сначала технология изготовления полых изделий из пластических масс очень мало отличалась от технологии изготовления стеклянных бутылок. Однако по мере изучения свойств и поведения термопластов она значительно менялась.

Следует отметить, что производство полых изделий резко увеличилось не в результате создания новой технологии их изготовления, а после появления полиэтилена. Это связано с признанием полиэтилена потребителем.

---

* Г. П. Ковач (G. P. Kovach, Dipl. Ing. Faster Grant Co., Inc.).

Достоинства полиэтилена, особенно в области изготовления из него емкостей для жидкости, очевидны, так как они не бьются, имеют малый вес, отличаются химической стойкостью и, что наиболее важно, обладают высокой эластичностью.

Основные методы формования полых изделий

Раздувание листа

На ранней стадии развития промышленности пластических масс, когда термопластичные материалы получались только в виде листов, полые изделия изготовлялись из листового материала. Техника их изготовления сводилась к следующему: два листа закладывали в пресс низкого давления. В форму, в которой зажимались два листа, подавался пар под давлением. Листы нагревались, размягчались и прижимались к холодным поверхностям формы. Давление в форме оказывалось достаточным, чтобы сварить листы по линии разъема.

Улучшенный метод изготовления полых изделий из трубных заготовок, полученных из различных термопластичных материалов, был запатентован в 1880 г.

Указанные методы оказались очень удобными для формования полых изделий из доступных в то время материалов, например ацетата и нитрата целлюлозы. Эти термопласты хорошо склеиваются, поэтому большинство изделий, получаемых методом выдувания, можно изготавливать в виде двух половин (при помощи оправок), которые затем склеивают или сваривают.

Интересно отметить, что в настоящее время появились работы, в которых вновь возвращаются к идее изготовления полых изделий из двух листов.

По одному из методов на шприц-машине формуются одновременно два листа. Затем эти листы зажимаются и раздуваются еще в нагретом состоянии. Этот метод более всего пригоден для изготовления крупногабаритных полых изделий со стенками равной толщины.

Изготовление полых изделий литьем под давлением и их сборка

С появлением метода переработки полимеров литьем под давлением были предприняты попытки изготовлять полые изделия на литьевых машинах. В этих случаях формовали отдельные детали, которые затем сваривали или склеивали. Метод литья под давлением имеет ряд преимуществ по сравнению с методом раздувания листа. На литьевых машинах изготовляются изделия с

более высокими допусками по размеру, имеющие красивый внешний вид.

В дальнейшем, по мере автоматизации операции сборки изделия, этот метод получил широкое распространение при изготовлении цилиндрических и других изделий простой формы. Основную часть детали (ее корпус) изготовляли из трубы, которую выдавливали на шприц-машине, а горлышко и донышко отливали на литьевой машине. Затем эти три детали соединялись автоматически. Такой метод применяется при изготовлении тюбиков для упаковки крема, клея и других веществ, обладающих слишком высокой вязкостью для того, чтобы расфасовывать их в бутылки. Дальнейшее развитие этого метода привело к тому, что шприцованный цилиндрический корпус начали использовать в качестве заготовки, которая поступает в литьевую форму. Такая схема производства позволяет исключить при сборке ручные операции и сварку. Этот способ дает возможность повысить точность размеров и улучшить внешний вид изделия, так как при литье под давлением детали, как правило, имеют поверхность высокого качества.

Другим преимуществом описанного метода является простота маркировки изделия, которую осуществляют на шприц-машине независимо от того, имеет ли оно круглую или плоскую форму.

Формование в черновой и чистовой формах

Этот хорошо известный способ был разработан в Англии. Сначала черновая заготовка отливается в форме с полым сердечником, затем сердечник с заготовкой быстро вынимаются из формы и в горячем виде переносятся в форму для выдувания бутылок. Воздух подается в форму через сердечник. Преимущества этого способа заключаются в том, что он позволяет получать изделия с высокими допусками по размерам, что характерно для процесса литья под давлением. Размеры изделий, полученных этим способом, зависят от производительности литьевой машины и площади поверхности формы. Перенос сердечника из черновой в чистовую форму может производиться автоматически. В настоящее время этот способ применяется в США и в других странах.

Полые изделия, изготовленные литьем под давлением отдельных деталей с последующей их сборкой, имеют более жесткий допуск по размерам, чем изделия, полученные формованием в черновых и чистовых формах. Однако первый метод имеет тот недостаток, что позволяет получать изделия только определенных размеров и толщины.

Метод, описанный в настоящем разделе, дает возможность получать более широкий ассортимент изделий различных размеров и толщины стенки, т. е. более полно использовать преимущества литьевых машин. Основным недостатком данного метода является

увеличение стоимости оснастки, что до некоторой степени компенсируется отсутствием дополнительной обработки готовых изделий.

Центробежное литье

Этот процесс был разработан специально для формования полых изделий из поливинилхлоридных паст (пластизолей)—нового синтетического материала, который можно было окрашивать в яркие цвета. Этот материал стареет медленнее, чем резина, не имеет неприятного запаха и обладает различной степенью жесткости.

Центробежное литье полых изделий может быть осуществлено различными способами.

Наиболее простым и старым способом литья является литье в открытую форму, который до настоящего времени широко применяется при изготовлении открытых полых изделий.

Поливинилхлоридная паста заливается в монолитную или разъемную форму, которая обычно изготавливается из меди методом гальванопластики или отливается из алюминия. Избыток материала удаляется, а слой его, оставшийся на внутренних стенках формы, оплавляется при нагревании формы. Затем, для того чтобы облегчить выемку изделия, форму охлаждают.

На практике пользуются методом одинарной и двойной заливки. В первом случае система состоит из механизма заливки и вращающегося или вибрационного приспособления для удаления воздушных пузырей. После заливки форма нагревается при помощи горячей воды или инфракрасных нагревателей для того, чтобы слой материала на ее поверхности оплавился. Избыток поливинилхлоридной пасты сливают, а форму с оплавленным слоем материала на стенках охлаждают.

При двойной заливке поливиниловая смола сливается через дренажное отверстие в форме до начала нагрева. При этом на стенках формы остается лишь очень тонкий слой материала в виде пленки, толщина которой зависит только от вязкости смолы. Пленка оплавляется или желатинизируется при нагреве. Затем форма вторично заполняется материалом. Количество материала, оставшегося в форме после второй заливки, зависит от количества тепла, аккумулированного формой. Избыток пасты снова сливается, а вторичная пленка оплавляется за счет дополнительного подогрева. Этот метод обеспечивает более точное воспроизведение формы гнезда, а также более полное удаление воздушных пузырей благодаря образованию тонкой пленки материала при первой заливке.

Оба эти способа в настоящее время автоматизированы.

Ротационное или центробежное литье появилось в результате усовершенствования первоначального метода литья в открытую

форму. В центробежном литье пользуются обычными формами, которые в процессе литья полностью закрываются. Поэтому этот способ пригоден для формования изделий с замкнутой полостью, таких, как мячи, складные игрушки, спасательные пояса и т. д. В разъемную форму заливают определенное количество поливинилхлоридной пасты и форму закрывают. Вращение формы происходит по крайней мере в двух плоскостях, и паста равномерно распределяется по стенкам. Форму подогревают, оплавляя слой материала на стенках, а затем охлаждают для удаления готовых изделий.

Раздувание рукава

В настоящее время полиэтиленовые бутылки изготовляют из заготовок путем раздувания. Известны многочисленные разновидности этого процесса, описанные во многих патентах и заявках.

Принципиально этот метод очень прост: заготовка в виде рукава, полученная на червячной шприц-машине, литьевой машине, штрангпрессе или на комбинированном оборудовании, непосредственно поступает (или переносится) в разъемную форму. Один конец заготовки зажимается и форма замыкается. Через другой (открытый) конец заготовки подают давление (обычно сжатый воздух). В тех случаях, когда зажаты оба конца заготовки, давление подают через специальную иглу или любое другое приспособление.

Описанная схема охватывает все известные способы изготовления бутылок и других полых изделий из термопластичных материалов методом раздувания труб. Дальнейшее успешное развитие этого процесса зависит прежде всего от конструкции применяемого оборудования.

Развитие методов выдувания полых изделий

Как уже упоминалось в начале главы, первые полые изделия из термопластичных полимеров изготовлялись аналогично стеклянным.

Так, в одном из патентов на производство стеклянных бутылок* говорится: «... метод изготовления стеклянных изделий состоит в том, что в расплавленную стеклянную массу подается под давлением поток какой-нибудь среды. Этот поток выдувает из расплавленного стекла пузырь, который затем переносится в форму». И далее: «... оборудование для изготовления стеклянных изделий состоит из сосуда для расплавленного стекла с отверстием в его нижней части; конвейера, расположенного под этим отвер-

* Пат. США 1592299, 8/VII 1921 г.

стием; формы, установленной на конвейере, в которую поступает расплав стекла через отверстие в сосуде, и воздухопровода, подающего сжатый воздух для раздувания расплавленного стекла в форме».

Для каждого, кто знаком с переработкой термопластичных полимеров, очевидно, что приведенное в указанном патенте описание процесса изготовления стеклянных изделий может служить отправным пунктом при конструировании машин для выдувания полых изделий из пластмасс. Однако это нисколько не умаляет заслуги тех, кто впервые начал работать над изготовлением полых изделий из термопластичных материалов методом выдувания, так как применительно к полимерным материалам ни технология, ни оборудование не были разработаны, а свойства материала еще только изучались.

Актуальность некоторых ранних патентов удивительна. В большинстве учебников сказано, что первая шприц-машина для переработки термопластов была введена в строй в 1937 г. Но еще в 1933 г. в одном из патентов сообщалось*, что «метод выдувания полых изделий представляет собой сочетание процессов шприцевания и синхронизированной операции раздувания выдавливаемого материала, который шприцуют в форму, где он профилируется любым способом».

Очевидно, что этот метод развился непосредственно из процесса выдувания стекла, о котором говорилось выше.

За последние 25 лет были внесены значительные изменения в конструкцию и технологический режим работы оборудования. Однако в основе получения полых изделий методом выдувания до настоящего времени лежит способ, описанный в этом патенте.

Производство бутылок из полимерных материалов в промышленном масштабе началось лишь с появлением подходящего сырья.

Ацетат целлюлозы является одним из первых промышленных материалов, полученных в значительном количестве. Это светлый, прозрачный пластик, обладающий достаточно высокой вязкостью.

Однако как исходное сырье для производства бутылок ацетат целлюлозы имеет существенные недостатки: он сильно адсорбирует влагу и обладает довольно малой стабильностью размеров. Кроме того, ацетат целлюлозы легко теряет пластификатор и становится хрупким, особенно при переработке его в тонкостенные изделия.

Следующий термопластичный материал, полученный в промышленном масштабе,—полистирол. Этот пластик легче стекла, но уступает последнему по стоимости, а также прочности и другим свойствам, важным при производстве бутылок.

* E. T. Ferngren, пат. США 2128239, 25/II 1933 г.

Только появление полиэтилена положило начало промышленному производству бутылок из термопластичных материалов. Полиэтилен отличается эластичностью; кроме того, при его производстве отпадает необходимость в дорогостоящем оборудовании, применяемом обычно для отмывки стекла от песка до той же степени чистоты, какую имеет полиэтилен.

Рост производства бутылок из полимеров происходит за счет ряда факторов. За последние 15 лет значительно увеличилось производство термопластичных материалов, а следовательно, понизилась их стоимость. С увеличением степени автоматизации и повышением производительности оборудования бутылки из полимеров все более успешно конкурируют со стеклянными. Меньший удельный вес, а следовательно, меньшая стоимость перевозок делают тару из термопластов одним из лучших упаковочных материалов.

Полиэтилен как исходное сырье для изготовления бутылок имеет следующие недостатки:

1) отсутствие жесткости;
2) растрескивание под воздействием окружающей среды;
3) низкая точка плавления;
4) отсутствие прозрачности;
5) нестойкость, особенно по отношению к эфирным маслам;
6) высокая усадка при формовании.

Однако, несмотря на все эти недостатки и на появление в течение последних нескольких лет многих новых термопластичных материалов, полиэтилен низкой плотности является в настоящее время основным сырьем для изготовлении бутылок.

Полиэтилены средней и высокой плотности также постепенно завоевывают себе место в данной области производства. Полиамиды используются в качестве материала для резервуаров, в которых хранятся аэрозоли под давлением.

В течение последних двух лет предпринимались многочисленные попытки уменьшить проницаемость тары из полиэтилена путем покрытия ее с внутренней или внешней стороны слоем другого, менее проницаемого материала[6–8]. Сейчас еще трудно сказать, найдет ли полиэтилен, покрытый слоем другого пластика, применение в промышленности или он будет вытеснен новым, более перспективным материалом.

Современные процессы

Раздувание заготовок, описанное в предыдущих разделах данной главы, составляет основу большинства современных способов изготовления бутылок. Первая стадия такого процесса—получение круглой заготовки. Заготовка должна быть достаточно сильно

нагрета для того, чтобы ее конец можно было надежно сварить при зажимании в форме и образовать закрытый с одного конца полый цилиндр. Затем она раздувается в изделие. Вязкость материала заготовки должна быть достаточно высокой для того, чтобы заготовка сохраняла форму в процессе формования, т. е. при смыкании половин формы или при переносе заготовки в форму. Этот вопрос рассматривается в дальнейшем более подробно.

Заготовка должна иметь определенную длину, диаметр и толщину стенки. Если заготовку получают на шприц-машине, точность размеров обусловливается непрерывностью процесса. Длина заготовки регулируется при помощи таймера, который управляет движением самой формы, или какого-нибудь другого приспособления, отрезающего заготовку. При непрерывном шприцевании необходимо предотвратить попадание сжатого воздуха в головку, из которой выходит труба. Поэтому всегда существует некоторый разрыв во времени между моментом зажима заготовки и раздуванием. Этот интервал можно свести к минимуму, применяя различные механические приспособления.

По другой схеме материал поступает из шприц-машины в трубопровод, соединенный с несколькими головками. Специальные таймеры и дроссели регулируют поток материала, обеспечивая непрерывное шприцевание трубы через одну или две фильеры одновременно. Иногда процесс шприцевания проводят периодически. В этом случае обычную одночервячную машину снабжают приспособлением, регулирующим открывание и закрывание крана между машиной и головкой, или применяют плунжерную шприц-машину (т. е. машину с литьевым цилиндром и плунжером). Иногда комбинируют обе эти машины. В этом случае пластицированный материал шприцуется в литьевой цилиндр.

Стадии раздувания имеют значительно меньше вариантов. Заготовка зажимается или в нижнем конце или с двух сторон. Как только дно заготовки зажато, подается давление. Подача давления осуществляется непосредственно через сердечник головки или (при полном отделении заготовки от головки) через отдельный мундштук или иглу. Если заготовка зажимается с обоих концов, то давление подается через прокол в стенке заготовки. Обычно форму изготовляют из двух половинок, но иногда в качестве отдельной детали делают дно формы. Наибольшее число вариантов конструктивного оформления относится к механизации этой стадии процесса.

Для того чтобы полностью использовать производственную мощность, необходимо построить процесс так, чтобы оборудование не простаивало во время охлаждения изделия. Это может быть достигнуто отделением формы от шприц-головки (вращающийся стол или приспособление, позволяющее осуществлять возвратно-

поступательное движение формы), либо комплектованием пластикационных машин головками, дросселями и профилирующими фильерами, через которые по очереди продавливаются заготовки. Кроме того, для более полного использования оборудования, особенно при выдувании мелких или коротких изделий, на машину иногда устанавливают вертикальную многогнездную форму (обычно с двумя гнездами), в которой гнезда расположены горлышком к горлышку. Давление подается в форму через эти горлышки. Описание некоторых приведенных выше схем можно найти в соответствующих патентах*.

В патенте 2099055 описывается производство бутылок из полимерного материала путем заливки раствора производных целлюлозы в форму и применения давления изнутри или вакуума извне, обеспечивающих точное воспроизведение поверхности формы.

В патенте 2128239 впервые упоминается о выдавливании трубы из нагретого термопластичного материала с применением давления. В этом случае головка шприц-машины вставляется в дно формы для бутылок. Труба, соприкасаясь с дном формы, сваривается, и шприц-головка постепенно выходит из формы. При этом шприцевание и раздувание сжатым воздухом не прекращаются.

В патенте США 2230190 более подробно описаны механические приспособления, при помощи которых осуществляются различные способы сварки конца (торцовой части) заготовки. Так, например, в некоторых случаях применяют дорн, не доходящий до конца внешней части формуемой детали. В образующейся на конце головки полости на очень короткое время создают вакуум. В результате этого труба, сползающая с дорна, сдавливается внешним давлением и слипается. В указанном патенте впервые упоминается вращающийся стол с формами, которые по очереди подводятся к головке шприц-машины. Сама головка передвигается в вертикальной плоскости, что обеспечивает ее контакт с формой в момент попадания последней на позицию заполнения.

Позже было запатентовано большое количество усовершенствований, не изменивших сущность основного процесса (пат. США 2260750, 2283751 и 2285150).

В 1943 г. был запатентован несколько видоизмененный процесс изготовления полых изделий, в котором заготовка отливалась обычным способом на литьевой машине, затем стержень из заготовки вынимался и заготовка, свисающая из зажимного кольца, переносилась в выдувную форму. Существует модификация этого процесса**. Заготовку вынимают из литьевой формы на сердечнике и переносят в чистовую форму, где она раздувается

* Пат. США 2099055, 3/XII 1930 г.; пат. США 2128239, 25/II 1933 г.
** Пат. США 2331702, 12/IX 1943 г.

в бутылку. Подача сжатого воздуха осуществляется через сердечник. Указывается, что изделия, полученные обоими упомянутыми методами, имеют более точные размеры и лучшую поверхность, чем изделия, изготовленные методом раздувания из шприцованных заготовок. Детальное описание и сравнение этих методов приводится в соответствующей литературе[9].

Почти все описанные методы раздувания включают операцию шприцевания заготовки и сваривания ее на переднем конце (сваривание производится обычно в начале цикла шприцевания). Известно, что при сплющивании трубы не всегда удается получить ровное дно одинаковой толщины.

В одном из патентов фирмы «Плэкс корпорейшн» описывается применение для сварки конца трубы формы особой конструкции. В нижнем конце формы (наиболее удаленном от головки шприц-машины) специальный зажим—лезвие срезает грубый заваренный конец заготовки, обеспечивая таким образом образование нового, чистого дна. Если снабдить форму двумя такими зажимами внизу и вверху, можно выпускать сплошные полые изделия, заполненные газом. Этот же газ используется для выдувания изделия. Такой способ особенно удобен для изготовления елочных украшений, поплавков и других сферических изделий.

Совершенно иной подход к данному вопросу описан в патенте 2515093. Согласно этому патенту, труба выдавливается обычным способом. Вращающийся стол с большим количеством форм, снабженных специальным механизмом для их закрывания и открывания, размещается перед головкой шприц-машины. На позиции загрузки форма расположена таким образом, что ее ось совпадает с осью головки шприц-машины. В данном случае не играет никакой роли, заварены ли или открыты концы заготовки. Закрываясь, форма зажимает оба конца заготовки. Сжатый воздух подводится через маленькое отверстие, проколотое специальной иглой в горловине бутылки. Этот способ обеспечивает высокую производительность, но для его реализации необходимо применять большое число форм*.

Большинство методов производства бутылок из полимерных материалов, описанных в данной главе, имеют один общий недостаток: после выхода из машины изделие приходится подвергать дополнительной обработке, при которой затраты труда увеличиваются вдвое. «Хвост», образующийся на дне бутылки при зажимании трубы формой, и горлышко, которое в процессе формования обычно получается длиннее, чем это требуется, должны быть отрезаны. Часто для того чтобы получить внутренний диаметр заданного размера, горлышко бутылки приходится рассверливать.

* Пат. США 2349177, 16/V 1944 г.; пат. США 2515093, 11/VII 1950 г.

В патентах США 2787023 и 2810934 описывается метод получения бутылок, в котором отсутствует дополнительная обработка горлышка. В этом методе удлиненный мундштук головки шприц-машины формует горлышко бутылки, а верхняя часть формы при замыкании обрезает его по длине.

Последние работы по этому вопросу читатель может найти в списке рекомендуемой литературы, приведенном в конце главы[1–4, 9, 10].

Анализ параметров процесса

Рабочие параметры

В большинстве указанных процессов небольшой отрезок трубы определенного размера выдавливается непосредственно в воздух. При этом необходимо поддерживать такую температуру материала, при которой отсутствовало бы течение и утонение заготовки под действием собственного веса и шприцуемая заготовка при ее зажиме сохраняла бы свою форму. Для того чтобы регулировать процесс выдувания, необходимо хорошо знать некоторые свойства материалов. Однако самым важным технологическим параметром процесса является температура. Следующие два фактора очень затрудняют регулирование температуры заготовки:

1) промежуточная операция, при которой большая часть материала, находящегося в угловой головке и поступающая в форму, немедленно замещается свежей порцией сырья, которое должно достигать состояния теплового равновесия в очень короткий промежуток времени;

2) трудности, которые неизбежно возникают при работе с угловой головкой, поскольку поступающие порции материала проходят различный путь вокруг рассекателя. Конструкция угловой головки и проблема равномерного прогрева материала имеет очень большое значение, особенно в машинах типа «Шиптон», где материал проходит довольно значительное расстояние между шприц-машиной и угловой головкой.

Свойства полимеров

Материал, перерабатываемый в бутылки и другие полые изделия на шприц-машинах (при условии шприцевания сверху вниз), должен обладать достаточно высокой вязкостью расплава для сохранения формы заготовки в течение некоторого времени, необходимого для раздувания.

Для описания этого процесса было выведено простое уравнение, которое связывает важнейшие параметры процесса: плот-

ность расплава, длину заготовки и скорость движения трубы в головке.

Данное уравнение было проверено на восьми полимерах; при этом опытные данные хорошо согласовывались с расчетными:

$$\mu = \frac{1555L^2d}{V}$$

где μ—эффективная вязкость, *пз*;
L—длина заготовки, *см*;
ρ—плотность расплава, *г/см*^{3};
V—скорость движения трубы в головке, *см/сек*.

Рассматривая отдельные величины, входящие в уравнение, можно сказать, что эта зависимость логически вполне оправдана. Полимер с высокой плотностью расплава должен иметь более высокую вязкость расплава для того, чтобы шприцевать его с той же скоростью, что и менее плотный расплав. Чем длиннее заготовка, тем выше должна быть вязкость, так как при этом вес трубы больше, шприцуется она в течение более продолжительного времени и, следовательно, движется вниз значительно дольше. Чем ниже вязкость, тем выше должна быть скорость шприцевания.

Приведенное выше уравнение представляет собой первую попытку установить соотношение различных свойств материала и параметров процесса. В действительности зависимость эта сложнее, так как следует еще учитывать диаметр и толщину стенки трубы, которые влияют на скорость охлаждения. Однако для того чтобы определить, можно ли выдувать бутылки из данного полимера, это уравнение очень полезно.

Ниже приводится пример применения рассмотренного уравнения.

Пусть температура шприцевания полимера равна 154 °С. Вязкость расплава при 154 °С, экстраполированная к нулевому значению напряжений сдвига, составляет $3{,}8\cdot10^5$ *пз*. Плотность расплава при этой температуре 0,79 *г/см*^{3}. Для того чтобы изготовить бутылку, нужна заготовка длиной 27,94 *см*. Оптимальная скорость машины с данной конструкцией головки 37,5 *см/сек*.

Требуется установить, можно ли изготовить бутылки из полимера с указанной вязкостью. Для этого согласно приведенному выше уравнению определяют вязкость и полученный результат сравнивают с вязкостью данного полимера:

$$\mu = \frac{1555\cdot L^2\rho}{V} = \frac{1555\cdot 27{,}94^2\cdot 0{,}79}{37{,}5} = 4\cdot10^4\ пз$$

Поскольку вязкость выбранного полимера равна $3{,}8\cdot10^5$ *пз*, очевидно, что его можно применять для изготовления бутылок.

Однако вязкость расплава—это не единственная характеристика расплава полимера, учитываемая при формовании полых изделий. Помимо высокой вязкости, необходимой для сохранения заготовкой своей формы при шприцевании, полимер должен обладать способностью сильно растягиваться при раздувании сжатым воздухом. Другой важной характеристикой является прочность сварного шва на участке заготовки, где формуется дно. Этим участком может оказаться как верхний, так и нижний конец заготовки в зависимости от выбранной схемы производства. Если дно бутылки формуется из нижней части заготовки, то оно остывает быстрее, так как выходит из головки раньше. При формовании бутылей больших размеров это более быстрое остывание дна становится серьезной проблемой, поскольку оно влияет на прочность сварного шва и способность материала растягиваться.

Перспективы развития процесса

Производство упаковочной тары методом раздувания будет непрерывно развиваться. На основе успешного применения общих теорий к проблемам конструирования оборудования для изготовления полых изделий создается более эффективное оборудование. Улучшаются свойства существующих термопластичных материалов и создаются новые полимеры специально для производства упаковочных средств. Среди материалов для производства полых изделий определенное место займут полиамиды, обладающие высокой вязкостью расплава. Полиамиды имеют ряд преимуществ перед полиэтиленом; они стойки по отношению к эфирным маслам, более жестки и могут использоваться в качестве сосудов для транспортирования аэрозолей под давлением. Сополимеры некоторых марок найлона и поликарбонаты, отличающиеся высокой степенью прозрачности, также безусловно найдут применение в будущем. Кроме того, в настоящее время внимание инженеров-переработчиков привлекли полипропилен и полиформальдегид, которые могут служить хорошим сырьем для производства бутылок.

ЛИТЕРАТУРА

1. Anonymous Blow-Moulding of Polythene Bottles, Brit. Plastics, **26**, 375 (1953).
2. Anonymous, Extrusion-Blowing of Bottles, Brit. Plastics, **23**, 98 (1950).
3. Anonymous, New Manufacturing Techniques for Polythene Bottles, Brit. Plastics, **26**, 1950 (1953).
4. Anonymous, Progress in Polythene Bottle Manufacture, Plastics (London), **19**, 250 (1954).
5. Du Pont (E. I. du Pont de Nemours a. Co., Inc.), Information Release, Polychemicals Department, Bottle Blowing Resins—Application of Mathematical Equation to Describe Minimum Viscosity Requirements, Dec. 12, 1955.

6. Huscher J. L., Polyethylene Permeability, Chem. Eng., **59**, 260 (1952).
7. Parliman J. H., Polyethylene Permeability, Modern Packaging, **21**, 198 (1948).
8. Pinsky J., Nielsen A. R., Parliman J. H., Shelf Life in Polyethylene, Modern Packaging, **27**, 145 (1954).
9. Renfrew A., Morgan P., Polythene, p. 420, London, Illife a. Sons, Ltd.
10. Spies H., The Production of Blown Plastics Articles, Plastics (London), **20**, 114 (1955).

Глава X

СВАРКА ТЕРМОПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ*

Сварка представляет собой процесс соединения деталей из термопластичных материалов.

Этот процесс приобрел за последнее время очень большое значение. Так, например, в 1957 г. около 90 тыс. *т* полиэтиленовой пленки были переработаны в изделия для упаковки железоскобяных товаров, овощей, сухих продуктов и игрушек, что соответствует по крайней мере 10 млрд. мешков с одним сварным швом.

Плащи из полиэтиленовой пленки также изготавливаются при помощи сварки.

Сварка применяется при монтаже стойких к химическим веществам трубопроводов, при изготовлении таких деталей, как клапаны, вентили и т. п.

Следует отметить, что в отличие от прочих процессов переработки термопластичных материалов сварка применяется для получения изделий из заранее заготовленных деталей.

Сварка пластмассовых изделий, описанная в данной главе, является относительно новым процессом, который развивался в основном эмпирическим путем.

Виды сварки

Детали из термопластичного материала могут быть соединены друг с другом при помощи растворителя. клея, а также путем нагревания под давлением (склеивание в настоящей главе не рассматривается).

Ниже описаны семь способов сварки:

1) сварка под прессом или роликом;
2) высокочастотная сварка;
3) газовая сварка;
4) сварка при помощи горячих инструментов (термоконтактная сварка);

* Б. П. Рауз, Т. М. Хаст (B. P. Rouse, Jr., Ph. D., T. M. Hearst, B. S., Tennessee Eastman Company, a division of Eastman Kodak Company).

5) индукционная сварка и другие аналогичные ей способы;
6) сварка с использованием шприц-машины;
7) фрикционная сварка (сварка трением).

Сварка в сварочных прессах

Этот способ наиболее широко распространен в промышленности. Два куска пленки закладываются в пресс (рис. 10,1), где при нагревании под давлением происходит оплавление и сварка внутренних поверхностей.

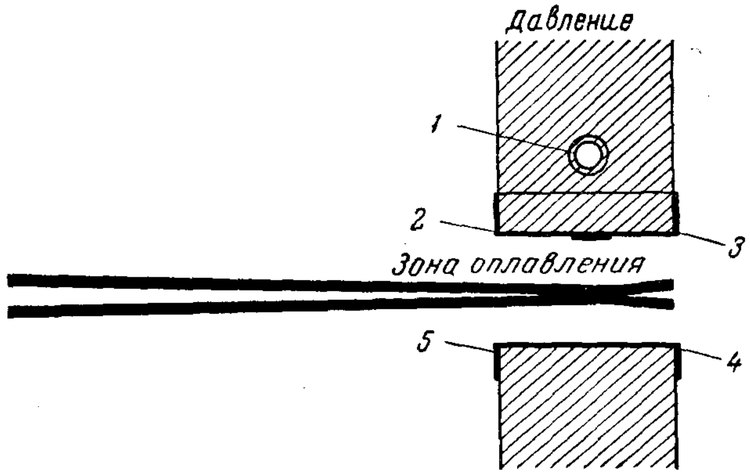


Рис. 10,1. Схематическое изображение сварочного пресса:
1—нагревательный элемент; *2*—прокладка; *3*—подвижная нагреваемая верхняя плита; *4*—неподвижная холодная нижняя плита; *5*—термоизоляция.

Следует отметить, что все подводимое извне тепло поступает к материалу через слой пленки. Поскольку термопластичные материалы являются очень плохими проводниками тепла, очевидно, что сварка в прессе может применяться лишь в тех случаях, когда хотя бы один из слоев материала очень тонок.

Наиболее широко этот способ применяется для сварки мешков и другой тары из полиэтиленовой пленки.

Типы нагревателей

Известны два типа прессов—с обычными электронагревателями и с импульсным обогревом. Пресса с обычным нагревателем сохраняют постоянную заданную температуру в течение всего процесса сварки. Обычно они имеют нагреватель сопротивления, вставленный в корпус подвижной рамы. Пресса с такими нагревателями изготовляются из металлов с высоким коэффициентом

теплопередачи; это позволяет поддерживать одинаковую температуру на всей рабочей поверхности. Температуру замеряют при помощи термопар, вмонтированных в раму. Величина силы тока, а следовательно, и температура регулируется автоматически или при помощи автотрансформаторов. Иногда пользуются простыми биметаллическими регуляторами, которые регулируют силу тока, подводимого к нагревателям.

Пресса с импульсными нагревателями отличаются от описанных выше тем, что температура меняется в процессе сварки. При этом у рабочей поверхности подвижной рамы расположены импульсные нагреватели малой мощности, которые действуют только в течение небольшой части рабочего цикла. Тело рамы может охлаждаться циркулирующей жидкостью. Точность регулирования температуры определяется продолжительностью импульса тока, которая задается при помощи электронных таймеров, а также изменением напряжения, приложенного к нагревательным элементам сопротивления.

Последовательность операций при работе с импульсным нагревателем следующая: 1) два куска материала помещают между плитами пресса; 2) смыкая плиты, создают заданное давление и включают нагреватель; 3) после того как импульсный нагреватель сработал, пресс оставляют в замкнутом положении до тех пор, пока охлаждающая жидкость не понизит температуру сварного шва.

Для импульсной сварки характерно быстрое охлаждение готового изделия. Такой способ очень удобен для сварки частично кристаллизованных полимеров, так как при быстром охлаждении понижается степень кристалличности, а следовательно, образуется более плотный шов. Импульсная сварка особенно широко применяется для изготовления полиэтиленовых мешков, хотя для них плотность шва не имеет большого значения.

Независимо от типа нагревателя нижняя плита сварочного пресса должна быть изготовлена из теплостойкого относительно легко деформирующегося упругого материала. Применение такого материала для изготовления нижней плиты пресса позволяет компенсировать разнотолщинность материала и осуществлять сварку без морщин, внахлестку и уголками (угловые соединения).

Регулируемые параметры процесса

В этом разделе рассматривается соотношение между тремя параметрами—температурой, продолжительностью цикла и давлением при сварке.

Температура. В табл. 15 приведены теплопроводность, удельная теплоемкость и теплостойкость наиболее широко распростра-

ненных термопластичных материалов. Из таблицы видно, что количество тепла, необходимого для сварки, сильно меняется от материала к материалу. Оно может быть различным даже для одного и того же материала (например, в зависимости от его толщины). Поэтому на практике используются сварочные пресса со значительным запасом мощности нагревателей.

Таблица 15

Теплофизические свойства некоторых полимеров

Полимер	Теплопроводность *ккал/м·ч·°С* ASTM C 177	Удельная теплоемкость *ккал/кг·°С*	Теплостойкость °С ASTM D 648
Ацетат целлюлозы . .	0,221—0,443	0,1667—0,1058	43—96
Пропионат целлюлозы	0,293—0,298	0,21—0,222	43—82
Ацетобутират целлюлозы	0,221—0,443	0,1667—0,222	46—99
Найлон	0,288—0,321	0,222	149—176 при 46 *кГ/см²*
Полиметилметакрилат	0,255	0,205	71—91
Поливинилхлорид пластифицированный	0,166—0,221	0,1667—0,2778	
непластифицированный	0,166—0,387	0,111—0,1667	54—76
Поливинилиденхлорид	0,166	0,1778	54—64
Полиэтилен	0,443	0,3055	41—49
Полистирол	0,133—0,183	0,1778	64—99

На рис. 10,2 показано, в каком диапазоне изменения температур и времени при заданном давлении для специальной полиэтиленовой пленки можно получить качественный сварной шов (т. е. зависимость времени выдержки материала в прессе от температуры сварки). Аналогично можно оценить продолжительность сварки любого термопластичного материала. На рис. 10,3 приводится зависимость времени выдержки материала в прессе от температуры сварки для двух разных давлений. Из графика видно, что с повышением давления сокращается время цикла и одновременно уменьшается величина диапазона рабочих температур. Сужение этого диапазона температур обусловлено тем, что с увеличением давления возрастает скорость течения материала.

Толщина свариваемых изделий определяет величину необходимой мощности нагревателей. Для каждого термопластичного материала существует такая критическая толщина, выше которой на сварочном прессе нельзя получить качественного шва. Для того чтобы сварить толстые детали в прессе, не увеличивая чрезмерно времени нагревания, приходится настолько увеличивать

температуру сварки, что материал у рабочей поверхности начинает вытекать. Следовательно, из двух термопластичных материалов с одинаковой температурой размягчения материал с более высоким коэффициентом теплопроводности или меньшей удельной теплоемкостью может быть сварен в более толстом слое.

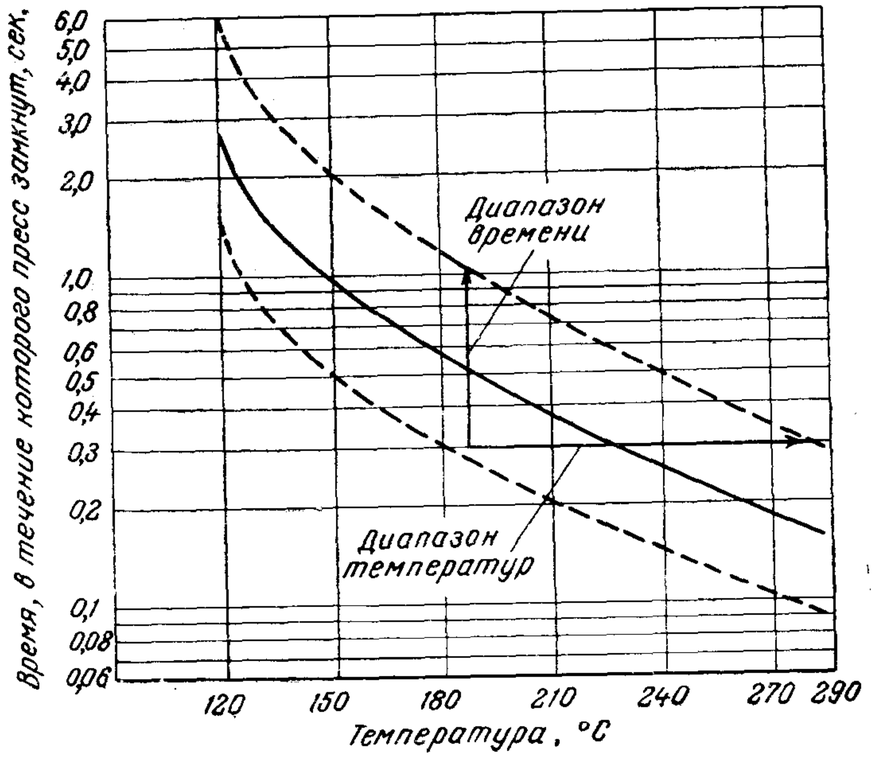


Рис. 10,2. Типичная «рабочая карта» сварки полиэтиленовой пленки. Пунктирные линии ограничивают область режимов, при которых можно получить качественный сварной шов.

Полиэтиленовая пленка толщиной 0,038 *мм*; давление 2,8 *кГ/см²*.

Продолжительность рабочего цикла. Сварочные прессы обычно имеют реле времени, задающее продолжительность цикла с точностью до долей секунды. При помощи этих реле устанавливается время, в течение которого пресс замкнут. В конце заданного периода времени давление снимается и пресс раскрывается.

При работе с импульсными нагревателями одновременно задается давление и включается нагрев. Время нагревания подбирается так, чтобы слой пленки успел нагреться до температуры, при которой происходит оплавление обеих свариваемых поверхностей. При удлинении цикла всегда снижается производительность. Поэтому при составлении технологической карты операции необходимо так подобрать давление и температуру, чтобы цикл не оказался слишком продолжительным. Короткие циклы требуют

высоких температур, а при высоких температурах и низком давлении качество сварного шва понижается.

Давление. Для того чтобы обеспечить плотный контакт свариваемых поверхностей, а также их оплавление, сварку проводят под давлением. Обычно для этой цели пользуются пневматическими приспособлениями. Как правило, прессы снабжаются манометрами и понижающими редукторами для подключения к сети сжатого воздуха.

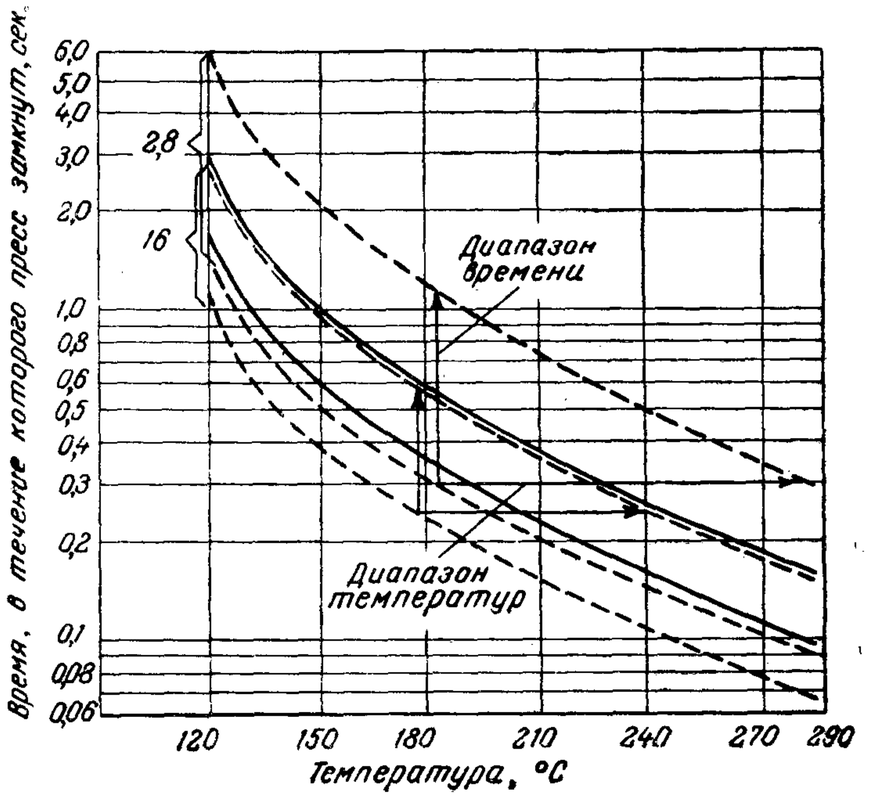


Рис. 10,3. Рабочие кривые зависимости времени выдержки материала от температуры сварки для той же пленки, что и на рис. 10,2, при двух разных давлениях.

Полиэтиленовая пленка толщиной 0,038 *мм*; цифры на графике—давление в *кГ/см²*.

Пленки при температурах размягчения можно сваривать под разными давлениями. Давление подбирается так, чтобы, с одной стороны, свести время сварки к минимуму, а с другой стороны—предотвратить вытекание материала. Это означает, что большинство термопластов сваривается при относительно небольших давлениях. При низких давлениях увеличивается диапазон температур, при которых может производиться сварка пленки (см. рис. 10,2 и 10,3). Диапазон допустимых давлений определяется вязкостью и температурой размягчения материала. Например, полиэтилен—материал с относительно низкой вязкостью и температурой размягчения—можно сваривать при давлении 0,7—1,4 *ата*, в то время как более вязкий ацетат целлюлозы сваривается при давлении 14 *ата* и выше.

Способы, предотвращающие прилипание материала к плитам

Многие термопластичные материалы при рабочих температурах прилипают к металлическим поверхностям. Существуют разные способы, предотвращающие контактирование полимера с поверхностью металлических плит прессов. Для этой цели можно воспользоваться листовым целлофаном или тонкой бумагой. Как правило, лист-прокладку выбрасывают после сварки. Иногда ее используют в качестве подкладки для наклейки ярлыка. Прокладка может быть изготовлена из стеклоткани, пропитанной тефлоном. Прокладка из тефлона долговечна. Она крепится между источником тепла и свариваемым изделием.

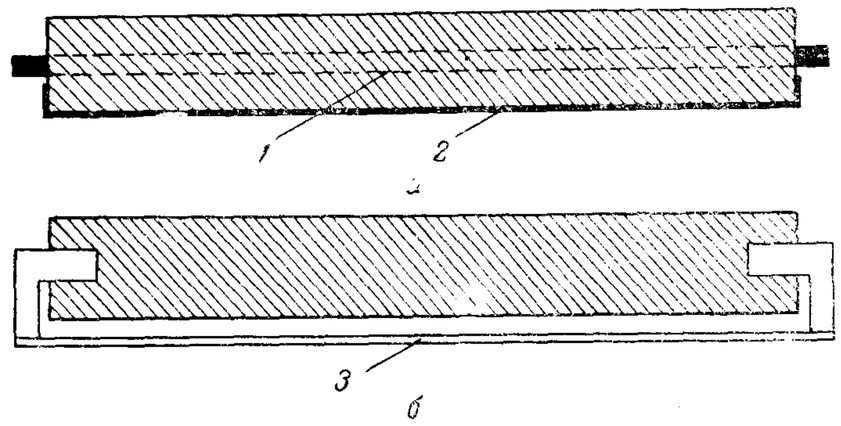


Рис. 10,4. Расположение прокладок в горячей плите (*а*) и в плите с импульсным нагревателем (*б*):

1—нагревательный элемент; *2*—прокладка (обычно стеклоткань, пропитанная тефлоном); *3*—нагревательный элемент сопротивления, заделанный в прокладке.

На рис. 10,4 показан поперечный разрез плит разного типа с изолирующим слоем из тефлона.

Для того чтобы увеличить упругость поверхности ненагреваемой плиты пресса, ее часто покрывают силиконовым каучуком. Для предотвращения прилипания материала к металлу можно пользоваться силиконовой смазкой. Тонкий слой такой смазки хорошо защищает рабочие поверхности пресса. Однако этот слой приходится часто восстанавливать, потому что после каждой операции небольшое количество смазки прилипает к изделию.

Непрерывная сварка

В промышленности используется различное оборудование работающее по тому же самому принципу, что и сварочные пресса, но с другим конструктивным оформлением. Чаще всего при

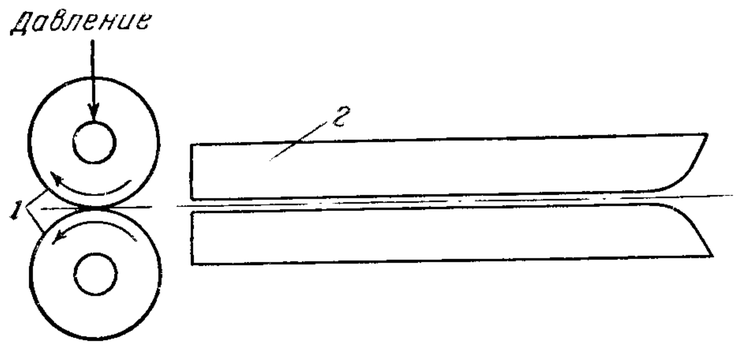


Рис. 10,5. Роликовый сварочный аппарат:
1—нагретые ролики; *2*—зона предварительного подогрева.

меняются роликовые станки для непрерывной сварки[14]. На этих станках пленка зажимается между двумя бесконечными узкими металлическими лентами, которые проходят сначала зону нагре-

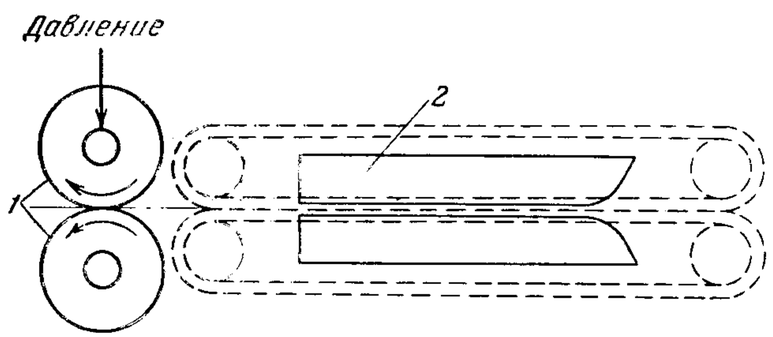


Рис. 10,6. Сварочный аппарат с бесконечным ремнем:
1—нагретые ролики; *2*—зона предварительного подогрева.

ва, а потом зону охлаждения. В зоне нагрева температура ленты доводится до рабочей. Нагрев ленты производится при помощи специального нагревателя сопротивления. В зоне охлаждения съем тепла осуществляется воздухом или жидкостью, циркулирующей в отдельной замкнутой системе. Между зоной нагрева и охлаждения обычно крепятся небольшие ведущие ролики, которые создают давление, необходимое для сварки.

На рис. 10,5, 10,6, 10,7 приведены различные типы сварочных аппаратов. В роликовом сварочном аппарате с неподвижным

узлом предварительного нагрева материал протягивается через зону нагрева при помощи сварочных роликов, служащих иногда и ведущими роликами (см. рис. 10,5). В зоне нагрева материал размягчается, а затем проходит через ролики, которые его сдавливают до определенной толщины. Поверхность роликов иногда гофрируется. Этот аппарат часто применяется для сварки целлофана. Специальная модель такого аппарата применяется для сварки слоистых материалов и материалов, покрытых другими пленками.

В сварочном аппарате с бесконечным ремнем (обычно резина, ткань или цепь) материал подается в зону предварительного нагрева, а затем к сварочным роликам, которые иногда также подогреваются.

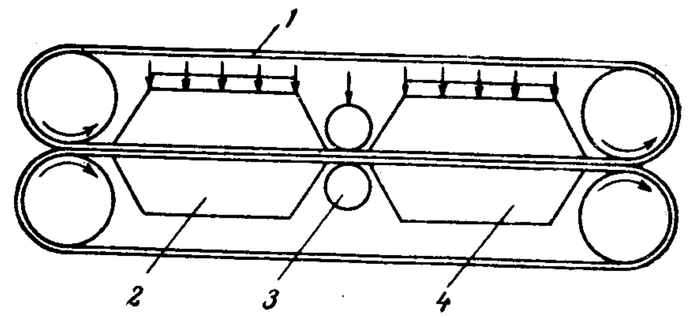


Рис. 10,7. Ленточный сварочный аппарат:
1—бесконечные металлические ленты; *3*—нагреваемые губки; *3*—ролики; *4*—охлаждающие губки.

Некоторые аппараты снабжены второй парой ремней, протягивающих материал через зону охлаждения, в которой материал отверждается.

Наличие ремней обеспечивает постоянную скорость прохождения материала через сварочные ролики. Аппарат предназначен для сварки целлофана и некоторых слоистых материалов, а также аморфной пленки.

В ленточном сварочном аппарате бесконечные металлические ленты протягивают материал последовательно между нагретыми губками, роликами и охлаждающими губками (см. рис. 10,7). Тепло быстро передается через тонкие ленты, и материал нагревается. Попадая после роликов на охлаждающие губки, материал остывает.

Для более тяжелых условий работы создана модель с несколькими направляющими роликами, расположенными между зонами нагрева и охлаждения. Эта модель предназначена для сварки аморфной пленки, слоистых материалов и для материалов с покрытием.

Известны несколько различных моделей машин для непрерывной сварки, в которых направляющие ролики расположены до зоны нагрева, между зоной нагрева и охлаждения и после зоны охлаждения. Давление, которое создается роликами, развивается под действием натяжения пружин или сжатого воздуха. Натяжение лент регулируется пружиной, установленной на башмаках. Ленты могут быть покрыты тефлоном. В зоне охлаждения материал прилипает слабее, однако все рабочие поверхности должны быть обработаны самым тщательным образом.

Для непрерывной сварки термопластичных материалов применяются также так называемые сварочные ролики и барабаны, изготавливаемые обычно из алюминия. В них смонтированы нагревательные элементы и терморегуляторы. Поверхность обода ролика должна быть гладкой с закругленными краями. Ширина ролика около 3 *мм*. Ролик, покрытый слоем тефлона, монтируют на стандартной сварочной машине. В процессе работы он катится по поверхности стола—формующей плиты. Пленка проходит между плитой и роликом, который уравновешивается при помощи противовеса с набором грузов. Скорость вращения ролика регулируется в соответствии со скоростью движения пленки по плите. Рекомендуемое усилие прижима 0,68 *кГ*. Скорость сварки полиэтиленового рукава на таких машинах доходит до 30,5 *м/мин*. Температура при этом должна поддерживаться относительно высокой, однако особенно тщательно регулировать ее необязательно. При сварке пленки толщиной 0,05 *мм* со скоростью 20 *м/мин* при температурах в диапазоне от 177 до 232 °С получается сварной шов удовлетворительного качества (прочность шва равна прочности самого материала).

Машины непрерывной сварки применяются для изготовления упаковочного материала из полиэтилена, поливинилхлорида и поливинилиденхлорида и т. п.

Высокочастотная сварка

Этот метод появился сравнительно недавно и его принцип описан во многих работах[4].

Популярное изложение вопросов применения высокочастотной сварки дано в журналах.

Как говорит само название, высокочастотная сварка осуществляется в поле высокой частоты, которое генерируется при помощи электродов, одновременно служащих зажимами для свариваемых изделий.

Сварка деталей происходит при нагревании под давлением, которое на них производят зажимы.

Свойства полимеров

Полярные полимеры представляют собой вещества, в молекулах которых электроны смещены от одних атомов к другим так, что атом-донор становится более электроположительным, а атом-акцептор более электроотрицательным. Такие молекулы, обладающие парой зарядов противоположного знака, находящиеся на некотором расстоянии друг от друга, называются диполями.

Если диполь поместить в электрическое поле, он будет ориентироваться сообразно знаку зарядов электродов. В случае переменного поля этот процесс повторяется многократно в зависимости от частоты. Чем больше вязкость материала, тем больше сопротивление изменению ориентации и тем больше затрачиваемая работа. Эта работа характеризует диэлектрические потери.

Наиболее важными характеристиками материалов с точки зрения рассматриваемого метода высокочастотной сварки являются электрическая прочность, диэлектрическая постоянная, факторы потерь и мощности.

Электрическая прочность определяет способность материала-изолятора сопротивляться пробою. Если термопластичные материалы поместить в электрическое поле, в них возникают напряжения, подобно тому как возникают напряжения под действием механических нагрузок.

Для каждого термопластичного материала при повышении электрического напряжения может быть достигнуто такое его значение, при котором наступает пробой. Эта величина, измеряемая при определенной толщине листового материала, определяет его электрическую прочность и зависит от скорости приложения и увеличения потенциала, от поверхностных эффектов и т. д. Очевидно, что рассматриваемая характеристика имеет очень большое значение в условиях высокочастотной сварки.

Коэффициент теплопроводности для данного процесса не играет существенной роли, поскольку тепло генерируется внутри самого материала, а не под действием внешнего нагрева.

Диэлектрическая постоянная характеризует электрическую емкость материала и зависит от времени релаксации[15], которое определяется временем, необходимым для восстановления под действием теплового движения наиболее вероятного расположения молекул после снятия электрического поля.

Малое время релаксации соответствует низкой диэлектрической постоянной. Материалы с очень малым временем релаксации могут быть сварены за более короткие отрезки времени в электрических полях более высоких частот[10].

Фактор мощности определяется как отношение общих потерь мощности к произведению напряжения на силу тока в конденса-

торе, где данный материал служит диэлектриком. Материалы с более высоким фактором мощности лучше поддаются сварке токами высокой частоты. Считается, что чем ниже фактор потерь, тем больше расход мощности на сварку материала.

Как правило, в тех случаях, когда фактор мощности материала ниже или равен 10^{-4}, сваривать его токами высокой частоты не рекомендуется.

Фактор диэлектрических потерь равен произведению диэлектрической постоянной на фактор мощности. Величина этого фактора является лучшим критерием при определении поведения материала в условиях высокочастотной сварки.

Следует отметить, что зависимости между рассмотренными характеристиками (диэлектрическая постоянная, факторы мощности и потерь) и частотой нелинейные. Поэтому для того, чтобы можно было пользоваться этими характеристиками при определении поведения материала в процессе высокочастотной сварки, они должны быть замерены при частотах, близких к рабочим.

Высокочастотный метод сварки применяется для изделий из ацетата целлюлозы. пропионата целлюлозы, ацетобутирата целлюлозы, полиамидов, полиметилметакрилата, поливинилхлорида и поливинилиденхлорида. Этот список далеко не полный, но он охватывает наиболее важные материалы, которые в больших количествах свариваются токами высокой частоты. Одним из примеров использования высокочастотной сварки может быть изготовление плащей и накидок из поливинилхлоридной пленки. Токи высокой частоты непригодны для сварки полиэтилена и полистирола—неполярных полимеров с очень низкими факторами мощности (порядка 10^{-4}).

В табл. 16 приведены величины диэлектрических постоянных, факторов мощности и электрических прочностей для наиболее распространенных термопластичных материалов.

Принцип действия

Оборудование для высокочастотной сварки конструктивно не отличается от того, которое используется для тепловой сварки. Основное различие состоит в том, что в первом случае плиты выполняют роль электродов, а не источника тепла, поэтому необходимо изготовлять электроды из металла с высокой проводимостью, чтобы предотвратить их нагревание вследствие сопротивления прохождению электрического тока, так как это может вызвать пригорание материала.

Известно много конструкций высокочастотных сварочных машин с электродами различной формы. Некоторые типы электродов имеют охладительные каналы для съема тепла, получаемого

электродами от свариваемого материала, и выделяющегося джоулева тепла.

Плиты сварочных прессов представляют собой латунные, алюминиевые или стальные основания, покрытые полосовой латунью шириной 13—100 *мм* и толщиной до 3 *мм*. Увеличение толщины полосы свыше 3 *мм* существенно не повышает прочности сварного шва. Все рабочие поверхности должны быть гладкими, с закругленными краями, для предохранения от образования электрической дуги или пригорания материала. Электроды с острыми краями дают слабый шов, который можно легко разорвать даже руками.

Существуют машины для непрерывной высокочастотной сварки, так называемые высокочастотные «швейные» машины, где верхний электрод имеет форму ролика. Этот ролик является ведущим, он протягивает материал и сваривает его. Сварочные машины такого типа прекрасно приспособлены для сварки плащей, кисетов и пакетов для пищи.

Оборудование, необходимое для получения токов высокой частоты, всегда состоит из генератора частоты и контуров управления.

Таблица 16

Электрические свойства некоторых полимеров

Полимер	Диэлектрическая постоянная (ASTM D 150)		Фактор мощности (ASTM D 150)		Электрическая прочность, *кв/мм* (ASTM D 149)	
	при 10^3 *гц*	при 10^6 *гц*	при 10^3 *гц*	при 10^6 *гц*	при кратковременном испытании	при ступенчатом испытании
Ацетат целлюлозы	3,5—7,0	3,2—7	0,01—1,6	0,01—0,1	10—14,6	8—12
Пропионат целлюлозы	3,6	3—3,6	0,006—0,01	0,02—0,03	12—18	—
Ацетатобутират целлюлозы	—	3,2—6,2	—	0,01—0,04	10—16	—
Найлон	4—4,5	3,4—3,5	0,02—0,04	0,03—0,04	15,4—18,8	13,6—16,4
Полиметилметакрилат	3—3,5	2,2—3,2	0,03—0,04	0,02—0,03	18—22	14—16
Поливинилхлорид пластифицированный	4—8	3,3—4,5	0,07—0,16	0,04—0,14	12—40	11—36
непластифицированный	3—3,3	2,8—3,1	0,009—0,017	0,006—0,019	17,4—52	15—30
Поливинилиденхлорид	3,5—5	3—4	0,06—0,075	0,05—0,08	14	12
Полиэтилен	2,3	2,3	<0,0005	<0,0005	18,4	16,8
Полистирол	2,4—2,65	2,4—2,65	0,0001—0,0004	0,0001—0,0004	20—28	16—24

На генератор подается выпрямленный постоянный ток высокого напряжения. Работа с такими высокими напряжениями требует соответствующих устройств, которые обеспечивают технику безопасности (например, отдельное размещение установки и блокировка подходов к ней).

В генераторе высокой частоты постоянный ток высокого напряжения трансформируется в переменный ток частотой 10—40 *Мгц*. Требуется довольно значительный расход энергии, чтобы нагреть материал с низким фактором мощности. Для высокочастотного оборудования этот расход обычно составляет 1,4—100 *квт*. Наиболее распространенная рабочая частота 27,18 *Мгц*. Однако если оборудование защищено должным образом, разрешается работать на любой частоте. Как правило, в помещении, где производят высокочастотную сварку, устанавливают экраны из неокрашенного гальванического железа. Экранирование помещения часто оказывается экономически более выгодным, чем установка нескольких тщательно защищенных аппаратов. Следует обращать особое внимание на уровень излучения в экранированных помещениях.

Контур управления синхронизирует работу генератора и пресса и прежде всего регулирует время нагревания и охлаждения материала.

Современные генераторы оборудованы приборами—антисипаторами, которые защищают электроды. Если сопротивление между электродами упадет ниже заданной величины, антисипатор выключает генератор. Сопротивление может понизиться в результате попадания грязи, металлических частиц или от возникновения дуги вокруг материала.

Мощность генератора определяет производительность сварочной машины, т. е. объем материала, который может быть нагрет до температуры, при которой материал расплавится за определенный промежуток времени при данном давлении. Кертис предложил упрощенную формулу расчета мощности, необходимой для сварки термопластичного материала определенной толщины[8]:

$$W \cdot H \cdot T = Q$$

где W—вес материала, *кг*;
H—удельная теплоемкость, *ккал/кг*·°С;
T—перепад температур, °С;
Q—количество тепла, *ккал*.

Эта формула не учитывает электрические свойства нагреваемого материала. Более точная формула для расчета мощности, также предложенная Кертисом, имеет вид:

$$H = CFL\frac{E^2}{T}$$

где C—диэлектрическая постоянная;
F—частота, *Мгц*;
L—фактор потерь;
E—напряжение, *в*;
T—толщина детали, *мм*.

Рабочий цикл

Трудно привести пример типичного цикла сварки какого-нибудь термопластичного материала, так как цикл меняется в зависимости от толщины, длины и ширины шва. Поскольку оборудование рассчитано на определенную мощность и работает на заданной частоте, может изменяться лишь длительность операции. Как было установлено опытным путем, обычный цикл должен продолжаться менее четырех секунд. Для того чтобы увеличить время сварки, необходим более мощный генератор. На практике оказалось, что толстые детали свариваются быстрее, чем тонкие, так как последние легче отдают тепло электродам.

Обычно на нагревание материалов, содержащих пластификатор, расходуется меньше мощности, чем на нагревание непластифицированных материалов. Это видно из того, что диэлектрические постоянные и фактор мощности у пластифицированного поливинилхлорида выше, чем у непластифицированного.

Стоимость оборудования для высокочастотной сварки выше, чем стоимость оборудования для тепловой сварки. Однако существует много случаев, когда высокочастотные машины оказываются единственно пригодными для сварки некоторых термопластов. Для материалов, чувствительных к перегреву, такой метод обладает большими достоинствами, так как прогрев происходит быстро, тепло распределяется равномерно по всему материалу и температурный градиент невелик.

Газовая сварка

В процессе газовой сварки термопластичный материал нагревается в месте будущего шва струей горячего воздуха или инертного газа, выходящего из горелки. При газовой сварке обычно пользуются присадочным прутком из того же самого или аналогичного свариваемому материала (рис. 10,8).

Газ нагревается в горелке, где он проходит через электрические нагревательные элементы, или змеевик, который в свою очередь нагревается газовым пламенем. Горелки с электрическим нагревателем легче и компактнее, поэтому они применяются чаще, чем газовые. Однако последние имеют определенные преиму-

щества при работе в полевых условиях в качестве переносных установок.

Сварочные горелки обычно комплектуются набором наконечников с разными диаметрами зазоров (чаще всего от 3 до 6 *мм*). В горелках такого типа температуру газовой струи регулируют, уменьшая или увеличивая пламя, нагревающее змеевик.

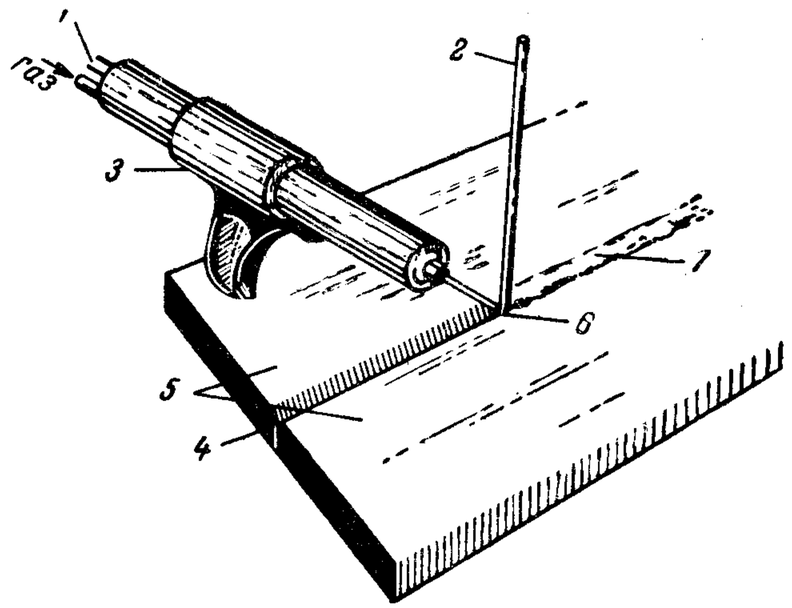


Рис. 10,8. Схематическое изображение процесса газовой сварки:

1—клеммы нагревательного элемента; *2*—присадочный пруток; *3*—газовая горелка для сварки; *4*—V-образные кромки шва; *5*—листы термопластичного материала; *6*—поток горячего воздуха, направленный в место сварки; *7*—шов.

Мощность электрической газовой горелки регулируется трансформатором. Кроме того, температуру сварки можно регулировать, меняя расстояние между швом и наконечником горелки. При сварке полиэтилена температура выходного отверстия горелки должна составлять около 282 °С. Рабочая температура газа при этом условии оказывается равной примерно 200 °С, так как перепад температур на участке между выходным отверстием горелки и швом достигает 82 °С. Оказалось, что при сварке полиэтилена струей горячего воздуха материал частично разрушается. Этот вывод был сделан на том основании, что после сварки величина относительного удлинения полиэтилена уменьшалась. Поскольку разрушение материала происходит вследствие окисления полимера, в качестве теплоносителей при сварке применяются инертные газы, такие, как двуокись углерода и азот. В настоящее время при газовой сварке чаще всего пользуются азотом.

Редуктор должен быть рассчитан на непрерывную подачу газа с давлением от 0,35 до 0,7 *ати*. Расход нагретого газа при сварке приблизительно 0,00056—0,028 $м^3/мин$. Скорость сварки, как правило, невелика—от 25 до 63 *мм/мин*.

Присадочный пруток для газовой сварки, так же как и при газовой сварке металлов, изготовляется из материала, аналогичного свариваемому. Например, при сварке полиэтилена наилучшие результаты дает присадка, состоящая из полиэтилена с добавкой 5% полиизобутилена. Эта композиция улучшает сопротивление шва растрескиванию и понижает точку плавления материала, т. е. увеличивает скорость сварки. В зависимости от размера сварочного пистолета выбирается присадочный пруток диаметром 1,6—4 *мм*. Лучше всего пользоваться круглым прутком, так как при этом получается гладкий и однородный шов.

Сварка при помощи нагретых инструментов

Этот способ состоит в том, что свариваемые поверхности нагреваются горячим металлическим инструментом до заданной температуры, после чего источник тепла удаляют, а нагретые поверхности быстро соединяют под давлением (спрессовывают). После охлаждения давление снимают, и сварка оканчивается. Такой способ сварки применяется при монтаже полиэтиленовых трубопроводов, изготовлении игрушек, предметов домашнего обихода и других изделий из различных полимеров.

Индукционная сварка и другие аналогичные ей способы

Существует по крайней мере два способа, где тепло, необходимое для оплавления кромок шва, генерируется в проводнике (проволоках), который по окончании сварки остается в месте соединения деталей.

В одном случае получают тепло, индуцируя ток в замкнутом контуре (индукционная сварка), в другом ток пропускают через проводник с большим сопротивлением (нагрев за счет джоулева тепла).

Индукционная сварка

При индукционной сварке используется тепло, которое генерируется в цепи сопротивления электромагнитным полем высокой частоты[6]. Как правило, индукционная сварка осуществляется в несколько стадий:

1) между двумя свариваемыми деталями закладывается вставка из металла, обладающего хорошей проводимостью;

2) детали помещают в электромагнитное поле высокочастотного генератора;

3) детали прижимают друг к другу и включают генератор;

4) при прохождении тока по цепи выделяется тепло, которое оплавляет поверхность свариваемых деталей;

5) генератор выключается; расплавленные поверхности остывают, образуя прочный и долговременный шов.

Время нагревания вставки зависит от подводимой мощности. Мощность и время, необходимые для нагрева контура до заданной температуры, могут быть подсчитаны по формуле:

$$W \cdot S \cdot T = Q$$

где W—вес материала, *кг*;

S—удельная теплоемкость, *ккал/кг·°С*;

T—заданный перепад температур, °С;

Q—количество тепла, необходимого для сварки, *ккал*.

Пересчитав *ккал* в *квт* и разделив результат на мощность генератора в *квт/мин*, получим время нагрева.

Чтобы получить шов хорошего качества при индукционной сварке толстостенных изделий, необходимо приложить значительные усилия (не менее 1,8 *кг* на 1 линейный *мм* шва).

Количество тепла, генерирующегося в металлической вставке, для генератора с данной мощностью прямо пропорционально времени нагрева. Чем выше время нагрева, тем больше расплавляется материала, тем прочнее получается шов. Однако слишком длительный нагрев может вызвать перегрев и разложение материала. Обычно время нагрева при индукционной сварке составляет 3—10 *сек*. Кромки сварного шва обрабатывают так, чтобы на них получились сопрягающиеся канавка и выступ или какая-нибудь другая аналогичная конфигурация, которая обеспечила бы плотное и надежное размещение вставки.

В любом случае вставка должна быть полностью окружена материалом. Необходимо следить за тем, чтобы даже часть вставки не осталась на воздухе, так как это может вызвать слишком быстрый ее нагрев и разрушение.

Вставки. Пользуясь в качестве вставок листочками штампованной фольги, кусочками металлической сетки и другими изделиями из электропроволоки, можно успешно сваривать детали описанным способом. Вставка может иметь самую различную форму и выполняться в виде звезды, прямоугольника и т. п. Лучшие результаты были получены в тех случаях, когда диаметр проволоки равнялся 0,25—0,75 *мм*.

Во избежание местных перегревов необходимо проверять плотность прилегания вставки к поверхности изделия. Лучше всего укладывать вкладыш в специальную канавку на одной из сварных кромок.

Оснастка. Для того чтобы зажать деталь и обеспечить равномерное давление при сварке, обычно пользуются тисками. Деталь зажимают на время нагрева и охлаждения. Конструкция тисков должна обеспечить их быстродействие.

Техника безопасности. При работе с высокочастотным оборудованием необходимо соблюдать особую осторожность. Любой металлический предмет, внесенный в поле, создаваемое генератором, может быстро нагреться. Поэтому нельзя носить кольца, украшения и другие металлические предметы, нагревающиеся в результате индукции.

Индукционный метод наиболее удобен для сварки толстостенных деталей. Так, например, он применяется при сборке найлоновых корпусов аккумуляторных батарей.

Сварка при помощи нагревателей сопротивления

Этот способ аналогичен предыдущему. Отличие состоит лишь в том, что тепло выделяется в результате прохождения тока через сопротивление. Чаще всего этим способом пользуются для сварки труб. В США выпускаются фитинги, у которых в свариваемом месте запрессована проволока высокого сопротивления. Фитинг зажимается на трубе, а кончики проволоки, специально выведенные на поверхность, подсоединяются к цепи, в которую подают ток. Этот способ особенно удобен в тех случаях, когда имеется портативный источник тока.

Сварка при помощи шприц-машины

По этому методу детали свариваются струей расплавленного материала, которая подается в стык между деталями. Шприцуемая струя, которая состоит из того же материала, что и детали, несет достаточно тепла, чтобы оплавить соединяемые поверхности деталей. После охлаждения термопластичного материала получается гомогенная структура.

Основные достоинства этого метода заключаются в том, что материал, выходящий из шприц-машины, несет все необходимое для сварки тепло. Нагревание материала в шприц-машине осуществляется в основном за счет механической работы **червяка.**

На рис. 10,9 схематически изображен процесс сварки полиэтиленовой пленки при помощи шприц-машины. Таким же способом можно сваривать и толстостенные детали, однако в этом случае точная подача расплава к свариваемому месту несколько затруднена.

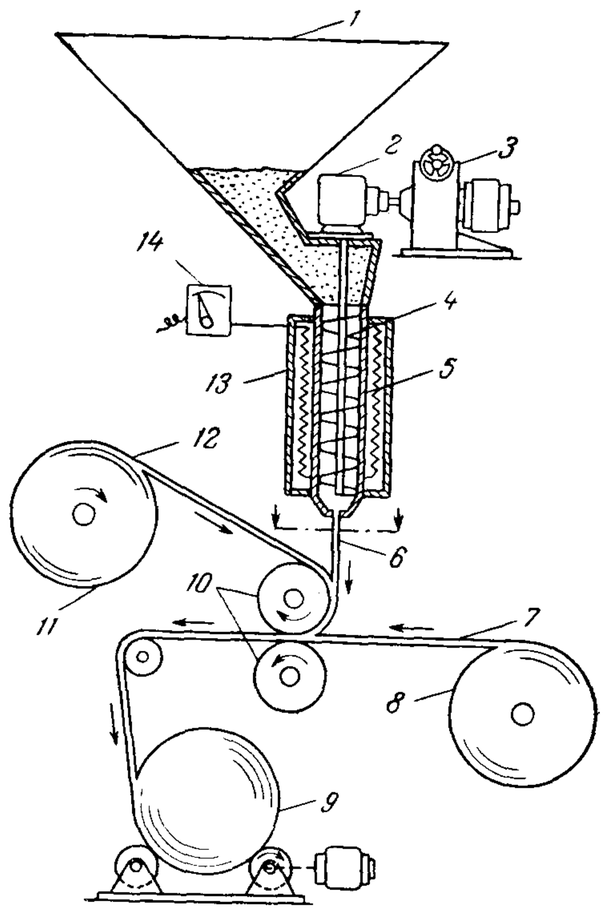


Рис. 10,9. Схематическое изображение процесса сварки при помощи шприц-машины:

1—загрузочный бункер; *2*—коробка скоростей; *3*—вариатор; *4*—червяк; *5*—корпус; *6*—шприцуемый материал; *7*—пленка; *8, 11*—подающие ролики; *9*—приемный ролик; *10*—формующие ролики; *12*—пленка; *13*—нагреватель; *14*—вольтметр.

Фрикционная сварка

По этому способу сварка происходит за счет тепла, выделяющегося в результате трения при вращении двух соприкасающихся деталей относительно друг друга.

Одна деталь зажимается во вращающемся патроне, а другая крепится неподвижно. Скорость вращения и давление между деталями подбираются так, чтобы количество тепла, выделившегося при трении, оказалось достаточным для оплавления соприкасающихся поверхностей. После того как материал расплавится, давление увеличивают, для того чтобы между деталями не осталось пузырей и для равномерного распределения расплава между свариваемыми поверхностями. Затем неподвижную деталь освобождают или останавливают вращающийся патрон и дают шву остыть под давлением.

Типичная установка для фрикционной сварки показана на рис. 10,10.

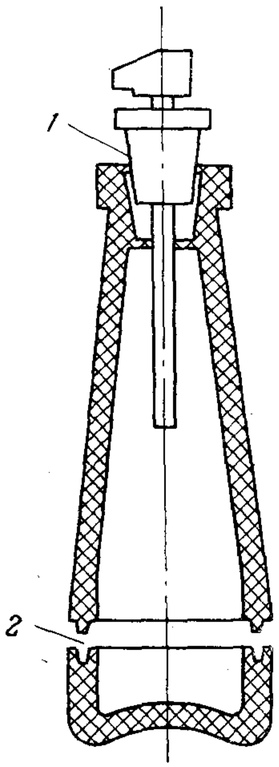


Рис. 10,10. Схематическое изображение процесса фрикционной сварки:

1—клапан; *2*—зона сварки корпуса и дна бутыли.

Основными достоинствами фрикционной сварки являются скорость и простота процесса. При помощи шаблонов и прочей оснастки стандартные токарные и сверлильные станки могут быть превращены в машины для фрикционной сварки.

Тепло, генерирующееся в результате трения, оплавляет лишь свариваемые поверхности, в то время как температура остального материала практически не меняется. Во многих случаях перед сваркой не требуется специальной обработки поверхностей. Грубо отпиленные детали можно сваривать так же, как и детали, обработанные на станке.

Одним из недостатков этого способа можно считать то обстоятельство, что для фрикционной сварки пригодны лишь детали с круглым поперечным сечением. Однако при помощи специальной оснастки можно сваривать и некруглые детали. В последнем случае необходимо так отрегулировать ход станка, чтобы в момент сварки кромки соединяемых деталей совпадали.

Кроме того, при фрикционной сварке возможно появление локальных перегревов и пригорание материала.

Поэтому конфигурация трущихся поверхностей должна быть подобрана так, чтобы свести эти явления к минимуму и исключить попадание пригоревшего материала внутрь шва.

Другим недостатком такого процесса является ориентация материала и концентрация напряжений в шве. Поэтому после фрикционной сварки часто приходится отжигать готовые изделия.

Параметры процесса

Количество тепла, выделяющегося в процессе сварки за счет трения, зависит от относительных скоростей вращения, контактного давления, длительности процесса, а также от таких свойств перерабатываемого материала, как коэффициент трения и теплопроводность.

Давление должно распределяться равномерно по всей поверхности шва.

Во многих случаях качество сварки улучшается, если после начала оплавления поверхностей увеличить давление. Регулировать давление лучше всего при помощи пневматического устройства.

Время сварки должно быть достаточным для полного соединения свариваемых деталей. При сокращении цикла локальные перегревы и внутренние напряжения понижаются. В большинстве случаев время сварки составляет 1—2 *сек*.

Общее время цикла включает в себя установку и съем деталей, т. е. оно, кроме прочих факторов, зависит и от конструкции машины.

Осевое движение шпинделя ограничивается конечными выключателями или упором. Это значит, что за каждый цикл расплавляется и удаляется одинаковое количество материала. Концевые выключатели обычно ставятся на узлах автоматического питания и автоматического отключения патрона.

При небольшом объеме продукции автоматику не применяют, процесс ведут «на глазок» и по окончании сварки привод отключают вручную.

В некоторых случаях необходимо обратить особое внимание на время торможения при остановке вращающейся части изделия. Детали из найлона и других жестких термопластов должны останавливаться мгновенно. Такие материалы переходят из твердого состояния в расплав в очень узком диапазоне температур и обладают низкой вязкостью расплава. При сварке этих материалов между ними образуется лишь тоненькая пленка расплава.

Если торможение происходит медленно, пленка может затвердеть до полной остановки деталей и шов будет срезан.

Процесс протекает успешно при линейных скоростях на поверхности шва 1,52—18 *м/сек* и давлении 0,7—10,5 *ати*.

Этот метод не нашел широкого распространения. Он применяется для соединения частей составных найлоновых бутылок и для получения неразъемных соединений деталей из термопластов при помощи оплавляемых заклепок из того же самого материала.

Перспективы развития процесса сварки

Количественный анализ процесса сварки до настоящего времени еще не разработан. Проблемы теплопередачи и теплопроводности, а также диэлектрические и вязкостные свойства полимеров при сварке изучены весьма поверхностно. Например, в литературе отсутствуют данные по методу расчета температурного градиента в пленке и температуры на свариваемых поверхностях во время тепловой сварки. Определение вязкостных свойств смол, плавящихся в процессе сварки, невозможно без тщательного изучения процесса.

То же самое можно сказать и о высокочастотной сварке, где применяются лишь материалы с высокими диэлектрическими постоянными. Очень мало известно до сих пор о времени релаксации. Зависимость времени релаксации от распределения молекулярных весов и размера кристаллов до сих пор не установлена.

Необходимо более подробно изучить изменение электрических свойств материалов в процессе сварки. Известно, что фактор мощности и диэлектрическая постоянная термопластичных материалов меняются в зависимости от температуры и давления. Но как происходят эти изменения, насколько меняются свойства, как это влияет на сварку, пока неизвестно.

Можно полагать, что количественный подход, основанный на современных представлениях термодинамики и реологии, внесет значительно большую ясность в понимание процессов сварки, описанных в настоящей главе.

ЛИТЕРАТУРА

1. Anonymous, Hot Sibject-Heat Sealing, Modern Plastics, № 4, 85 (1958).
2. Anonymous, Markets for Materials—1957, Modern Plastics, № 1, 102 (1958).
3. Brown, George H., Hoyler, Cyril N., Bierwirth, Rudolph, A., Theory and Application of Radio-Freqency Heating, Princeton, New York, D. Van Nostrand Company, Inc., 1947.
4. Burk R. E., Grummitt, Oliver, The Chemistry of Large Molecules, in The Electrical Properties of High Polymers, by Fuoss, Raymond M., pp. 191—217, New York, Interscience Publishers, Inc., 1943.
5. Burk R. E., Grummitt, Oliver, The Chemistry of Large Molecules, in The Investigation of High Polymers with X-Rays, by Mark H., pp. 33—67, New York, Interscience Publishers, Inc., 1943.
6. Cheney A. J., Ebeling W. E., Methodes for Joining Plastics, Parts, SPE Journal, № 3, 31 (1958).
7. Chinn H. G., The Molten Bead Sealer, Modern Packaging, № 12, 153 (1956).
8. Curtis, Frank W., High Frequency Induction Heating, New York, McGraw-Hill Book Company, Inc., 1944.
9. Du Pont (E. I. du Pont de Nemours a. Co., Inc.) Information Bulletin X-5. «Alathon» Polyethylene Resin-Methods of Sealing.

10. Farkus R. D., Electronic Heat Sealing, Modern Plactics, № 3, 109 (1958).
11. Haim G., Newmann J. A., Manual for Plastic Welding, Polyethylene, vol. II, Cleveland, Industrial Publishing Company, 1954.
12. Haim G., Zade H. P., Welding of Plastics, London, Grosby Lockwood a. Sons, Ltd, 1947.
13. Knight R. M., Funk W. U., Heat Sealing of Polyethylene Film, Modern Plastics, № 12, 133 (1957).
14. Rohdin H., Heat Sealing Equipment, in Modern Packaging Encyclopedia, vol. 31, pp. 93—96, Packaging Catalogue Corp., 1958.
15. Van Beek, L. K. H., Hermans J. J., Dielectric Relaxation in Dilute Solutions of Polar Chain Molecules, J. Polymer Sci., vol. XXIII, Symposium on Macromolecules, 1956, part 2, New York, Interscience Publishers, Inc., 1956.

Часть третья

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПЕРЕРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ПЕРЕРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ*

Методы количественного анализа, изложенные в предыдущих разделах, можно использовать для расчета оборудования только в том случае, если известны технологические свойства перерабатываемого полимера. До настоящего времени отсутствуют справочники, в которых можно было бы найти данные, характеризующие технологические свойства расплавов полимеров. Цель данного раздела монографии—восполнить этот пробел и дать в руки инженера-конструктора необходимые сведения.

Материалы, помещенные в этом разделе, были получены от фирм, выпускающих сырье. Технологические характеристики даны в метрической системе единиц.

Представление о характере собранных сведений можно получить, ознакомившись с образцом опросной формы и примерами типовых графиков, приведенных ниже.

Отсутствие стандартов на приборы и методы определения технологических характеристик полимеров приводят к необходимости каждый раз точно указывать тип прибора и отмечать особенности метода, чтобы можно было правильно пользоваться представленными данными. Поэтому сопоставлять результаты, полученные на различных приборах, следует с большой осторожностью.

Все реологические характеристики получены методом капиллярной вискозиметрии.

При обработке результатов входовые эффекты не учитывались.

Опросная форма

Марка смолы и изготовитель . . . . . .
Характеристика смолы:
1. Полимер или сополимер . . ., состав, % . . . . . .
2. Химическое название или формула . . . . . .
3. Плотность при 23 °С, *г/см*^{3} . . . . . .
4. *Молекулярный вес: средневесовой* . . . . ., среднечисловой . . . . .
   метод определения . . . . . .
5. Пластификатор: виды . . . . . количества . . . . . .
6. *Мягчитель: виды* . . . . . , *количества* . . . . . .
7. Ингредиенты (антиоксиданты и т. д.): виды . . . . ., количества . . . .
8. Наполнители: виды . . . . . , количества . . . . . .

---

* Р. Ф. Вестовер (R. F. Westover, M. S. E., Bell Telephone Laboratories).

Реологические свойства

9. Индекс расплава, *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T) . . . . . .
10. График: изменение максимального напряжения сдвига ($\Delta pR/2L$, *кГ*/*см*^{2}) в зависимости от эффективного градиента скорости ($4q/\pi R^3$) при различных температурах (°С).
11. При использовании ротационных вискозиметров необходимо указать метод подсчета градиента скорости и напряжения сдвига.
12. Кратко описать конструкцию прибора, на котором производилось определение реологических свойств,—капиллярный, ротационный, конус-плоскость и т. д.
13. Для капиллярного вискозиметра: указать размеры капилляра, включая геометрические размеры входа (рекомендуется пользоваться капиллярами с прямым входом) и размеры камеры; чем загружалась камера—гранулами или заготовкой? Для ротационного вискозиметра: сообщить размеры корпуса и ротора (в *мм*), а также величину зазора или другие необходимые данные.
14. Были ли учтены входовые или концевые эффекты и как это было сделано?
15. Где и как замерялась температура опыта (в расплаве, капилляре, камере)?
16. Указать стрелками на кривых момент появления шероховатостей на поверхности выдавливаемого расплава.
17. График: изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры при различных значениях эффективных градиентов скорости. Эффективная вязкость определяется как отношение максимального напряжения сдвига к эффективному градиенту скорости.
18. График: изменение эффективной вязкости (*кГ*·*сек*/*см*^{2}) в зависимости от эффективного градиента скорости ($4q/\pi R^3$, *сек*$^{-1}$) при различных температурах.
19. По формуле $\Delta pR/2L$, *кГ*/*см*$^2 = K'(4q/\pi R^3$ *сек*$^{-1})^{n'}$ определить значения K' и n' при нескольких температурах и представить их в виде таблицы. Указать интервал значений эффективного градиента скорости, в пределах которого величина n' не изменяется (n' всегда меньше 1).
20. График: увеличение диаметра выдавливаемого образца в зависимости от эффективного градиента скорости при различных температурах на разных капиллярах.
21. Различные экспериментальные данные (например, данные, характеризующие тиксотропию, значение объемного модуля, эластичность и т. д.).
22. График: изменение плотности (*г*/*см*^{3}) в зависимости от температуры (°С) при различных давлениях (*кГ*/*см*^{2}).
23. Определить константы уравнений состояния* $(P+\pi_i)(V-\omega)=R'T$.

Электрические характеристики

24. Фактор диэлектрических потерь при частотах, применяющихся для термообработки.

Тепловые характеристики

25. График: изменение энтальпии (*ккал*/*кг*) в зависимости от температуры (°С) до максимальных значений температур, используемых на практике.
26. График: изменение коэффициента теплопроводности (*ккал*/*м*·*ч*·*град*) в зависимости от температуры (°С) при различных давлениях для материала в твердом и расплавленном состояниях.
27. График: изменение коэффициента температуропроводности (*м*^{2}/*ч*) в зависимости от температуры (°С) для материала в твердом и расплавленном состояниях.
28. График: изменение теплоемкости (*ккал*/*кг* °С) в зависимости от температуры (°С) для материала в твердом и расплавленном состояниях.
29. Таблицы значений скрытой теплоты (*ккал*/*кг*) для всех фазовых переходов и соответствующие значения температуры (°С) или интервала температур.

* См. Spencer R. S., Gilmore G. D., J. Uppl. Phys., **21**, 523—526, 1950.

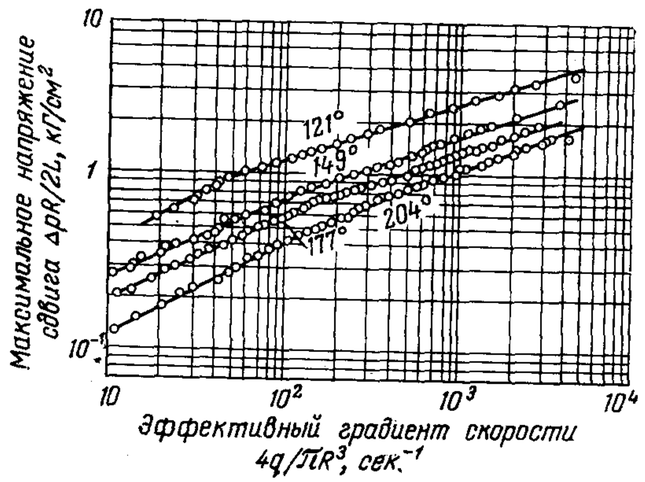


Рис. 1а. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,02 *мм*, L/D=20.

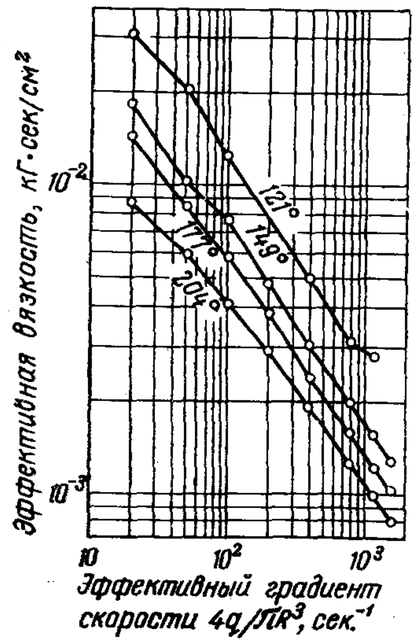


Рис. 1б. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,02 *мм*, L/D=20.

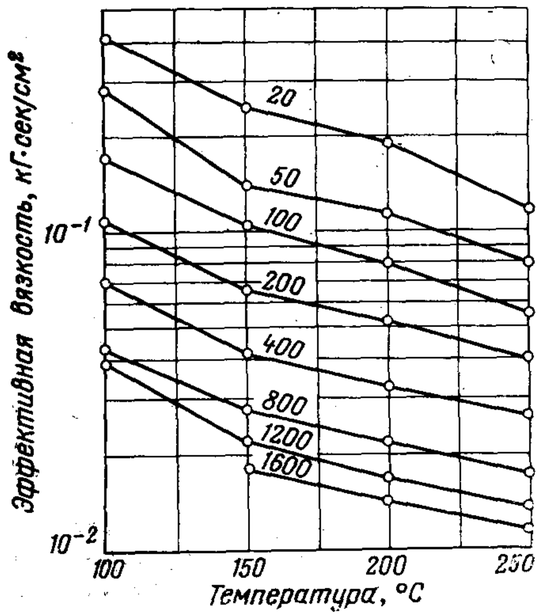


Рис. 1в. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 1,02 *мм*, $L/D=20$.

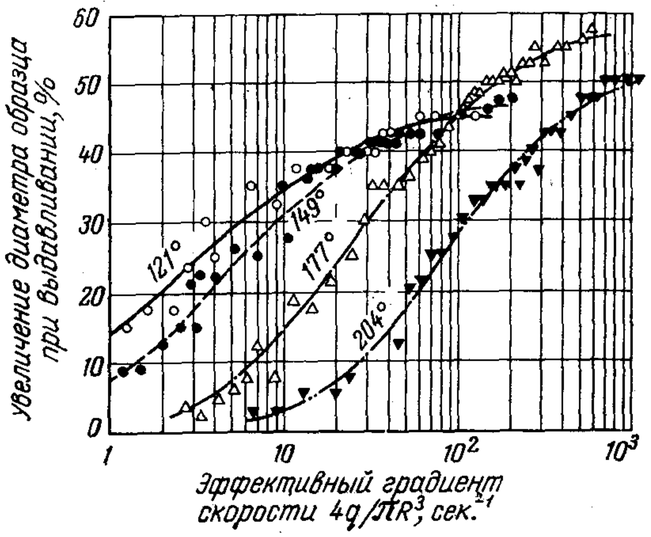


Рис. 1г. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,02 *мм*, $L/D=20$.

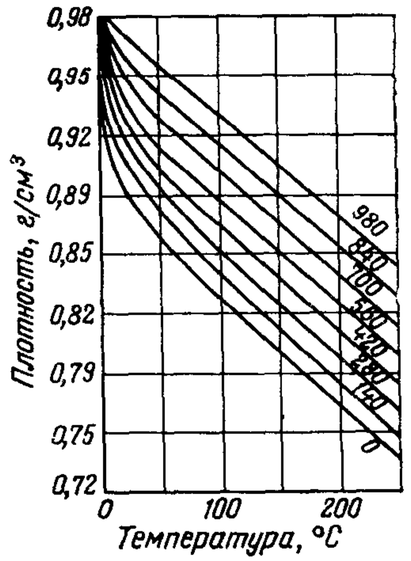


Рис. 1д. Изменение плотности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в $кГ/см^2$).

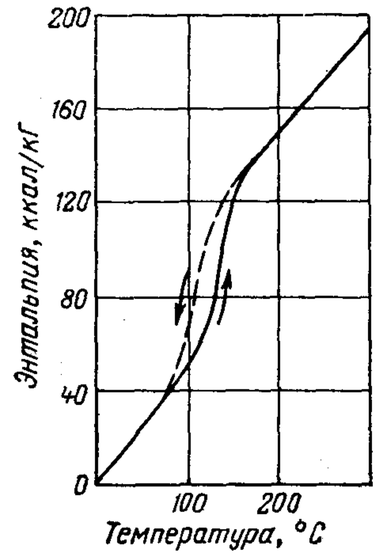


Рис. 1е. Изменение энтальпии в зависимости от температуры.

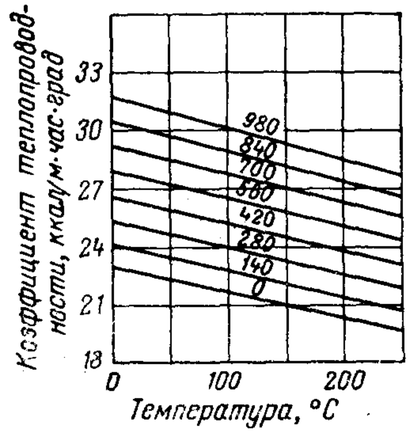


Рис. 1ж. Изменение коэффициента теплопроводности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в $кГ/см^2$).

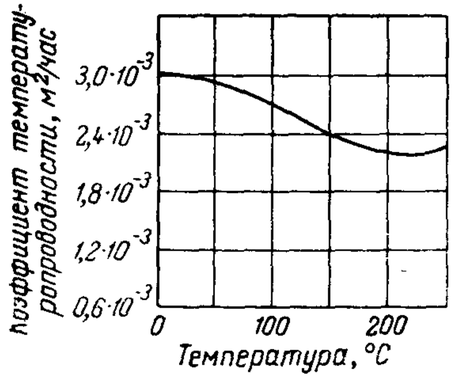


Рис. 1з. Изменение коэффициента температуропроводности в зависимости от температуры при давлении 1 *ат*.

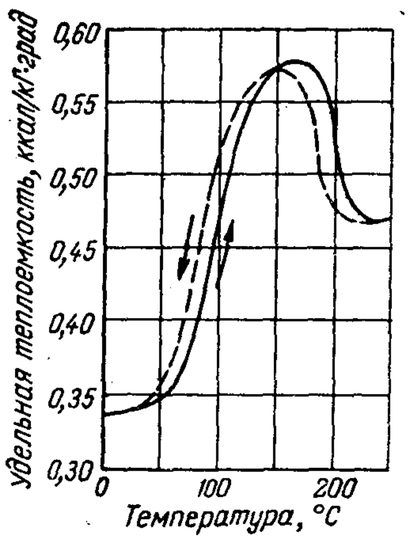


Рис. 1и. Изменение удельной теплоемкости в зависимости от температуры при давлении 1 *ат*.

ПОЛИАКРИЛАТЫ

Люцит 129 (Du Pont de Nemours)

Полиметилметакрилат, тип 6 по ASTM

Плотность при 23 °С равна 1,18 *г/см*³.

Индекс расплава: 15 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T при 230 °С; груз весом 3800 *г*; замер течения начинается через 7 *мин* после загрузки).

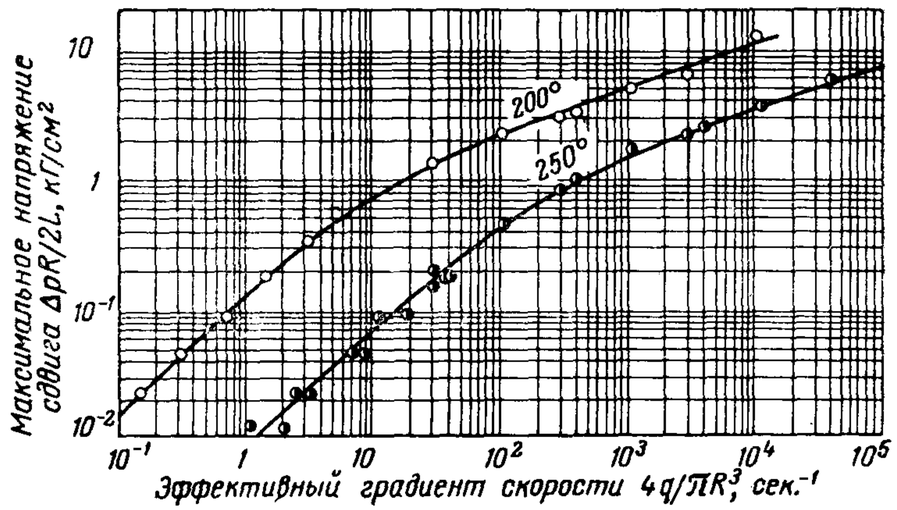


Рис. 2. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,127—1,19 *мм*, L/D=16.

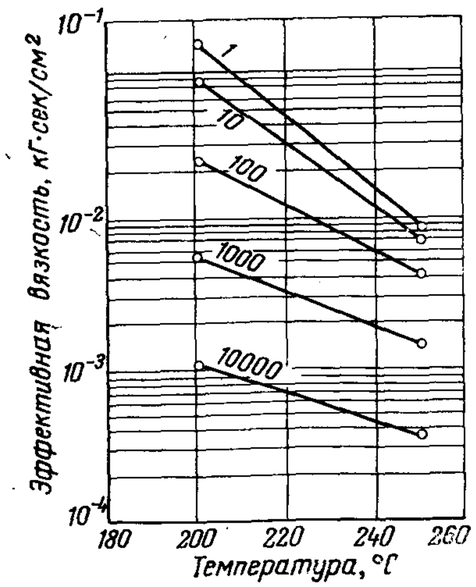


Рис. 3. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=16.

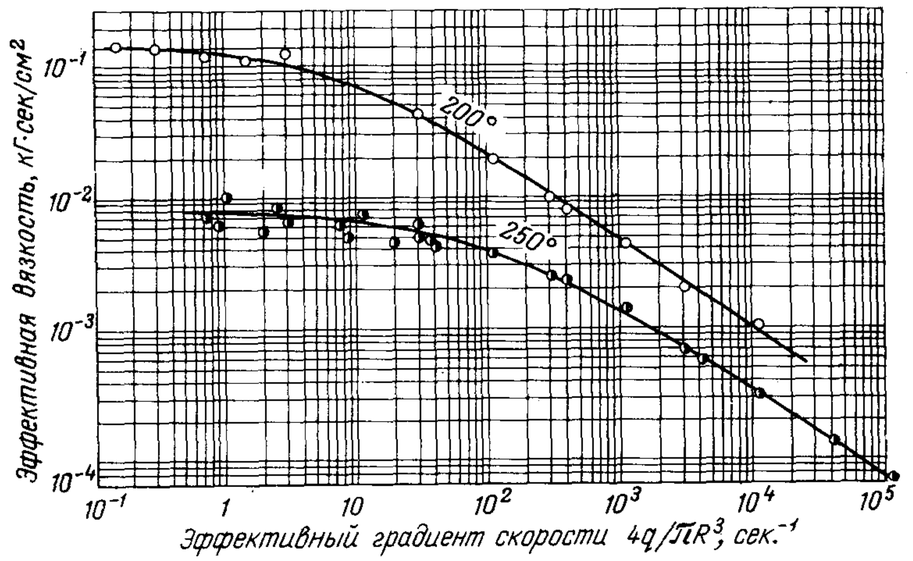


Рис. 4. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,127—1,19 *мм*, L/D=16.

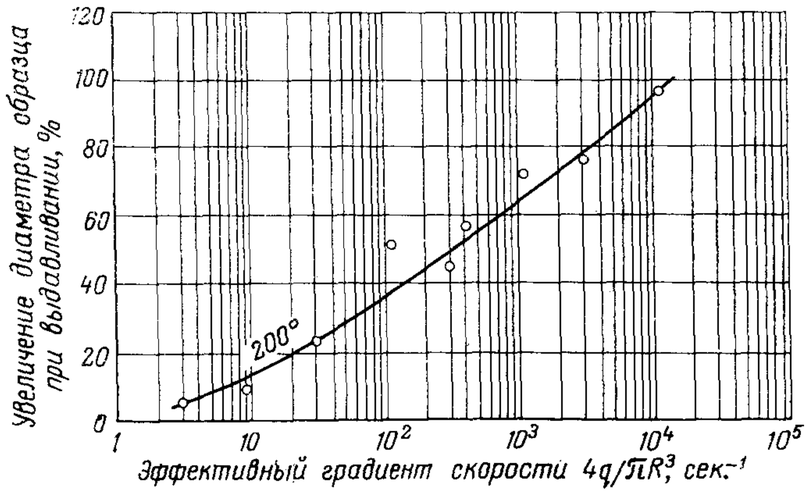


Рис. 5. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 200 °С.

Внутренний диаметр капилляра 0,127—1,19 *мм*, L/D=16.

Люцит 130 (Du Pont de Nemours)

Полиметилметакрилат, тип 6 по ASTM

Плотность при 23 °С равна 1,18 *г/см*³.

Индекс расплава: 30 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T при 230 °С; груз весом 3800 *г*; замер течения начинается через 7 *мин* после загрузки).

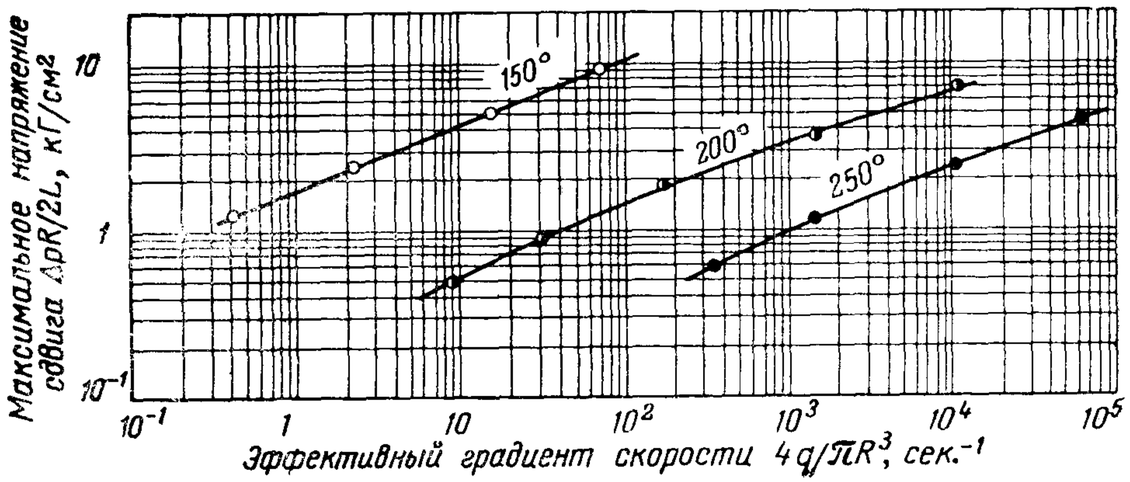


Рис.6. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,81 *мм*, L/D=16.

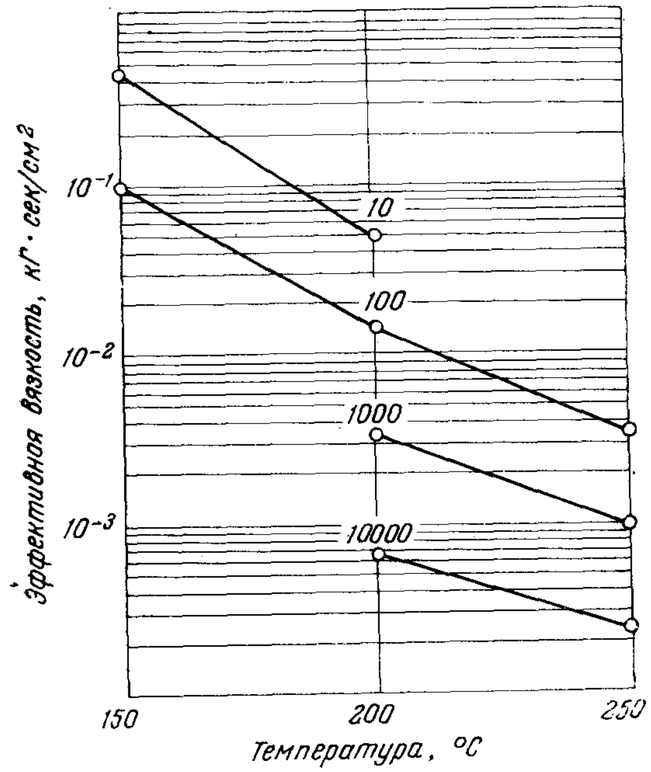


Рис. 7. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=16.

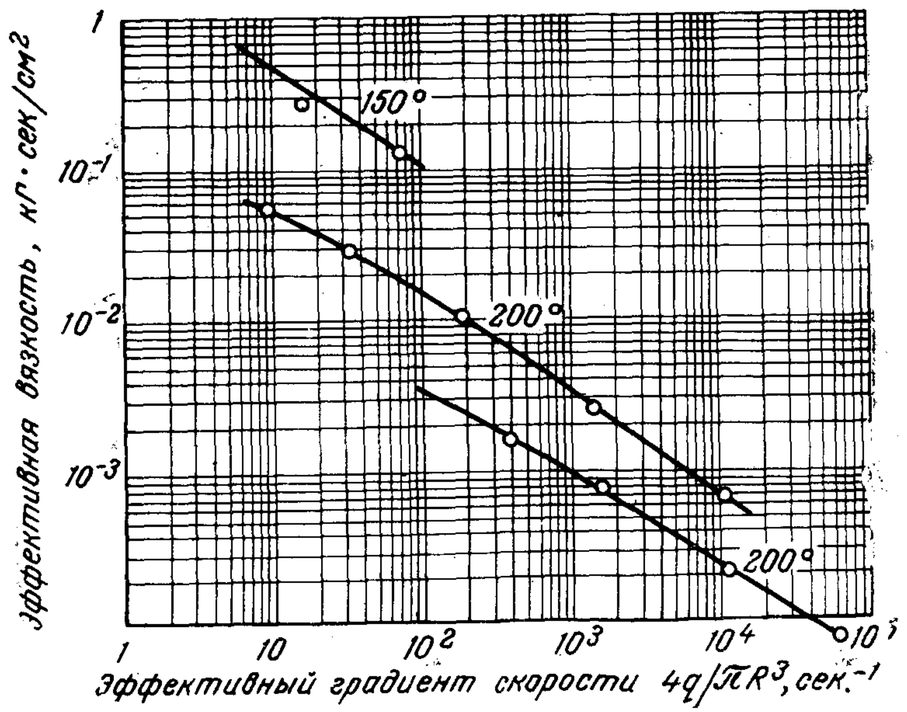


Рис. 8. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,81 *мм*, L/D=16.

Люцит 140 (Du Pont de Nemours)

Полиметилметакрилат, тип 8 по ASTM

Плотность при 23 °С равна 1,19 *г/см*³.

Индекс расплава: 5 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T при 230 °С; груз весом 3800 *г*; замер течения начинается через 7 *мин* после загрузки).

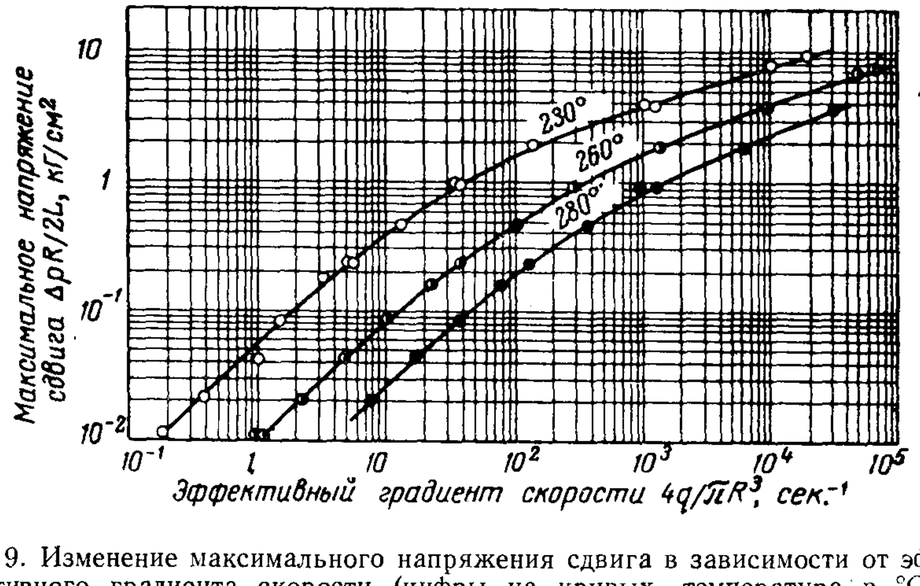


Рис. 9. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,356—1,19 *мм*, L/D=16.

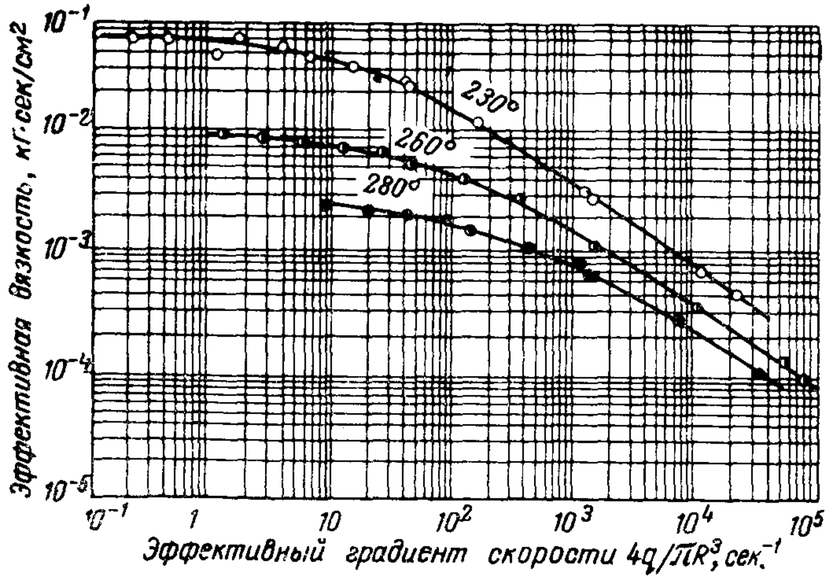


Рис. 10. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,356—1,19 *мм*, L/D=16.

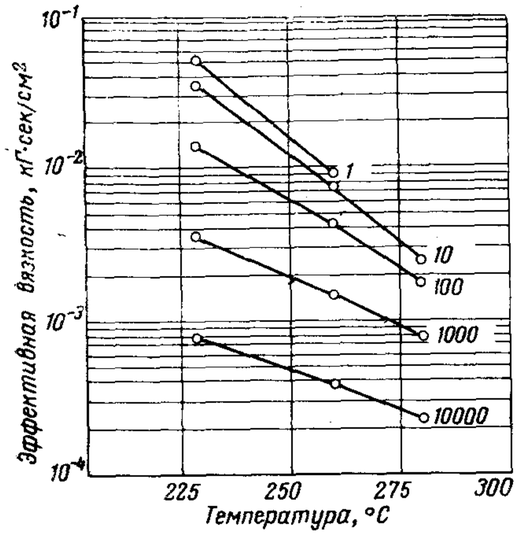


Рис. 11. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=16.

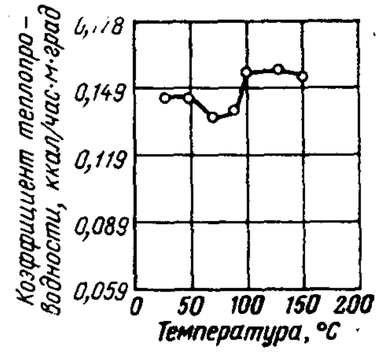


Рис. 12. Изменение коэффициента теплопроводности в зависимости от температуры при давлении 1 *ат*.

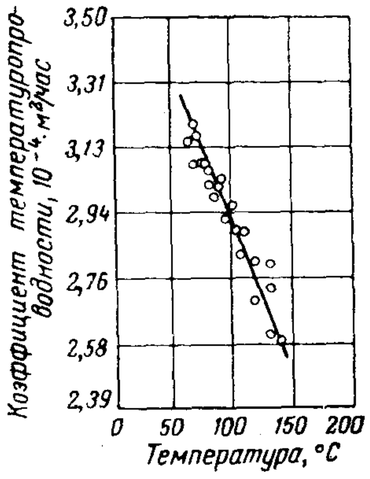


Рис. 13. Изменение коэффициента температуропроводности в зависимости от температуры при давлении 1 *ат*.

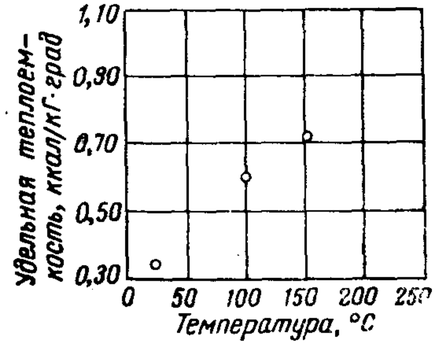


Рис. 14. Изменение удельной теплоемкости в зависимости от температуры при давлении 1 *ат*.

ПлексигласV 100(Rohm a. Haas)

Полиметилметакрилат

Плотность при 23 °С равна 1,18 *г/см*^{3}.
Пластификаторы или наполнители отсутствуют.

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K′ и n′ *сек*$^{-1}$
150	20,3	0,251	2—80
170	3,95	0,370	2—80
190	0,92	0,441	2—80
210	0,29	0,451	2—80
230	0,046	0,654	2—80

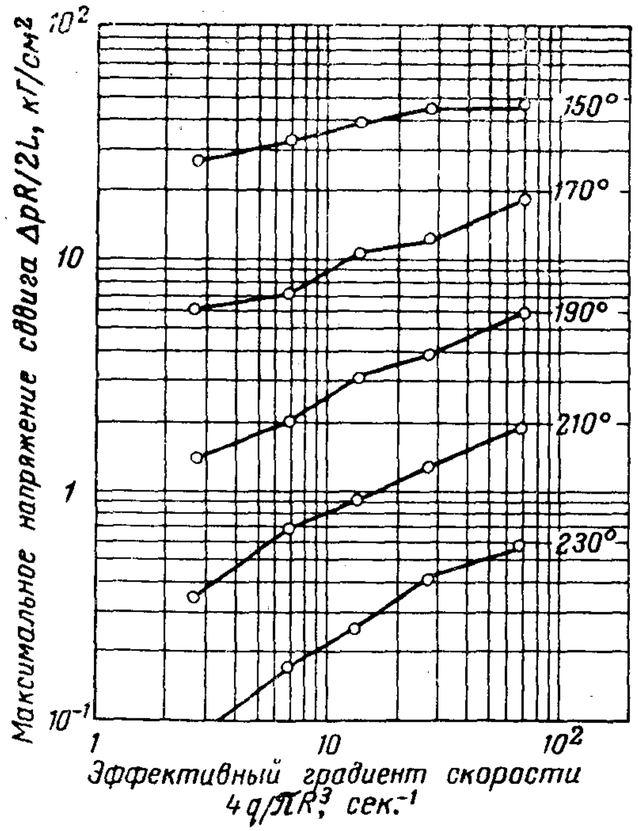


Рис. 15. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, *L*/*D*=3,8.

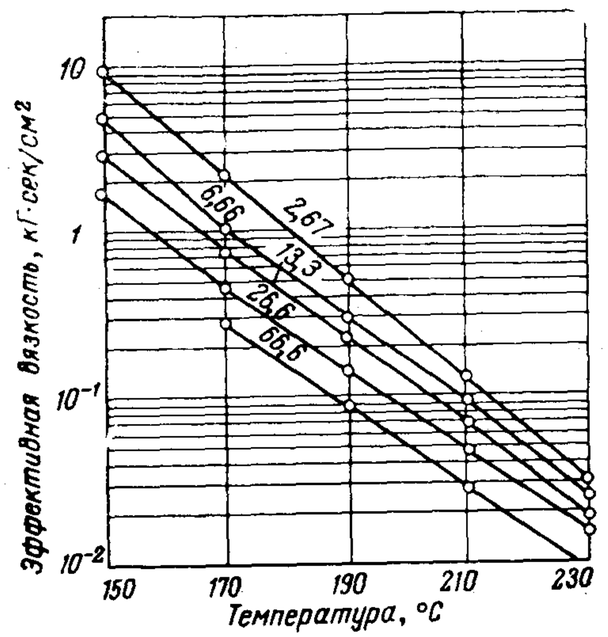


Рис. 16. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, *L*/*D*=3,8.

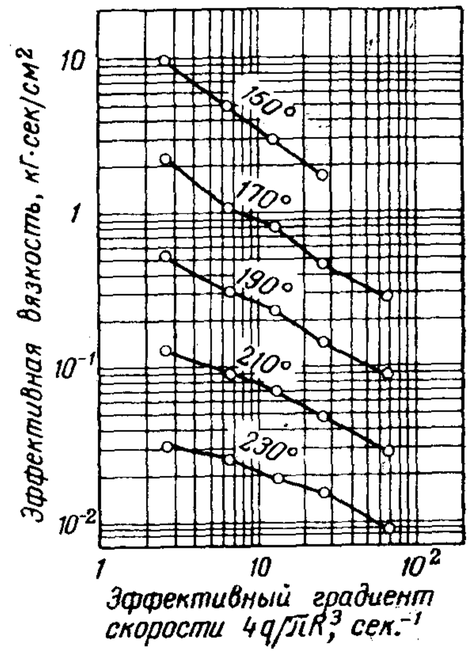


Рис 17. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, *L*/*D*=3,8.

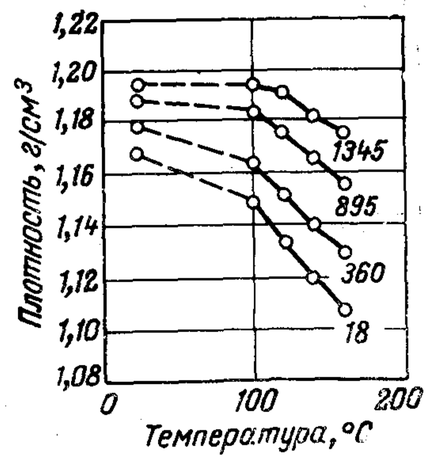


Рис. 18. Изменение плотности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в *кГ*/*см*^{2}).
Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, *L*/*D*=3,8.

Плексиглас VM100 (Rohm a. Haas)

Сополимер на основе метилметакрилата

Плотность при 23 °С равна 1,19 *г/см*³.
Пластификаторы или наполнители отсутствуют.

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиента скорости, для которых определены значения K′ и n′ *сек*$^{-1}$
150	4,4	0,376	2—80
170	1,17	0,411	2—80
190	0,29	0,500	2—80
210	0,07	0,570	2—80

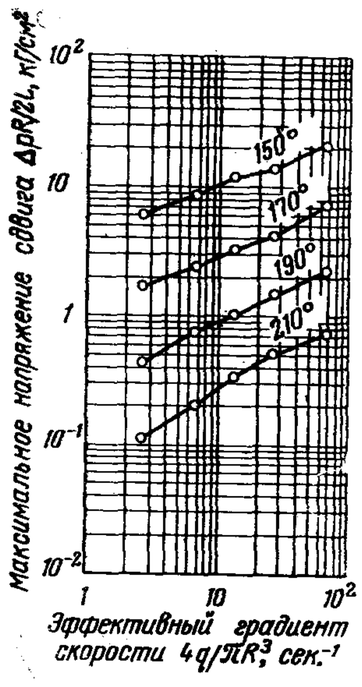


Рис. 19. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, L/D=3,8.

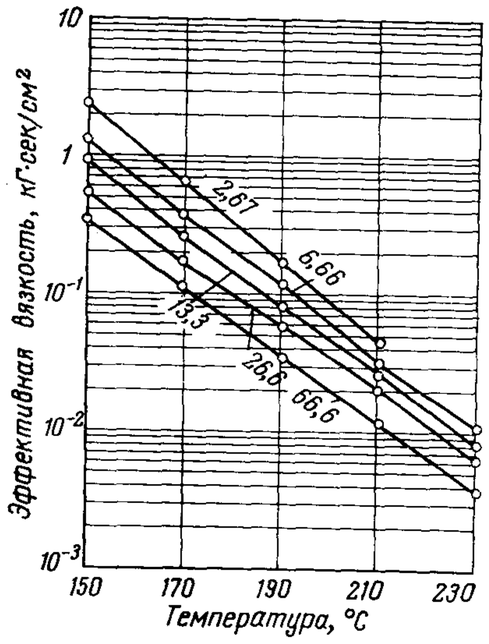


Рис. 20. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, L/D=38.

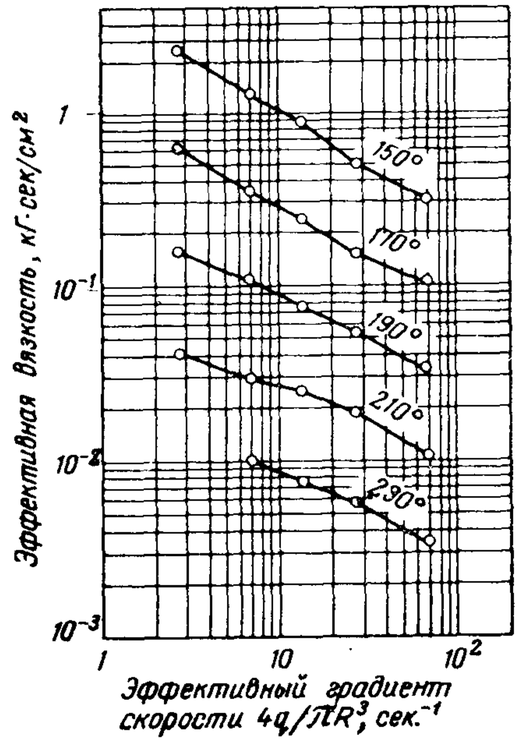


Рис. 21. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, L/D=3,8.

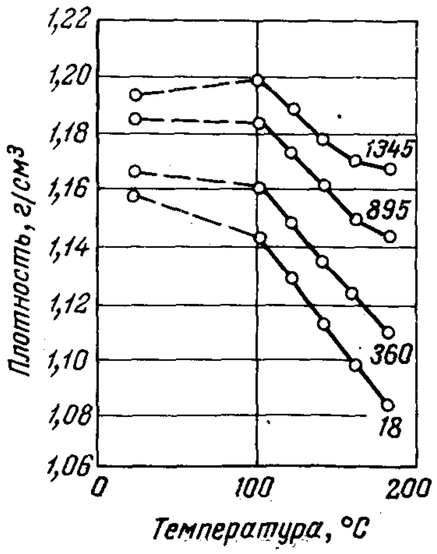


Рис. 22. Изменение плотности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в *кГ/см*²).

Плексиглас VS100 (Rohm a. Haas)

Сополимер на основе метилметакрилата

Плотность при 23 °С равна 1,19 *г/см*³.
Пластификаторы или наполнители отсутствуют.

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K′ и n′ *сек*$^{-1}$
150	2,92	0,335	2—80
170	0,68	0,430	2—80
190	0,166	0,514	2—80
210	0,029	0,722	2—80

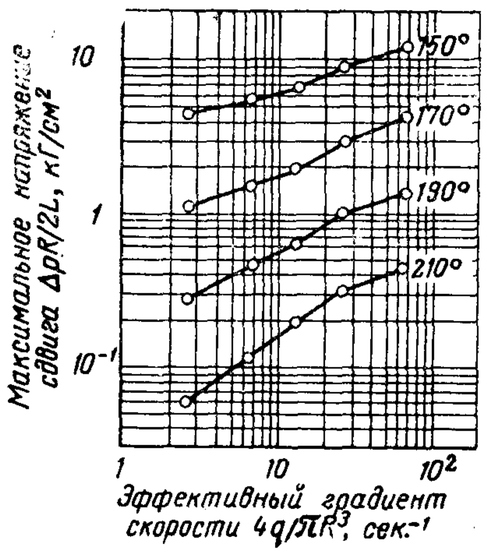


Рис. 23. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, *L/D*=3,8.

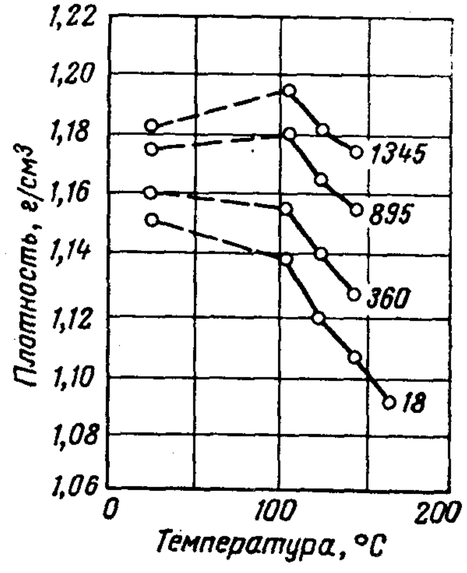


Рис. 24. Изменение плотности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в *кГ/см*²).

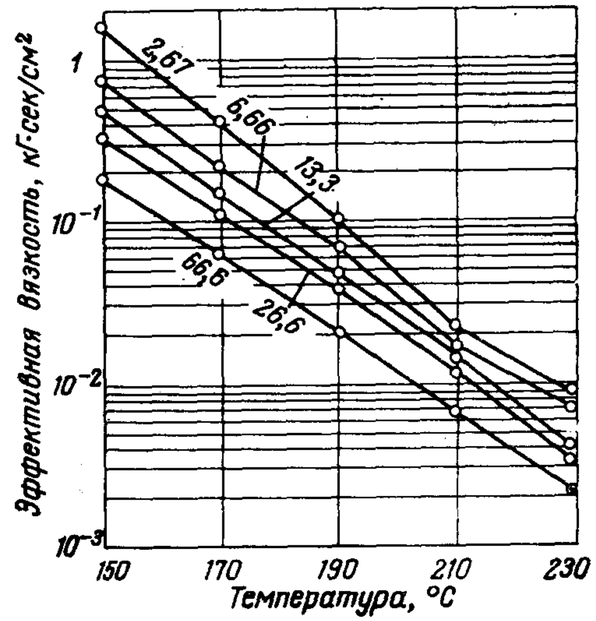


Рис. 25. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, *L/D*=3,8.

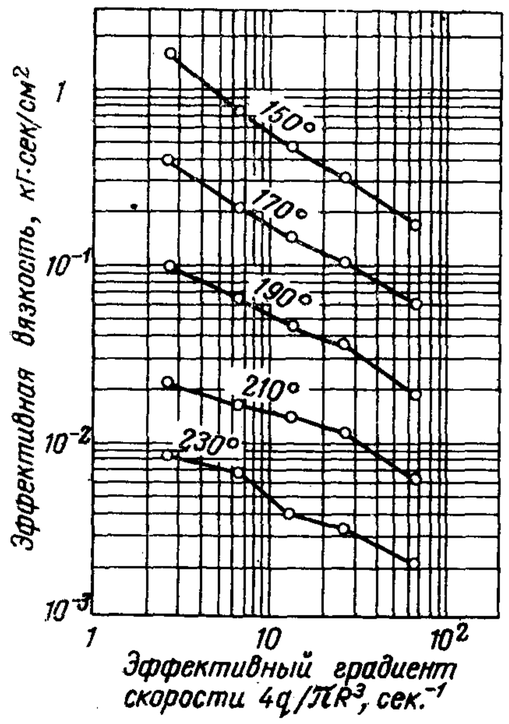


Рис. 26. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*. *L/D*=3,8.

Имплекс А (Rohm a. Haas)

Модифицированный полиметилметакрилат

Плотность при 23 °С равна 1,11 *г/см*³.
Пластификаторы или наполнители отсутствуют.

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K′ и n′ *сек*$^{-1}$
150	12,45	0,378	2—80
170	3,64	0,343	2—80
190	1,54	0,351	2—80
210	0,79	0,343	2—80
230	0,475	0,392	2—80

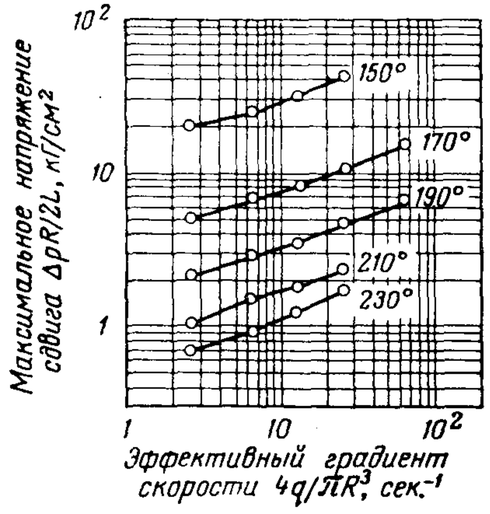


Рис. 27. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, *L*/*D*=3,8.

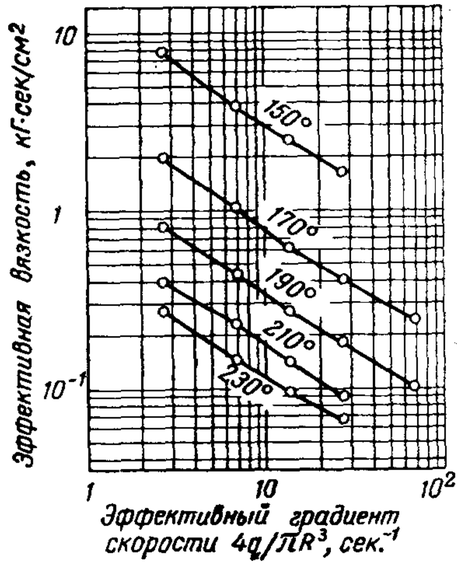


Рис. 28. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм* *L*/*D*=3,8.

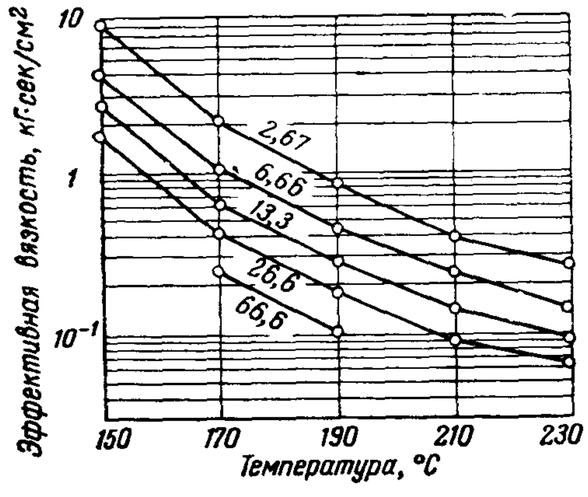


Рис. 29. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 2,54 *мм*, *L*/*D*=3,8.

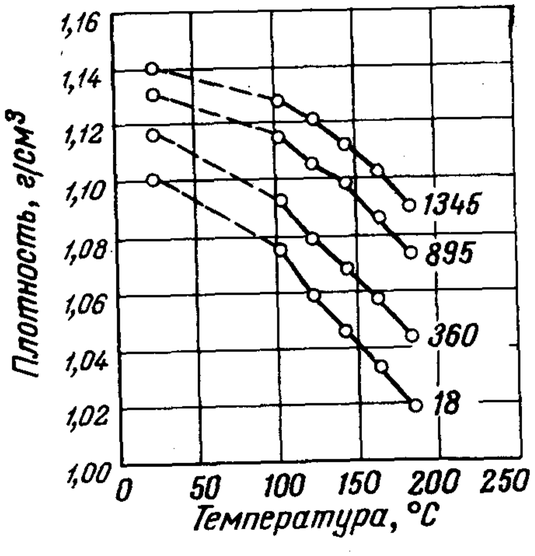


Рис. 30. Изменение плотности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в *кГ*/*см*²).

ЦЕЛЛЮЛОЗНЫЕ ПЛАСТИКИ

Этоцел 856 (Dow Chemical)

Этилцеллюлоза

Коэффициент температуропроводности в интервале температур 163—260 °С равен $3{,}42 \cdot 10^{-4}$ $м^2/ч$.

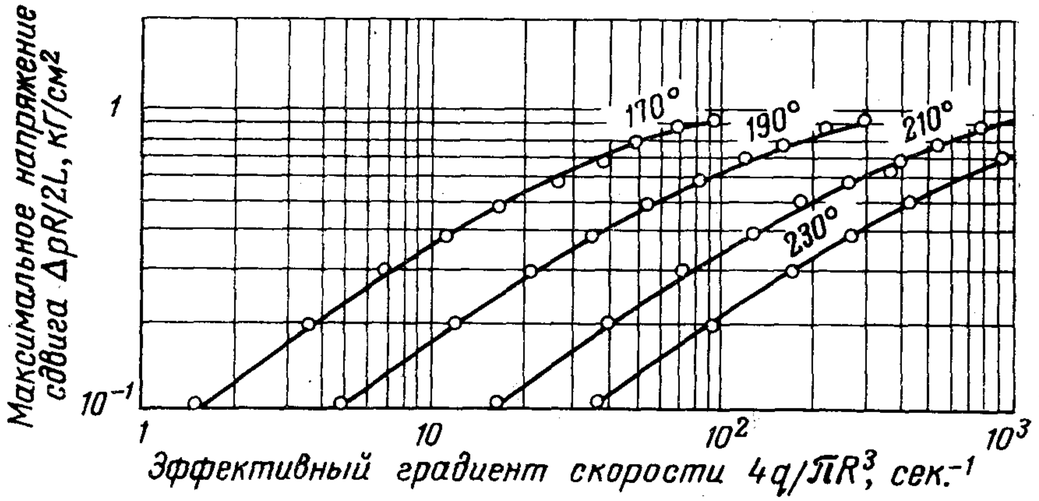


Рис. 31. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, $L/D=12{,}5$.

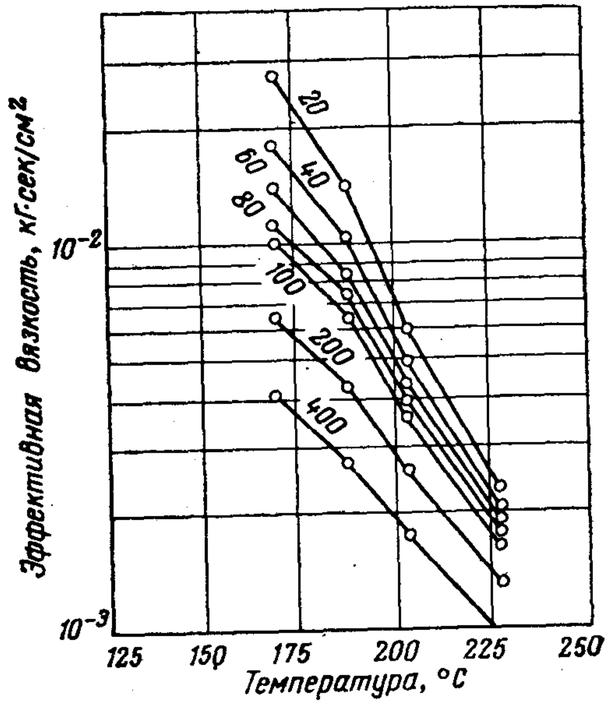


Рис. 32. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, $L/D=12{,}5$.

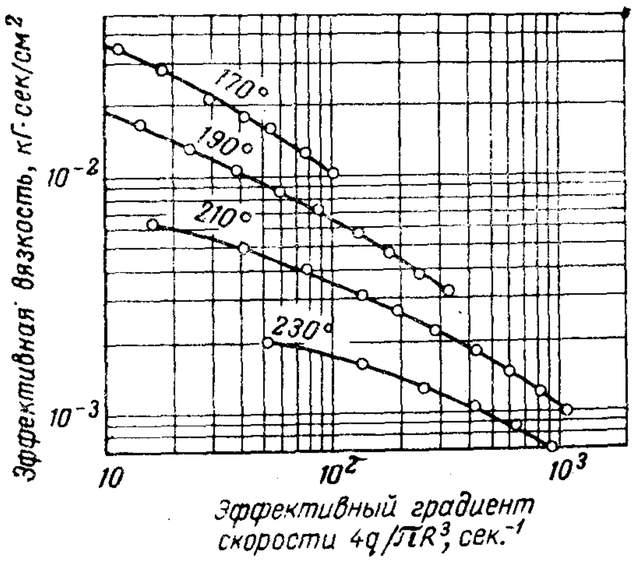


Рис. 33. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, $L/D=12{,}5$.

Тенайт-ацетат 036-H2 Eastman Chem. Prod.)

Ацетат целлюлозы

Плотность при 23 °С равна 1,28 *г/см*³.
Пластификатор: органический сложный эфир.
Индекс расплава: 0,7 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

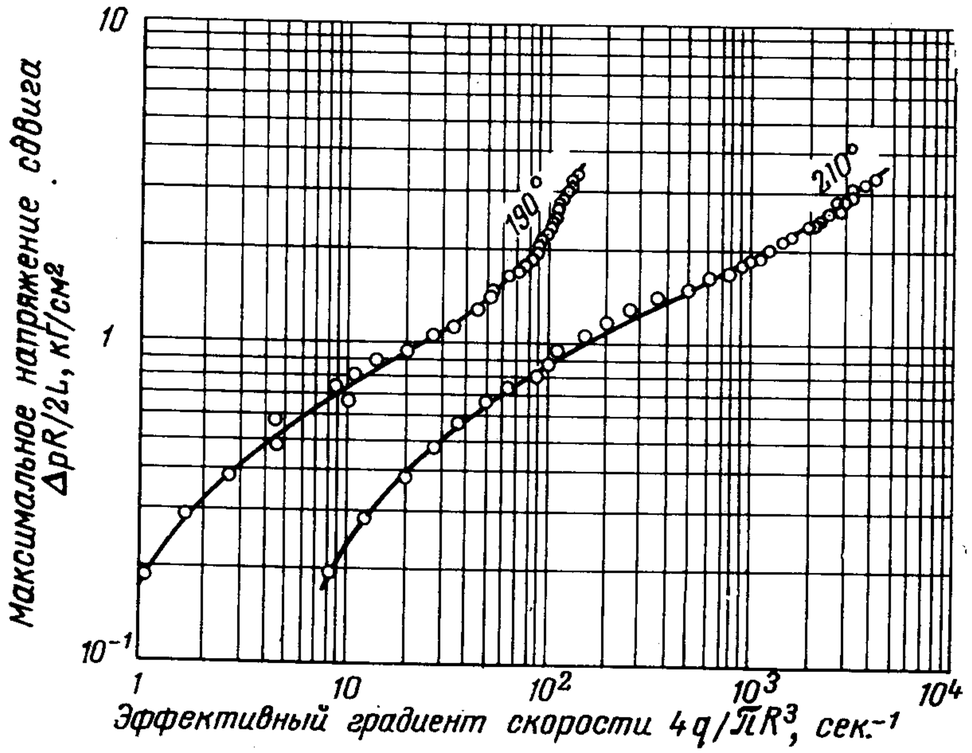


Рис. 34. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, L/D=9.

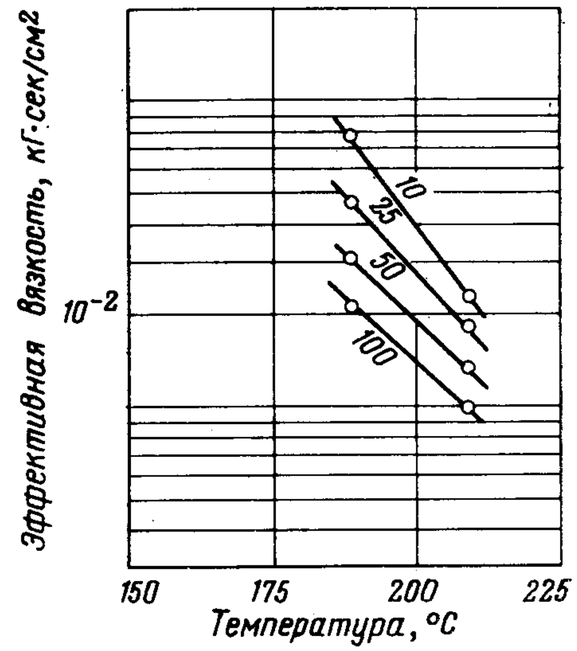


Рис. 35. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, L/D=9.

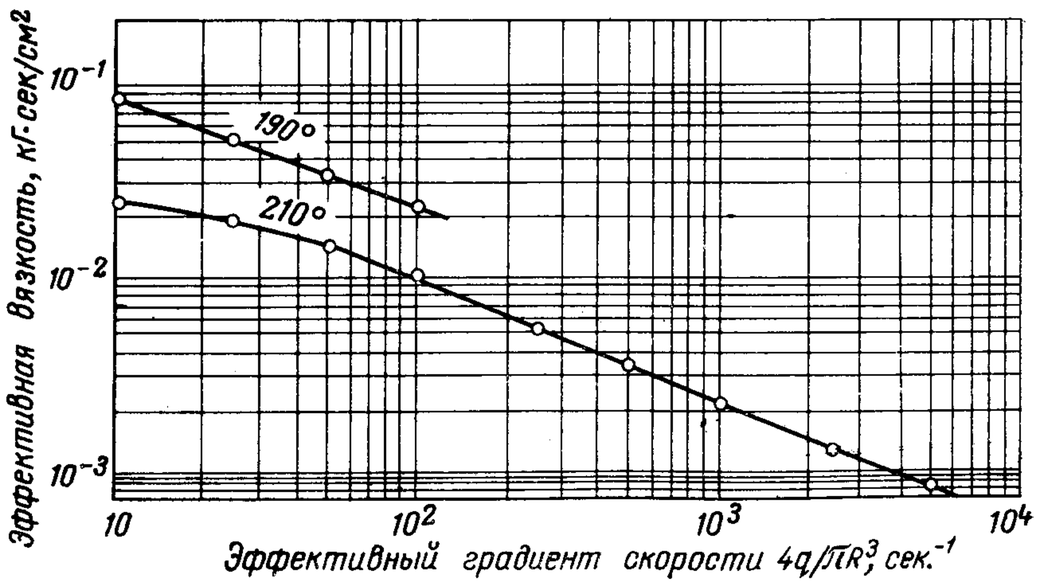


Рис. 36. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, L/D=9.

Тенайт-ацетат 036-М (Eastman Chem. Prod.)

Ацетат целлюлозы

Плотность при 23 °С равна 1,28 *г/см*³.
Пластификатор: органический сложный эфир.
Индекс расплава: 4,8 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

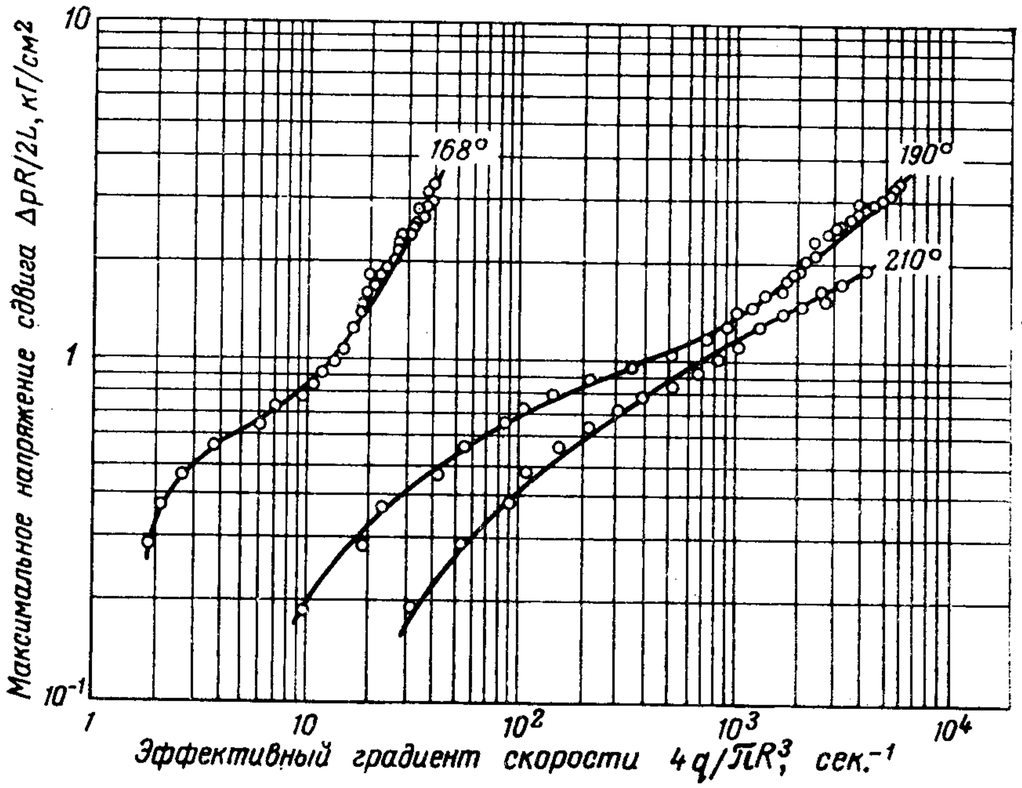


Рис. 37. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых-—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,438 *мм*, *L*/*D*=9.

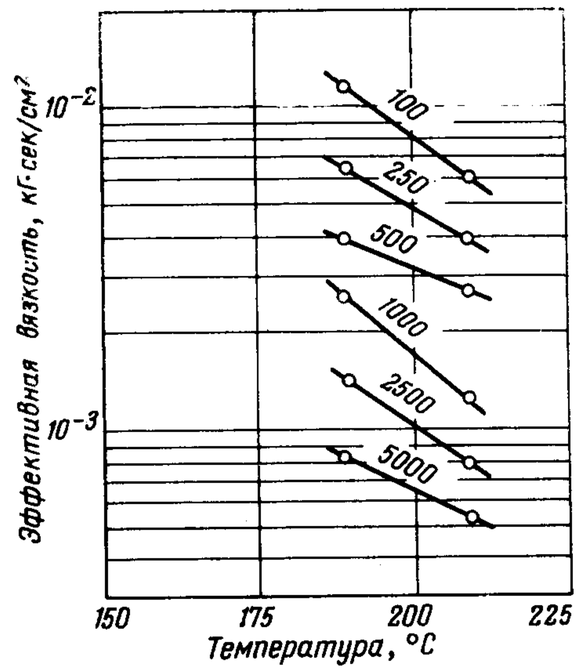


Рис. 38. **Изменение** эффективной вязкости в зависимости от температуры (**цифры** на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

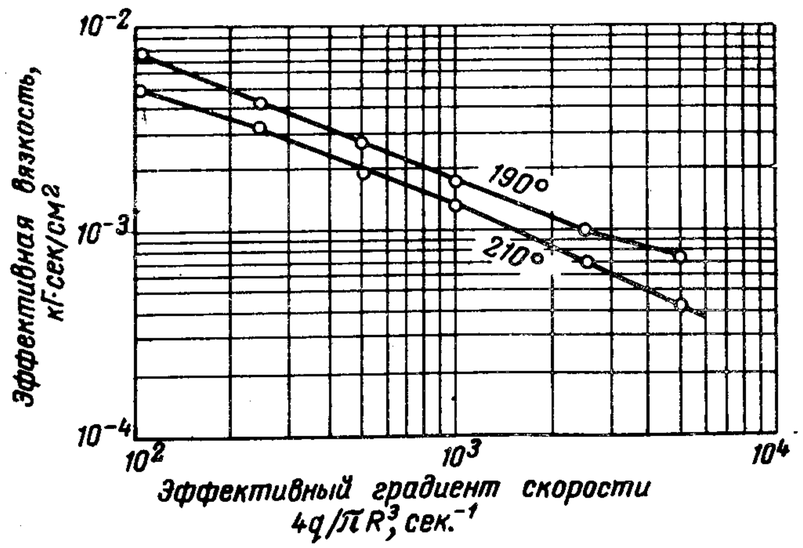


Рис. 39. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L*/*D*=9.

Тенайт-бутират 205-H2 (Eastman Chem. Prod.)

Ацетобутират целлюлозы

Плотность при 23 °С равна 1,21 *г/см*³.
Пластификатор: органический сложный эфир.
Индекс расплава: 0,25 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

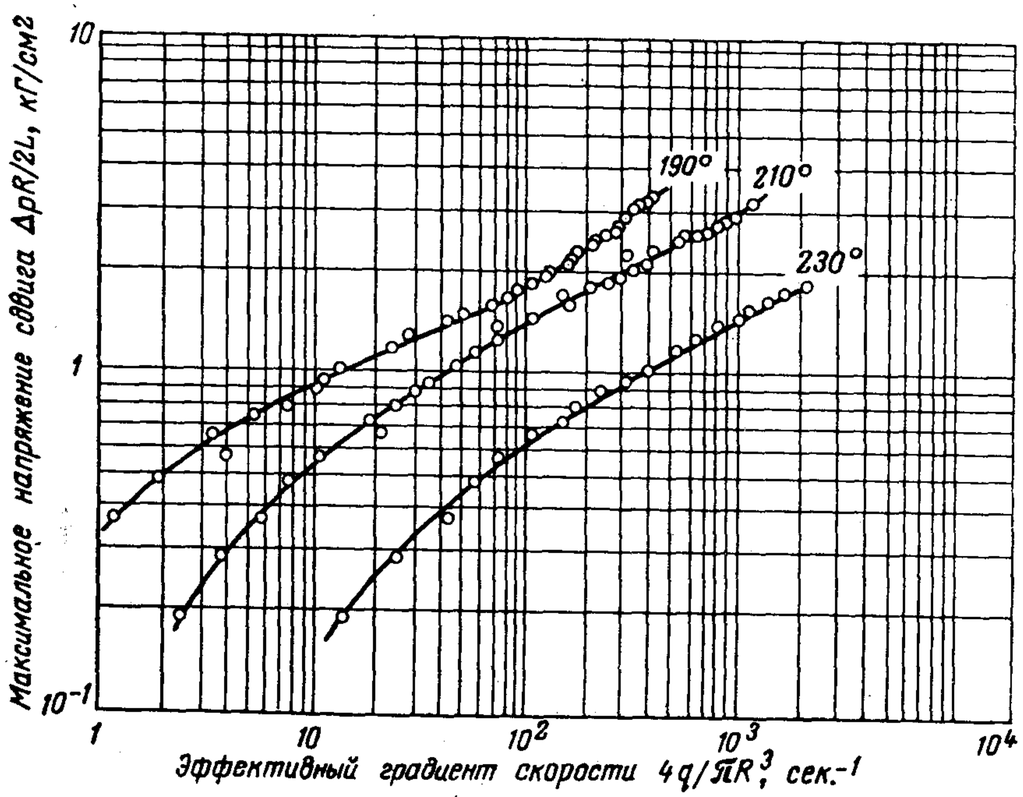


Рис. 40. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, $L/D=9$.

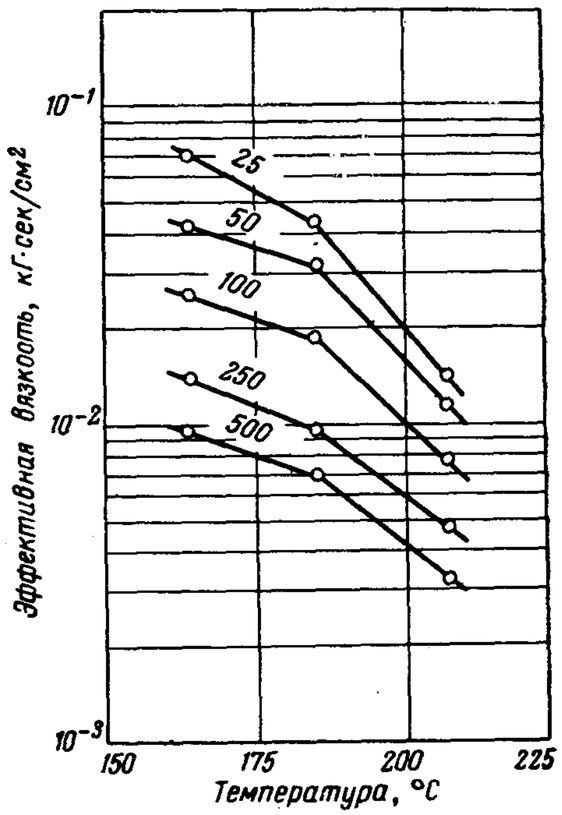


Рис. 41. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, $L/D=9$.

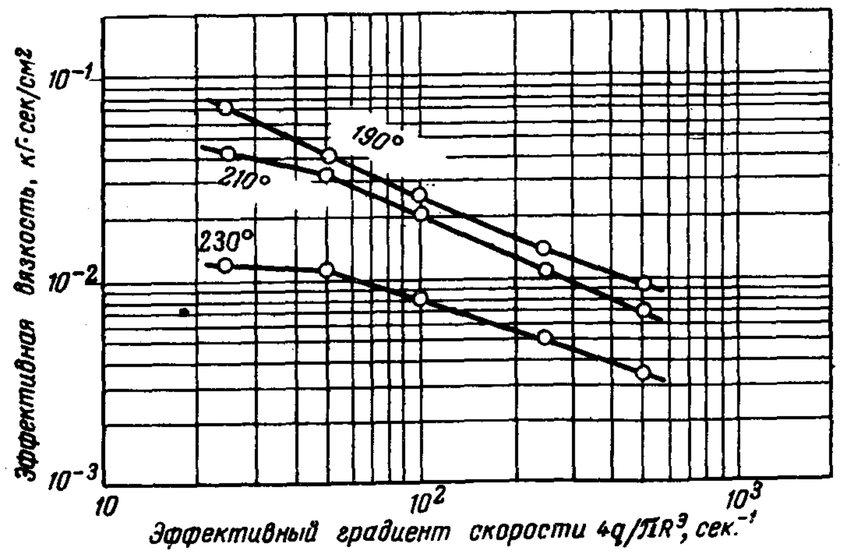


Рис. 42. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, $L/D=9$.

Тенайт-бутират 205-MS (Eastman Chem. Prod.)

Ацетобутират целлюлозы

Плотность при 23 °С равна 1,18 *г/см*³.
Пластификатор: органический сложный эфир.
Индекс расплава: 2,5 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T)

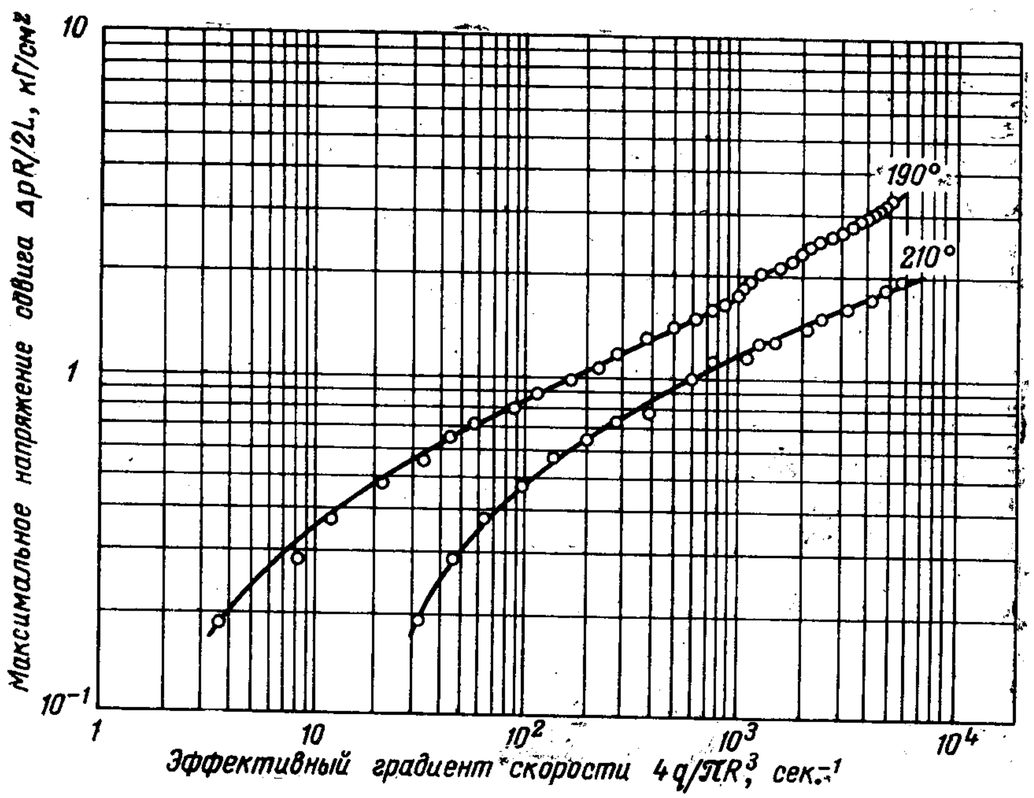


Рис. 43. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L*/*D*=9.

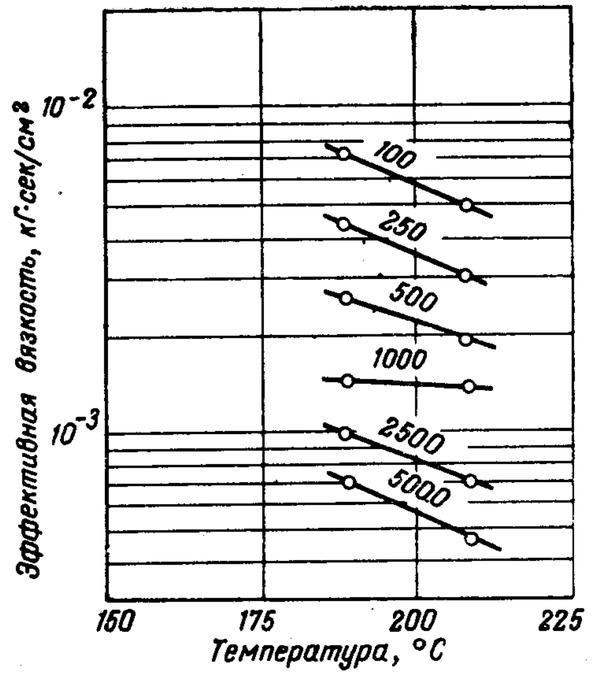


Рис. 44. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L*/*D*=9.

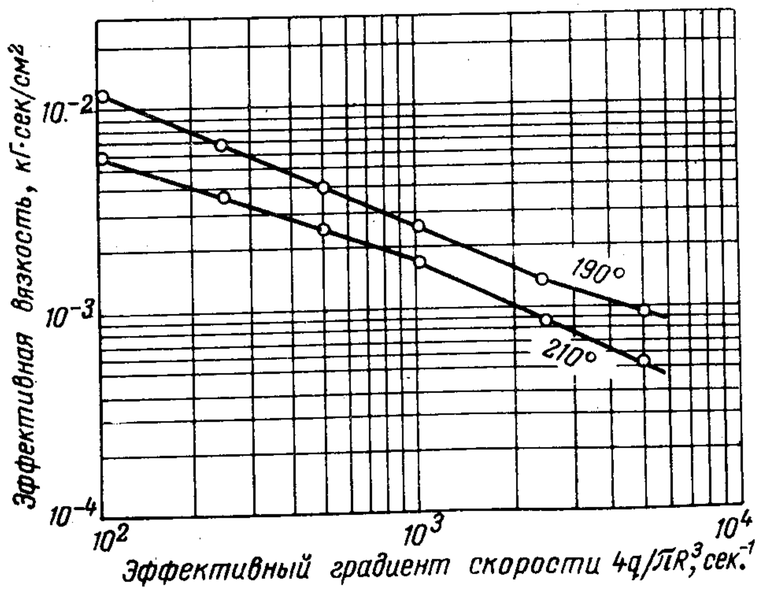


Рис. 45. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L*/*D*=9.

Тенайт-пропионат 307-Н (Eastman Chem. Prod.)

Пропионат целлюлозы

Плотность при 23° С равна 1,2 *г/см*³.
Пластификатор: органический сложный эфир.
Индекс расплава: 3,7 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

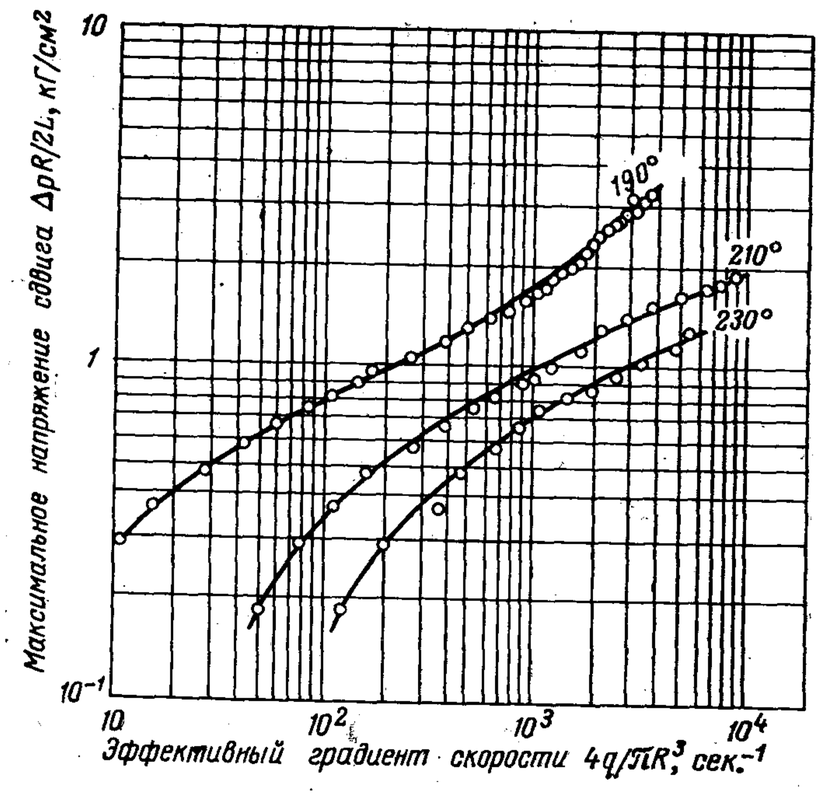


Рис. 46. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L*/*D*=9.

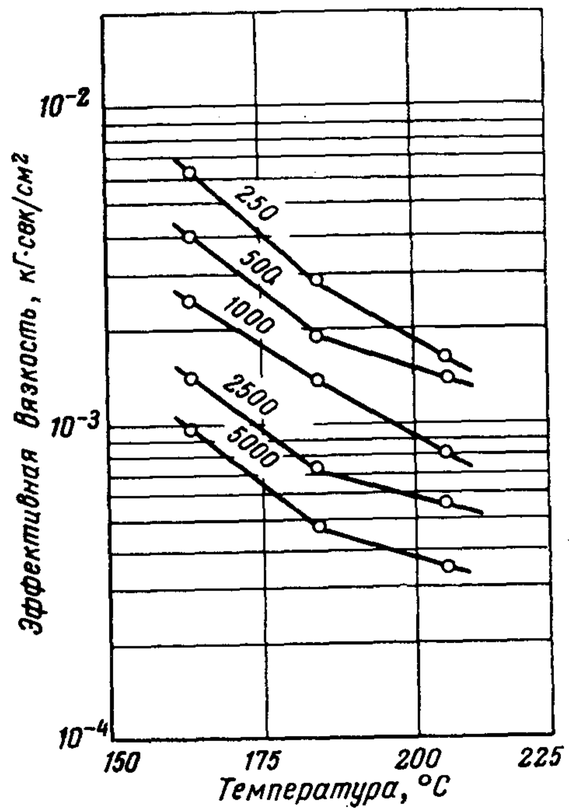


Рис. 47. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L*/*D*=9.

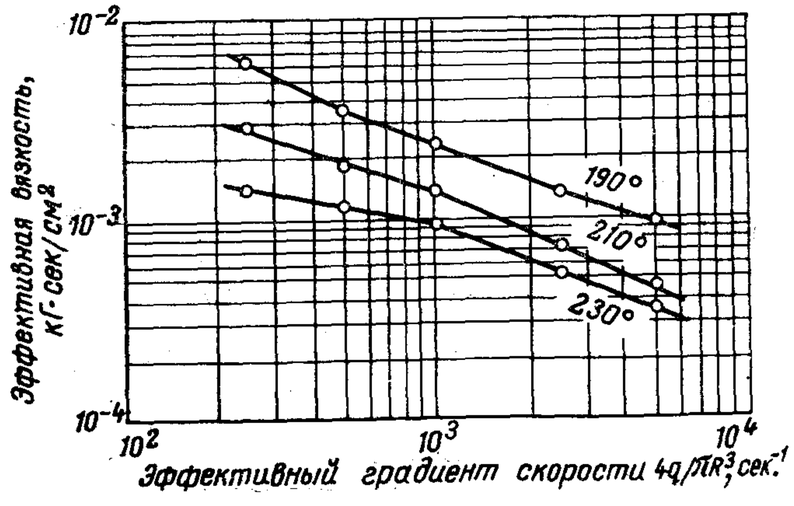


Рис. 48. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L*/*D*=9.

Тенайт-пропионат 307-H5 (Eastman Chem. Prod.)

Пропионат целлюлозы

Плотность при 23 °С равна 1,22 *г/см*³.
Пластификатор: органический сложный эфир.
Индекс расплава: 0,25 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

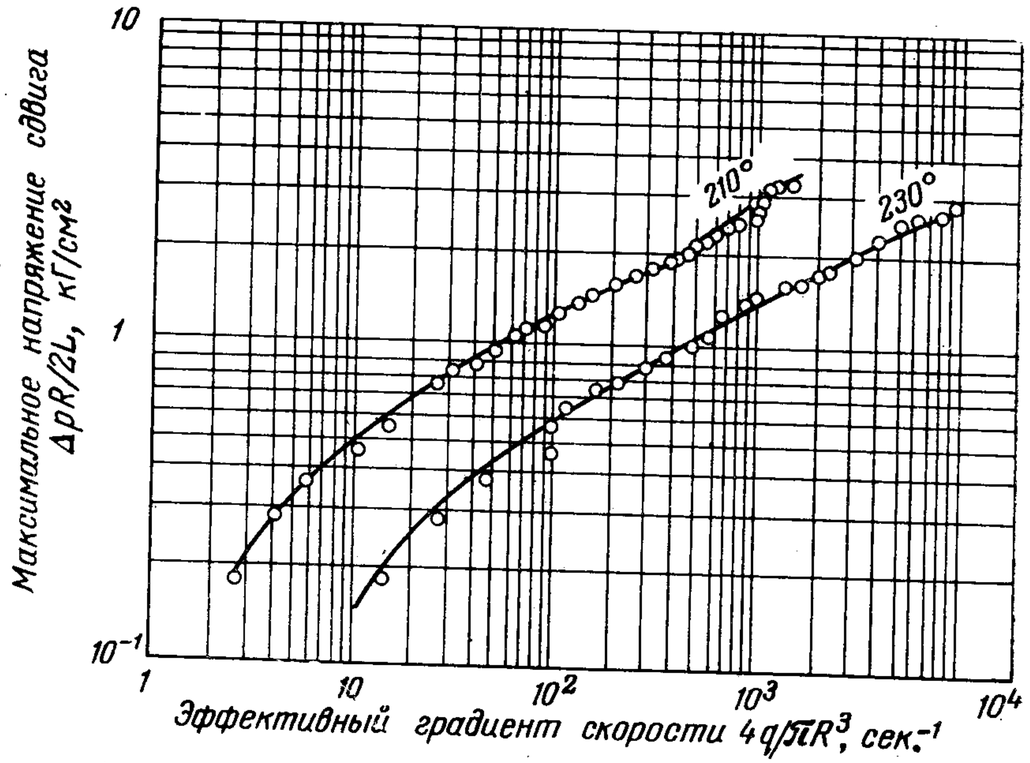


Рис. 49. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L*/*D*=9.

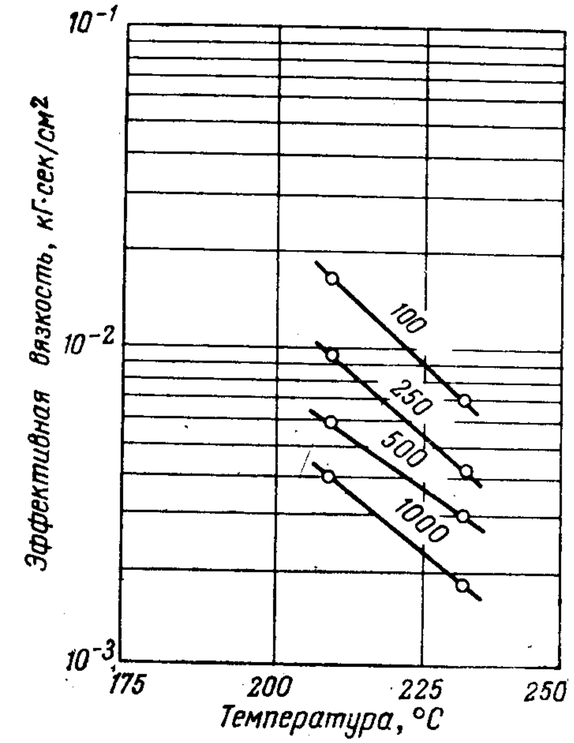


Рис. 50. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L*/*D*=9.

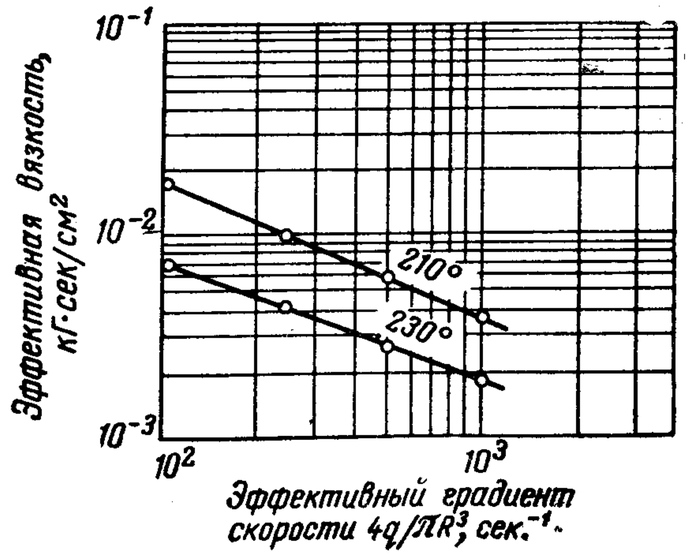


Рис. 51. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L*/*D*=9.

ПОЛИАМИДЫ

Пласкон-найлон 8201 (Chem. a. Dye Co.)

Поликапролактам, или найлон, тип 6

Плотность при 23 °С равна 1,13 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 34 000—40 000.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный по характеристической вязкости или методом концевых групп, 18 000—22 000.

Пластификаторы, мягчители или наполнители отсутствуют.

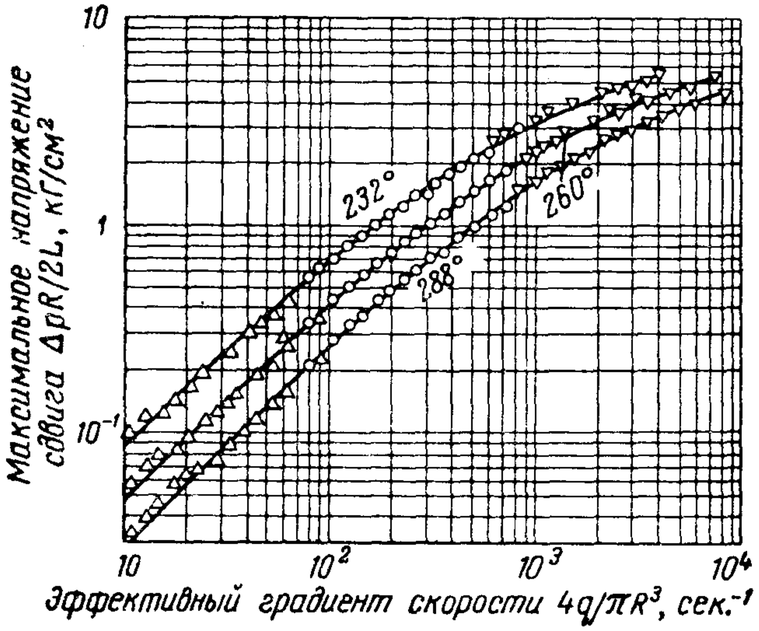


Рис. 52. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

△—внутренний диаметр капилляра 5,11 *мм*, *L/D*=20
○— » » » 2,54 *мм*, *L/D*=15
▽— » » » 1,27 *мм*, *L/D*=20

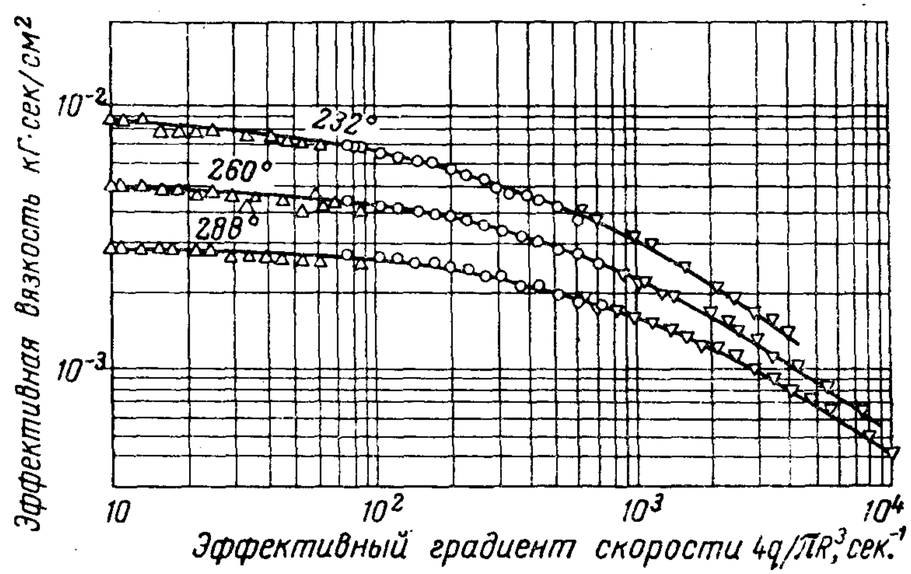


Рис. 53. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

△—внутренний диаметр капилляра 5,11 *мм*, *L/D*=20
○— » » » 2,54 *мм*, *L/D*=15
▽— » » » 1,27 *мм*, *L/D*=20

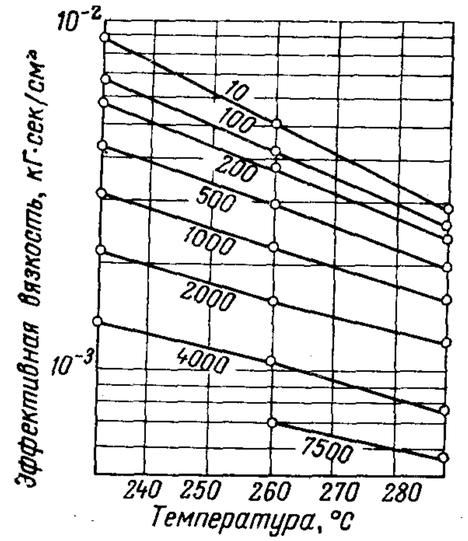


Рис. 54. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*⁻¹).

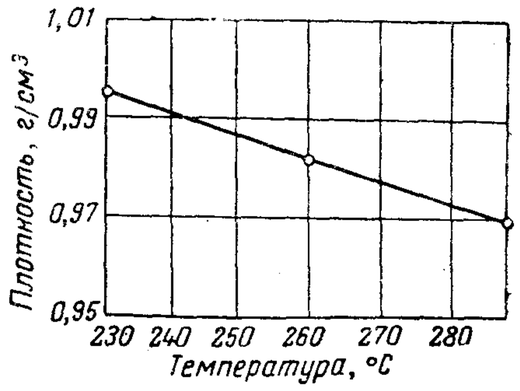


Рис. 55. Изменение плотности в зависимости от температуры при давлении 70 *кГ/см*².

Пласкон-найлон 8205 (Chem. a. Dye Co.)

Поликапролактам, или найлон, тип 6

Плотность при 23 °С равна 1,13 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 70 000—80 000.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный по характеристической вязкости или методом концевых групп, 35 000—40 000.

Пластификаторы, мягчители или наполнители отсутствуют.

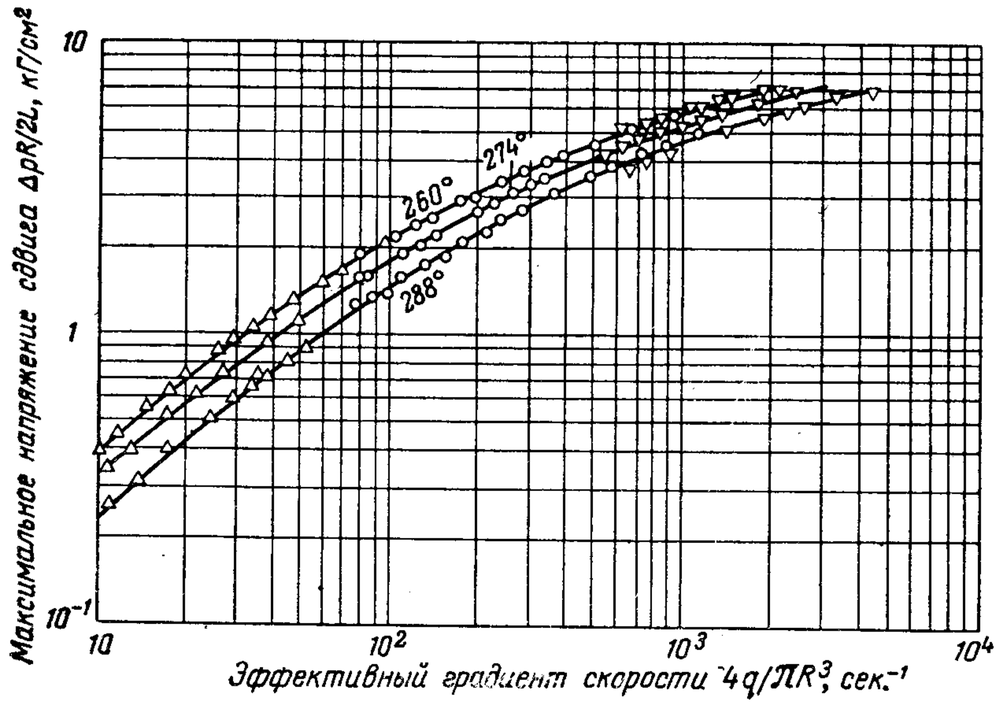


Рис. 56. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

△—внутренний диаметр капилляра 5,11 *мм*, $L/D=20$
○— » » » 2,54 *мм*, $L/D=15$
▽— » » » 1,27 *мм*, $L/D=20$

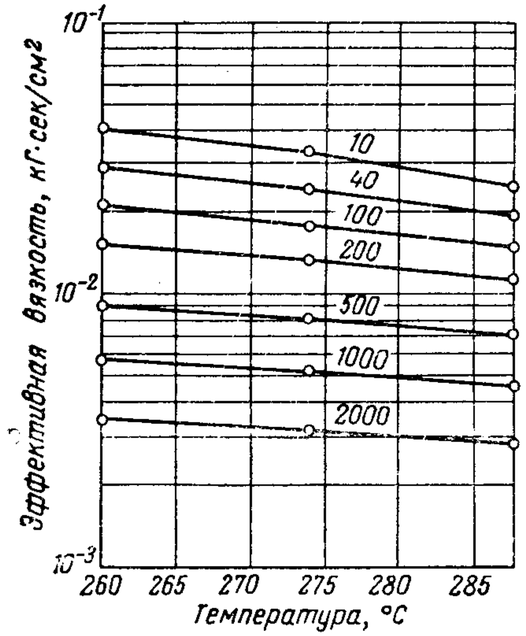


Рис. 57. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

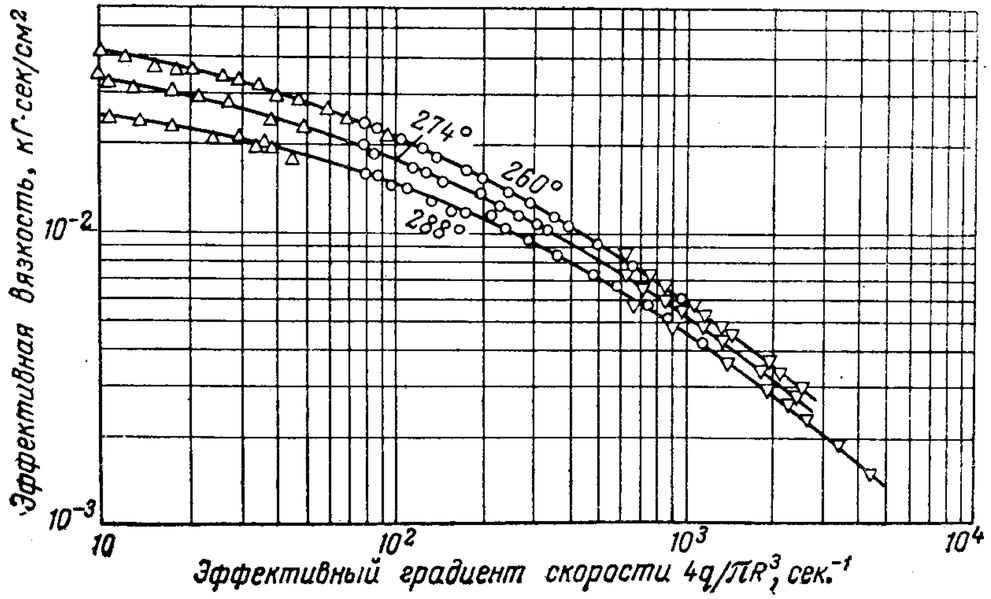


Рис. 58. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

△—внутренний диаметр капилляра 5,08 *мм*, $L/D=20$
○— » » » 2,54 *мм*, $L/D=15$
▽— » » » 1,27 *мм*, $L/D=20$

Зайтел 42 NC10 (Du Pont de Nemours)

Полигексаметиленадипамид

Плотность при 23 °С равна 1,14 *г/см*³.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный методом концевых групп, 34 000±1000.

Пластификаторы или наполнители отсутствуют.

Индекс расплава: 2 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-57T, вариант *К*, за исключением веса нагрузки, равного 2160 *г*).

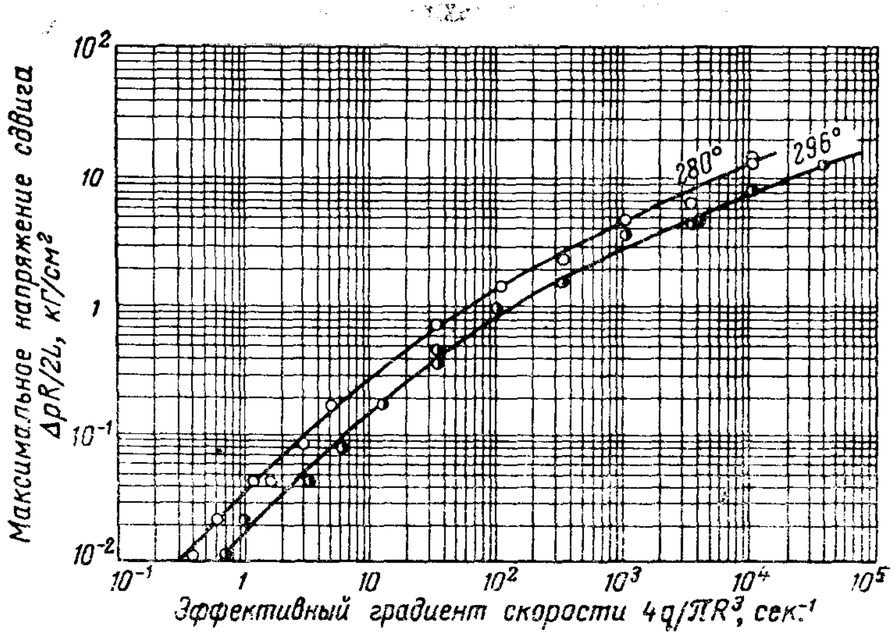


Рис. 59. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,127—1,19 *мм*, *L*/*D*=16.

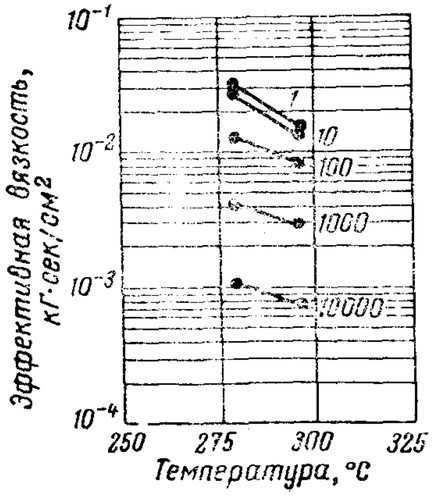


Рис. 60. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, *L*/*D*=16.

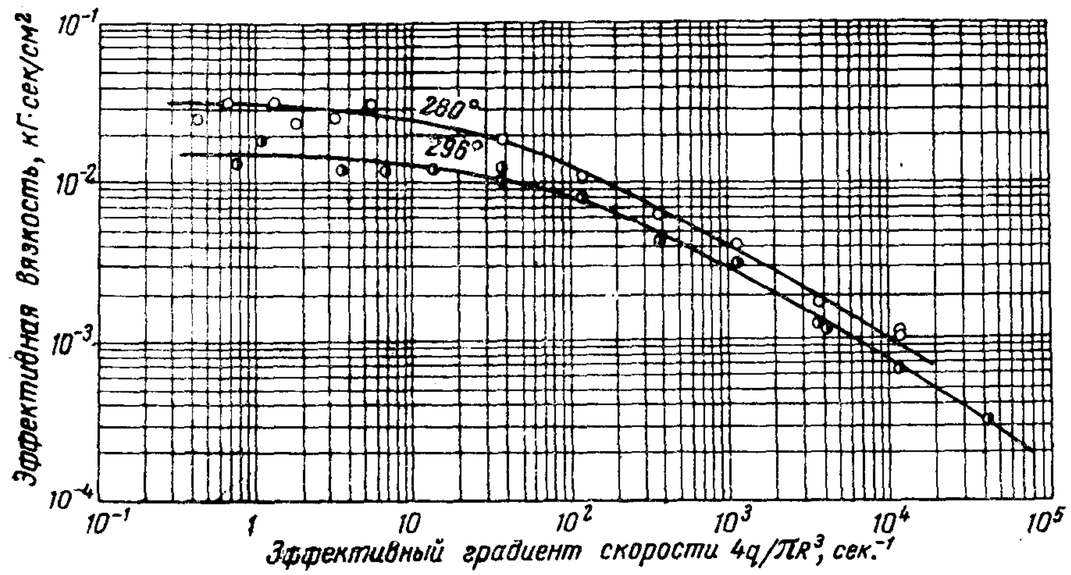


Рис. 61. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,127—1,19 *мм*, *L*/*D*=16.

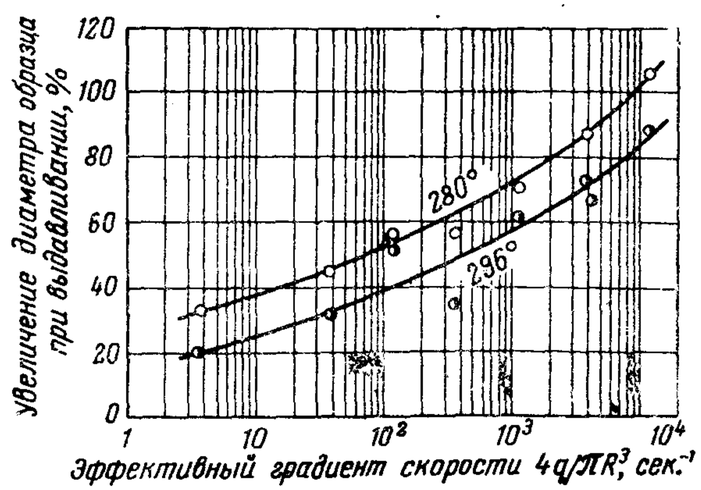


Рис. 62. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,127—1,19 *мм*, *L*/*D*=16.

Зайтел 101 NC10 (Du Pont de Nemours)

Полигексаметиленадипамид

Плотность при 23 °С равна 1,14 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния 39 000.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный методом концевых групп, 18 000±500.

Пластификаторы и наполнители отсутствуют.

Индекс расплава: 5 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-57T, вариант *K*).

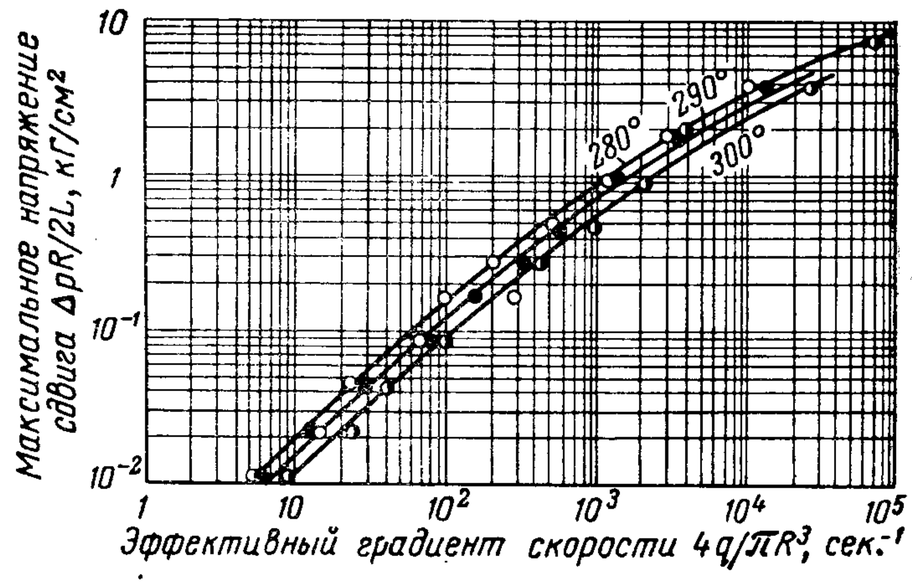


Рис. 63. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,787 *мм*, *L*/*D*=16.

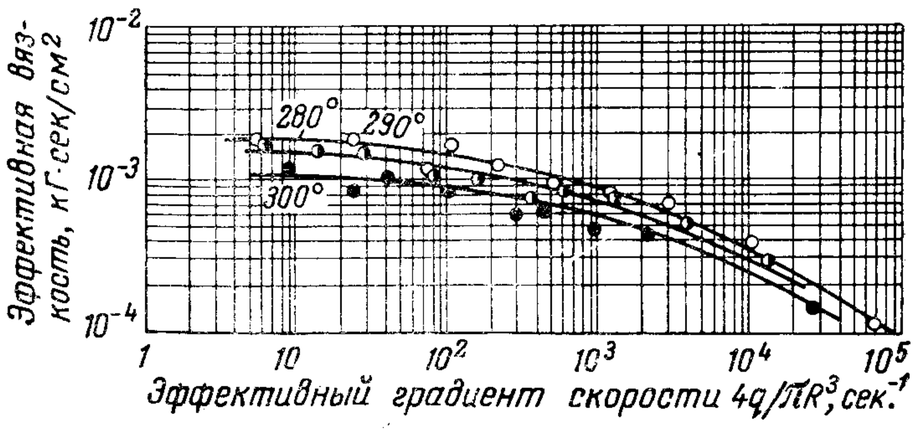


Рис. 64. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,787 *мм*, *L*/*D*=16.

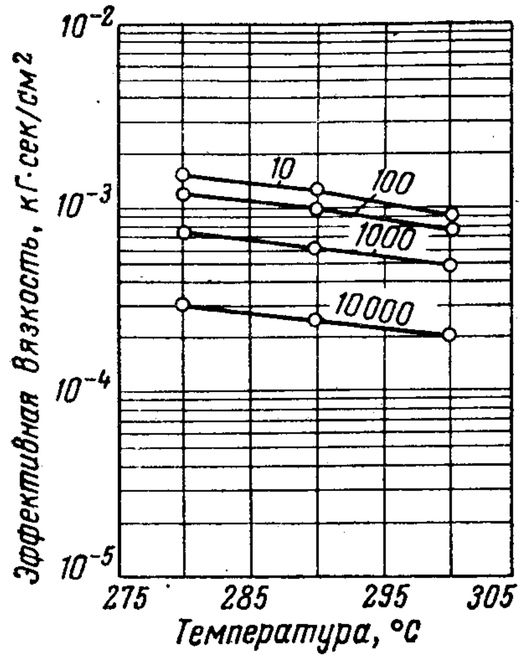


Рис. 65. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 0,787 *мм*, *L*/*D*=16.

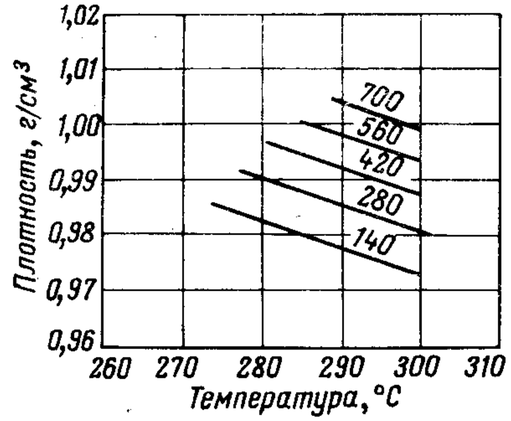


Рис. 66. Изменение плотности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в *кГ*/*см*²).

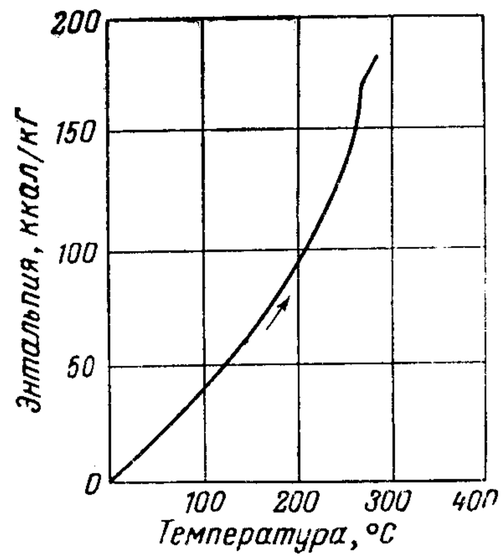


Рис. 67. Изменение энтальпии в зависимости от температуры.

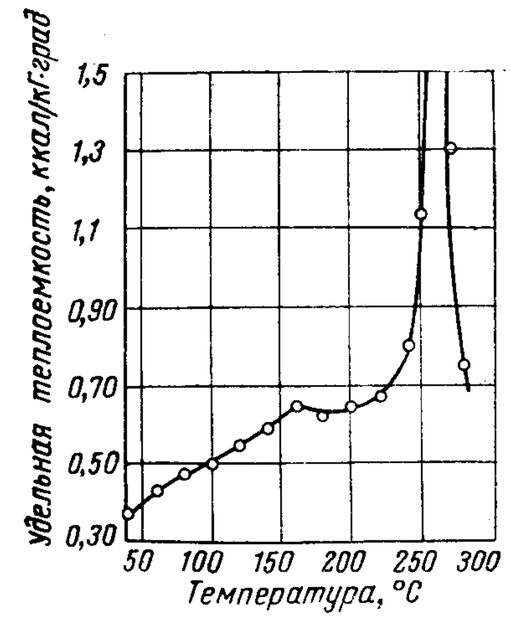


Рис. 68. Изменение удельной теплоемкости в зависимости от температуры при давлении 1 *ат*.

ПОЛИЭТИЛЕН

Полиэтилен 204E (Canad. Ind. Ltd.)

Плотность при 23 °С равна 0,915 *г/см*³.
Индекс расплава: 0,35 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K′ и n′ $сек^{-1}$
121	0,77	0,280	94—630
149	0,58	0,288	200—1140
177	0,475	0,288	440—1400
190	0,412	0,298	490—3700
201	0,364	0,306	545—2200
220	0,294	0,320	990—2300
235	0,308	0,303	1160—4150

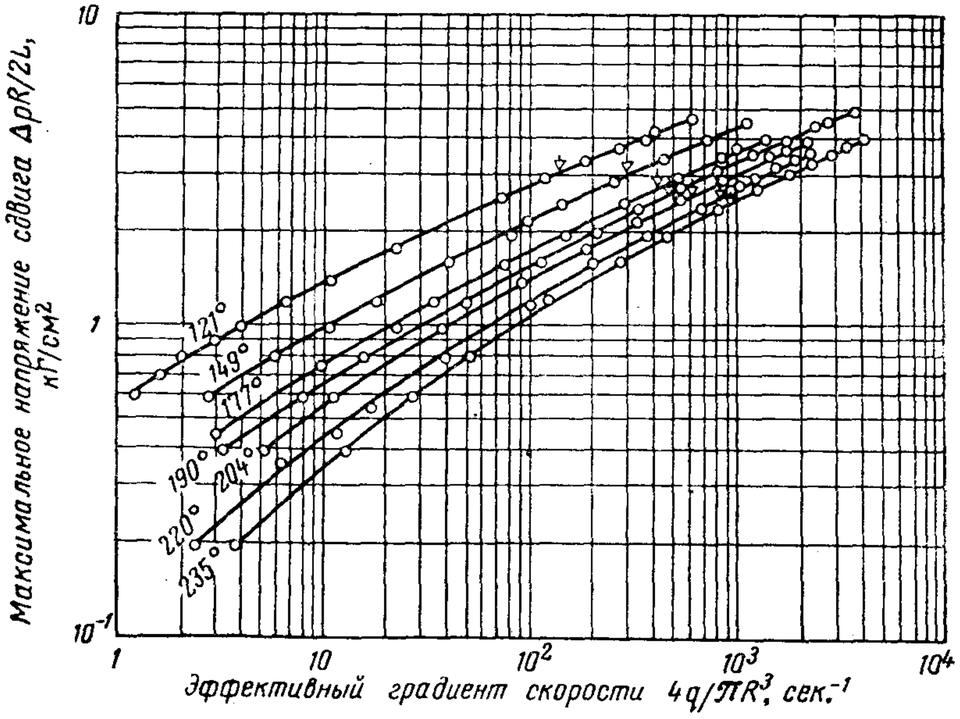


Рис. 69. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,14.

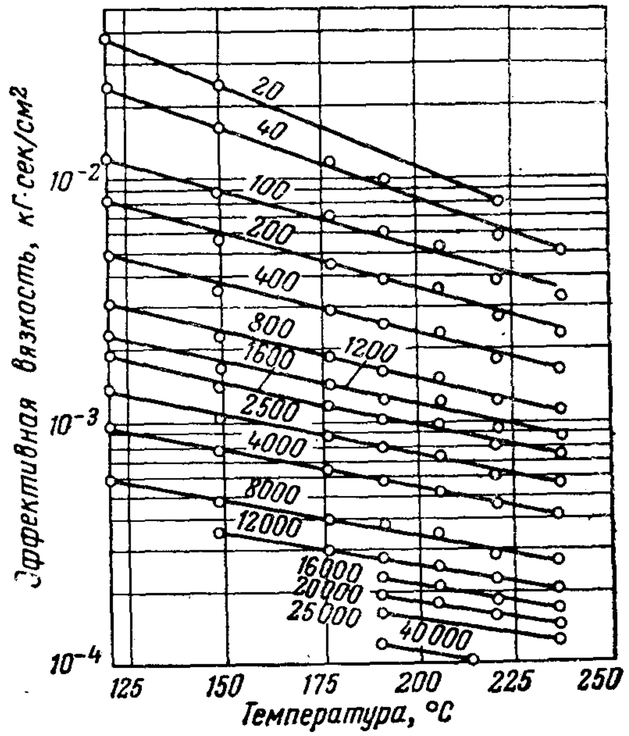


Рис. 70. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,14.

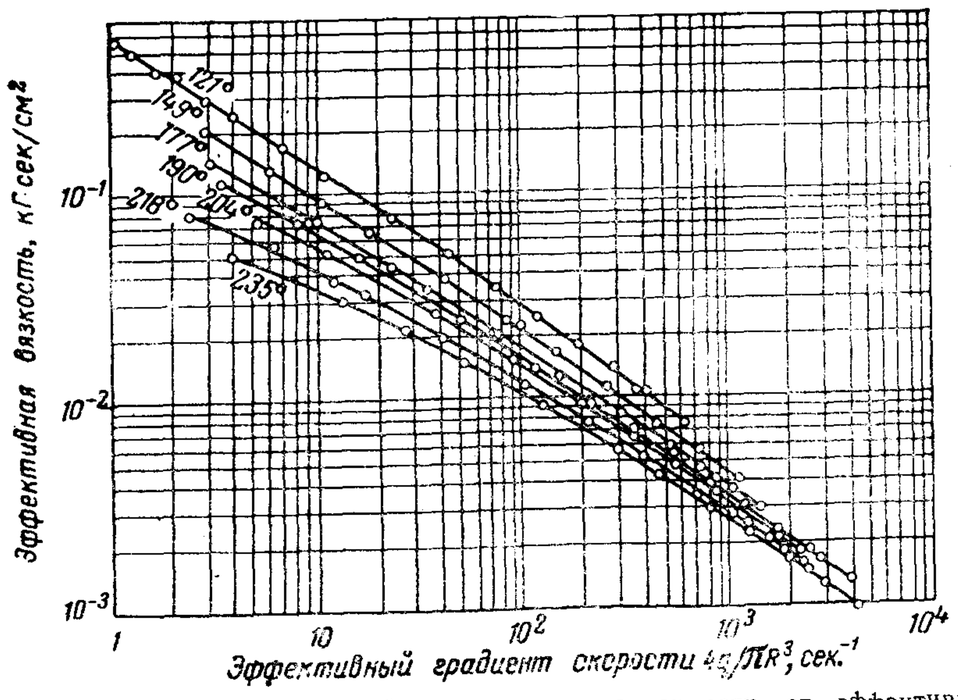


Рис. 71. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,14.

Полиэтилен 1200Н (Canad. Ind. Ltd.)

Плотность при 23 °С равна 0,92 *г/см*³.
Индекс расплава: 16,56 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K'	n'	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K' и n' $сек^{-1}$
121	0,26	0,355	930—2 600
149	0,206	0,354	2 900—6 000
177	0,165	0,354	6 700—10 000
190	0,214	0,317	9 000—19 000
204	0,189	0,321	13 500—26 000
220	0,157	0,329	21 000—30 000

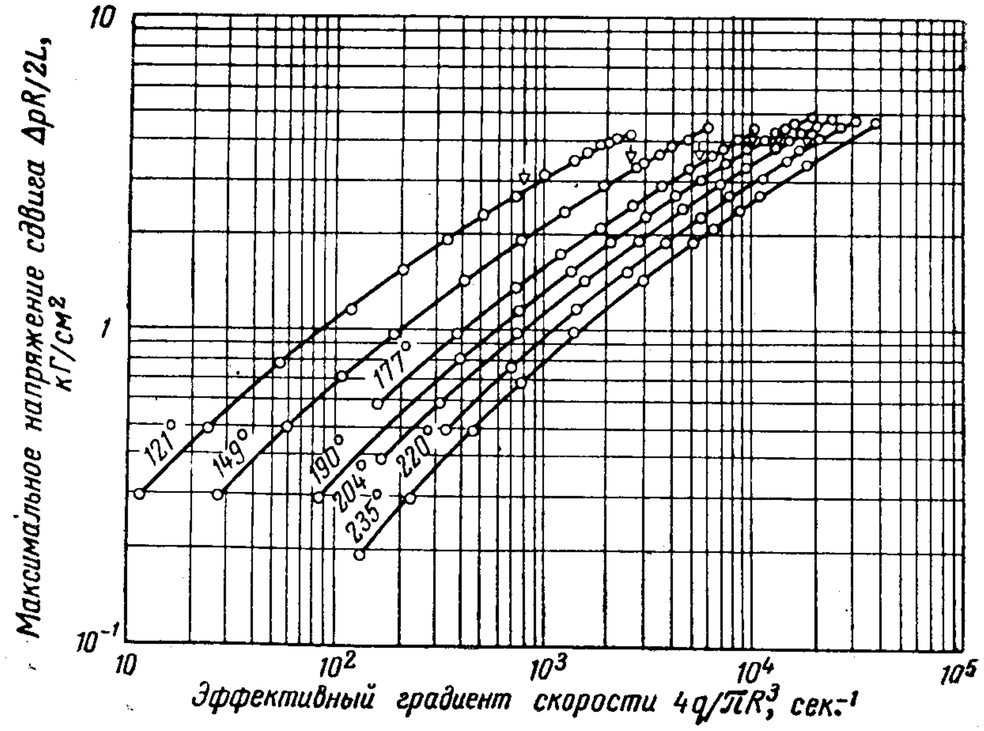


Рис. 72. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,14.

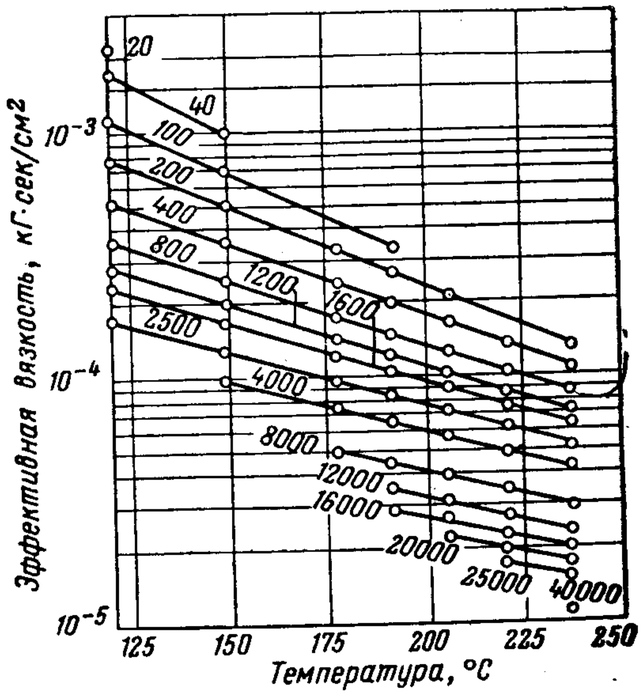


Рис. 73. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,14.

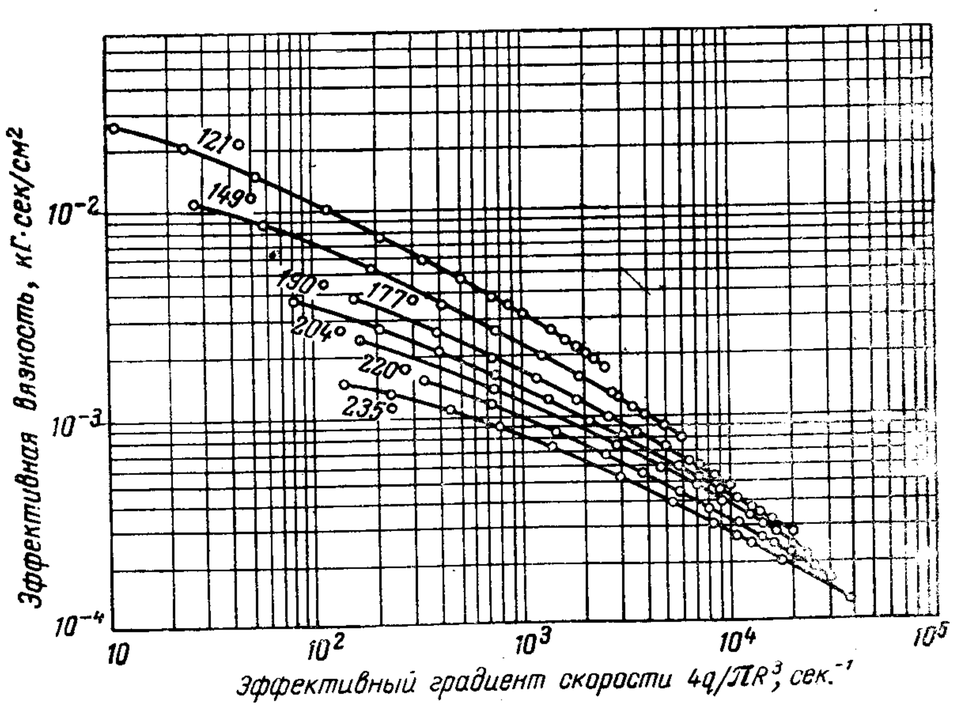


Рис. 74. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,14.

Полиэтилен Dow. M. I. 2 (Dow Chemical)

Плотность при 23 °С равна 0,905 *г/см*³.
Константы уравнения состояния $(P+\pi_i)(V-\omega)=R'T$;

$$\pi_i = 3330; \quad \omega = 0{,}875; \quad R' = 2{,}41$$

Коэффициент температуропроводности в интервале температур 163—260 °С равен $4{,}2\cdot10^{-4}$ *м*²/*ч*.

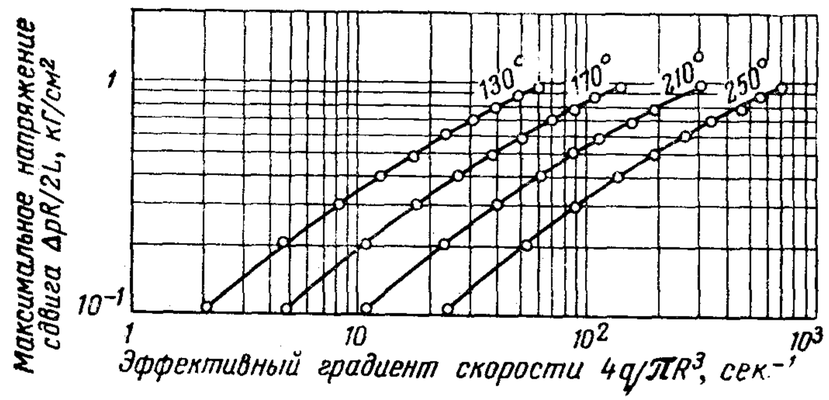


Рис. 75. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

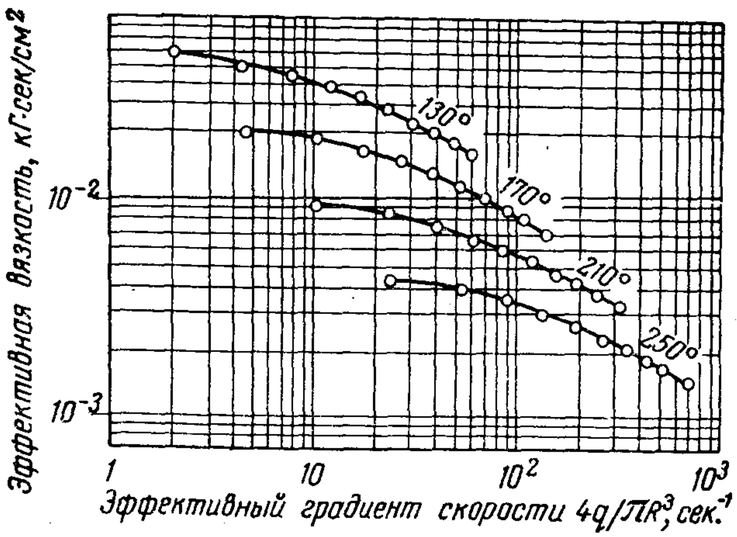


Рис. 76. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

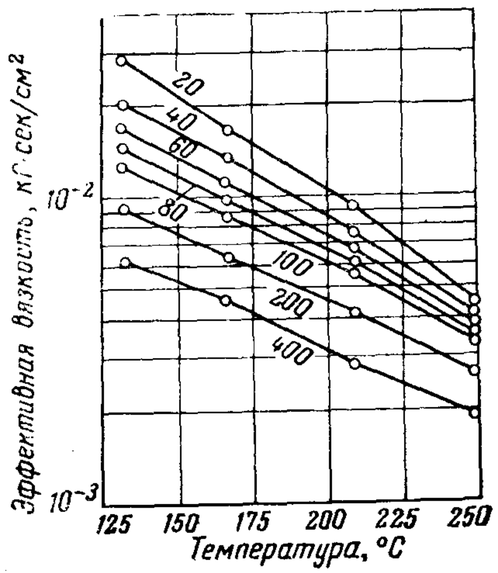


Рис. 77. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*⁻¹).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

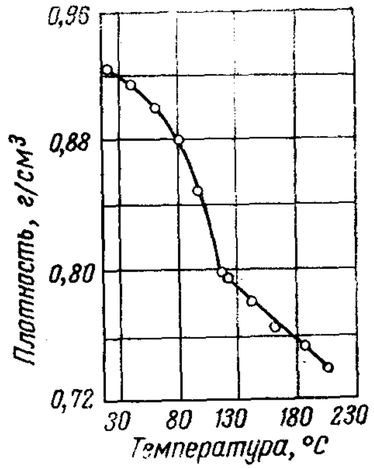


Рис. 78. Изменение плотности в зависимости от температуры.

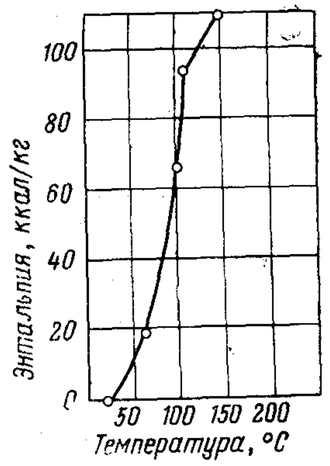


Рис. 79. Изменение энтальпии в зависимости от температуры.

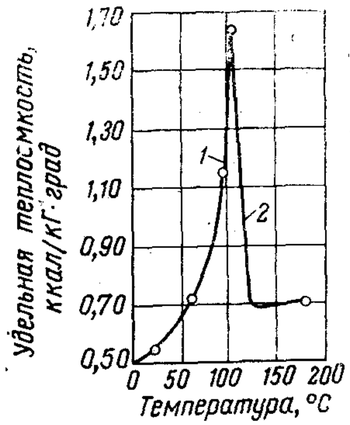


Рис. 80. Изменение удельной теплоемкости в зависимости от температуры:
1—твердый полиэтилен; 2—расплав.

Полиэтилен Dow. M. 1. 20 (Dow Chemical)*

Плотность при 23 °С равна 0,915 *г/см*³.
Константы уравнения состояния $(P+\pi_i)(V-\omega)=R'T$:

$$\pi_i = 3330; \quad \omega = 0{,}875; \quad R' = 2{,}41$$

Коэффициент температуропроводности в интервале температур 163—260 °С равен $4{,}2\cdot10^{-4}$ *м*²/*ч*.

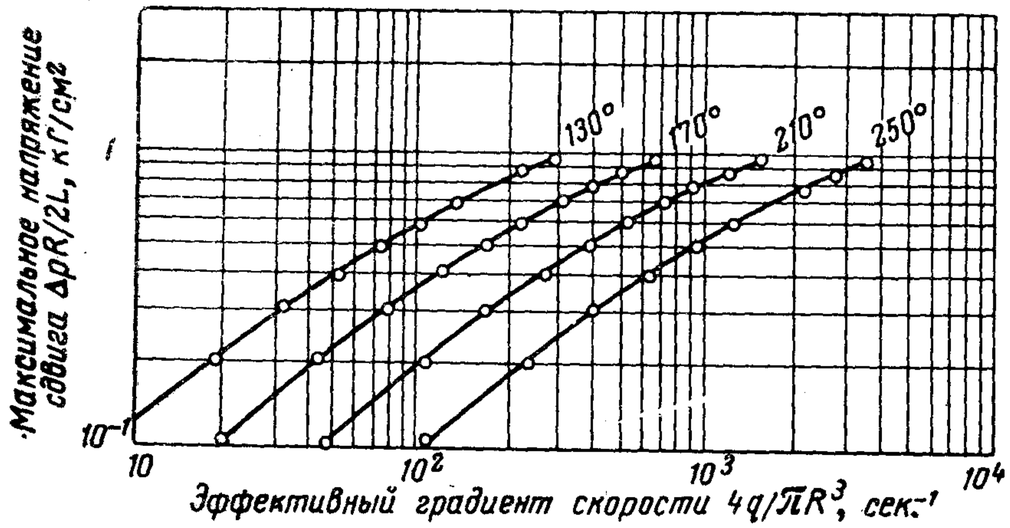


Рис. 81. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

* Зависимость плотности, энтальпии и удельной теплоемкости от температуры см. на рис. 78, 79, 80.

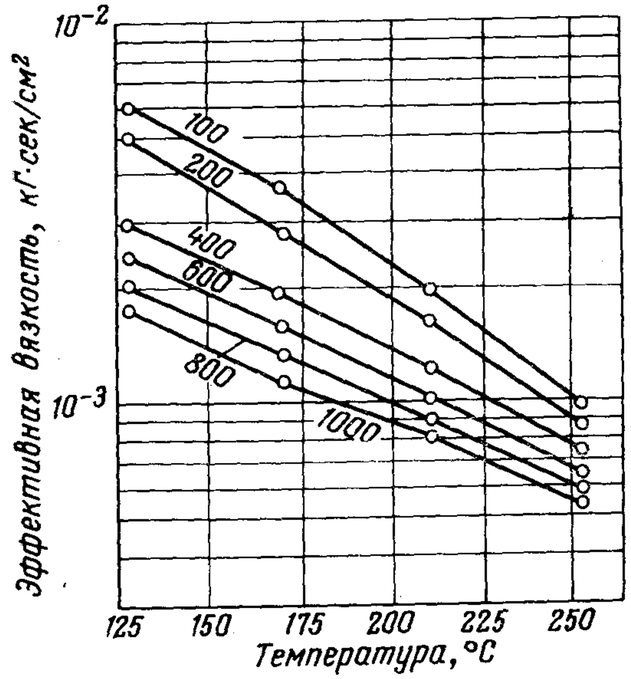


Рис. 82. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*⁻¹).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

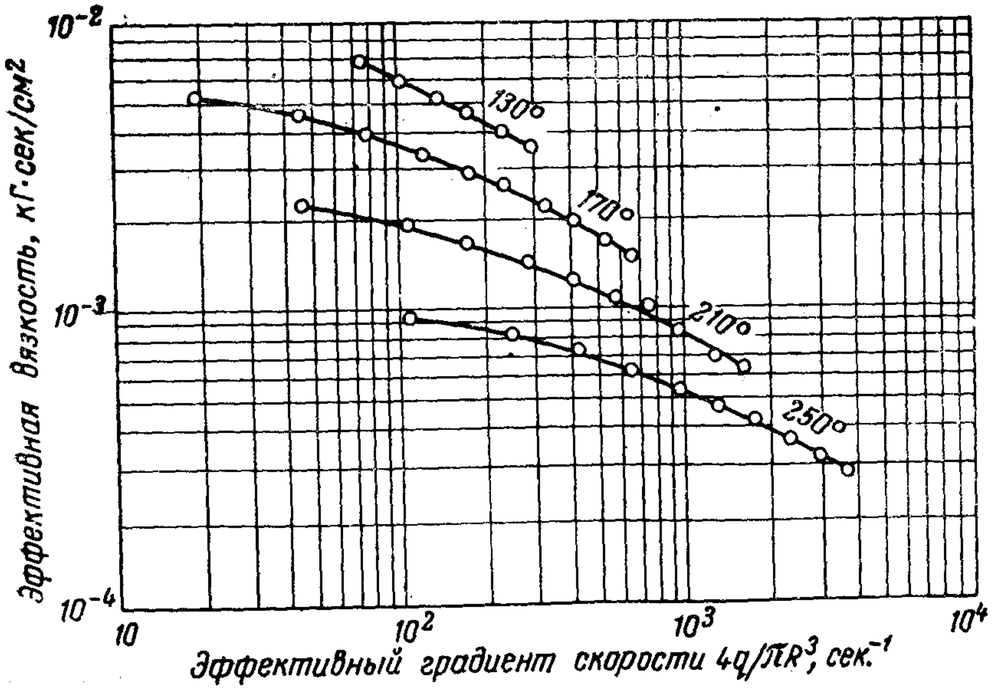


Рис. 83. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

Полиэтилен Dow M. 1. 7 (Dow Chemical)*

Плотность при 23 °С равна 0,905 *г/см*³.
Константы уравнения состояния $(P+\pi_i)(V-\omega)=R'T$:

$$\pi_i = 3330; \quad \omega = 0{,}875; \quad R' = 2{,}41$$

Коэффициент температуропроводности в интервале температур 163—260 °С равен $4{,}2\cdot10^{-4}$ *м*²/*ч*.

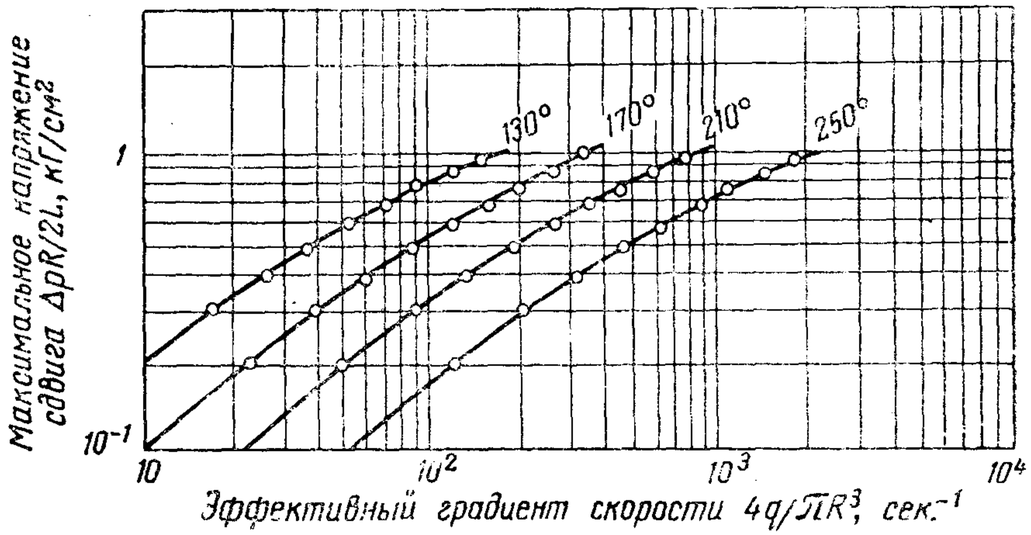


Рис. 84. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

* Зависимость плотности, энтальпии и удельной теплоемкости от температуры см. на рис. 78, 79, 80.

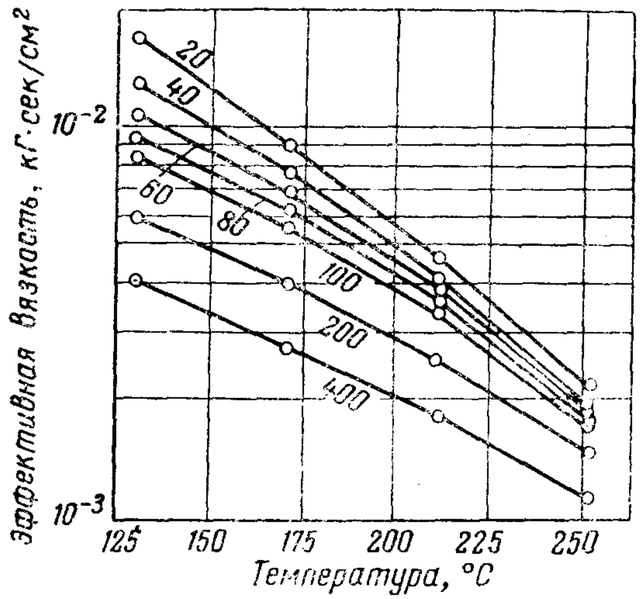


Рис. 85. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*⁻¹).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5

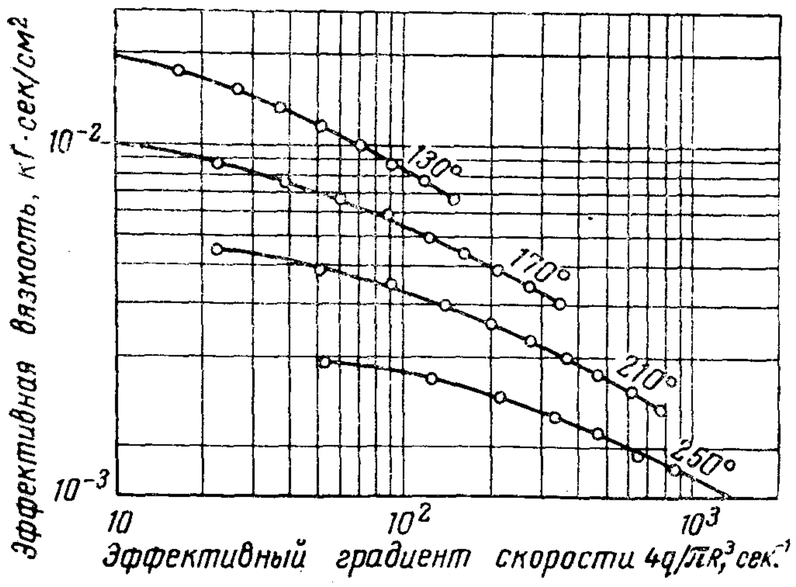


Рис. 86. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

Алатон 3 (Du Pont de Nemours)

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,92 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 525 000.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный осмометрическим методом, 30 000.

Индекс расплава: 0,2 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

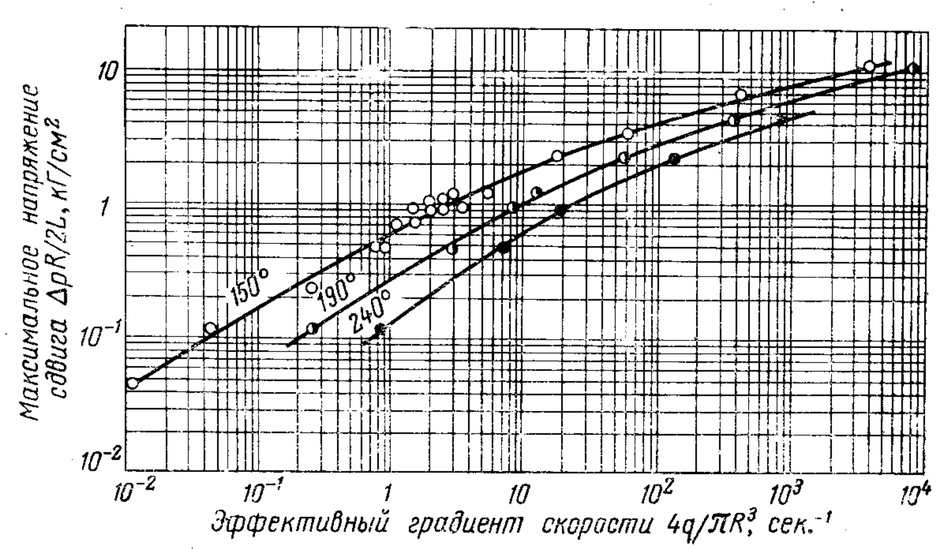


Рис. 87. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=3,6.

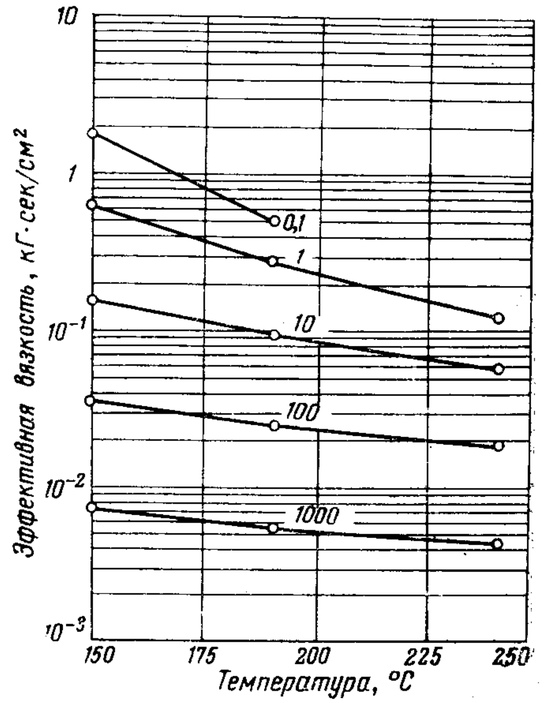


Рис. 88. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=3,6.

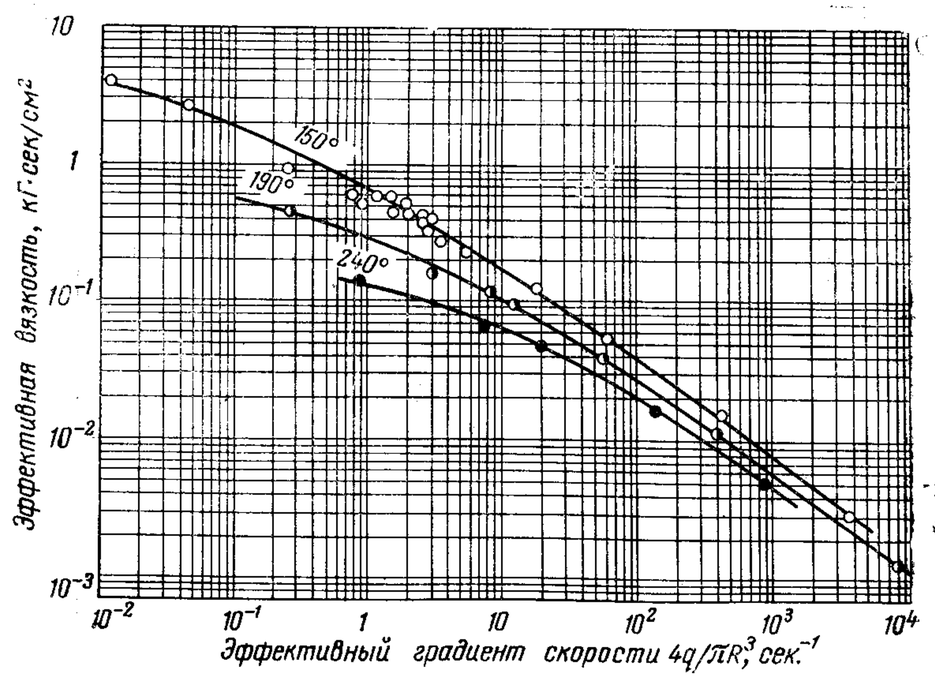


Рис. 89. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=3,6.

Алатон 10 (Du Pont de Nemours)

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,92 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 30 000.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный осмометрическим методом, 26 000.

Индекс расплава: 2,1 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

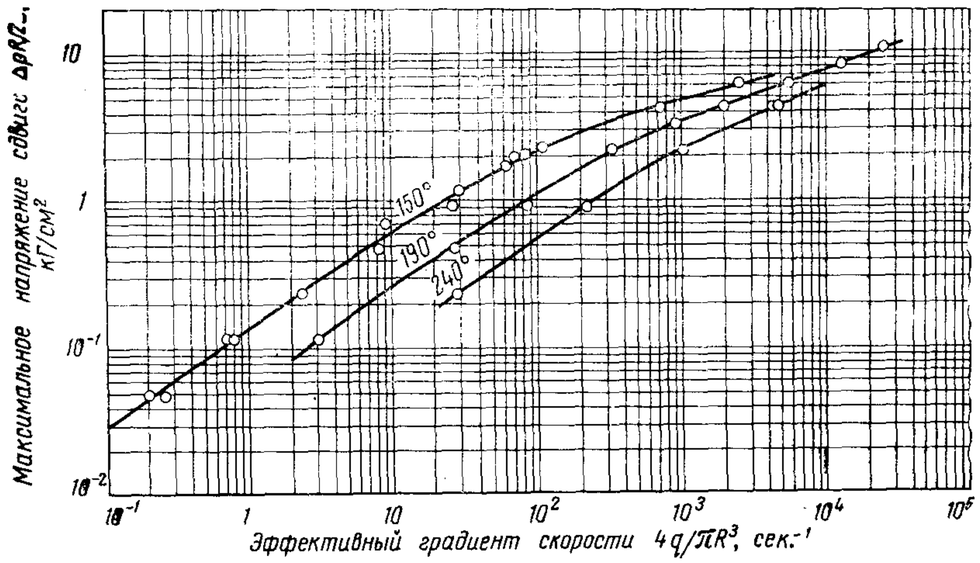


Рис. 90. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=3,6.

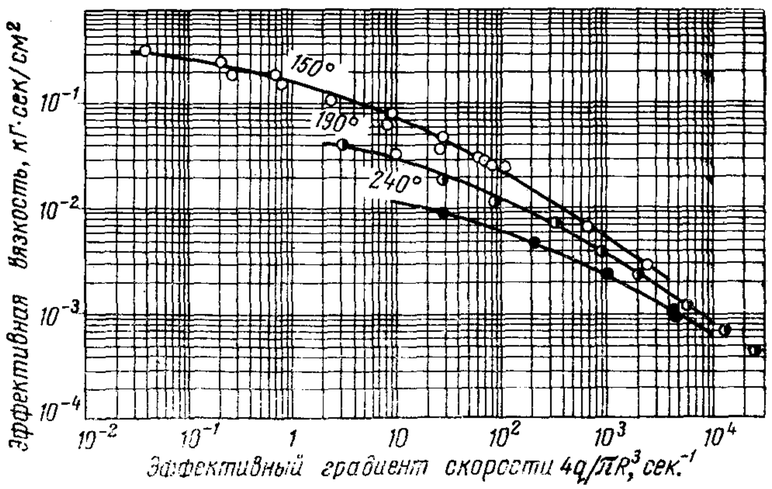


Рис. 91. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=3,6.

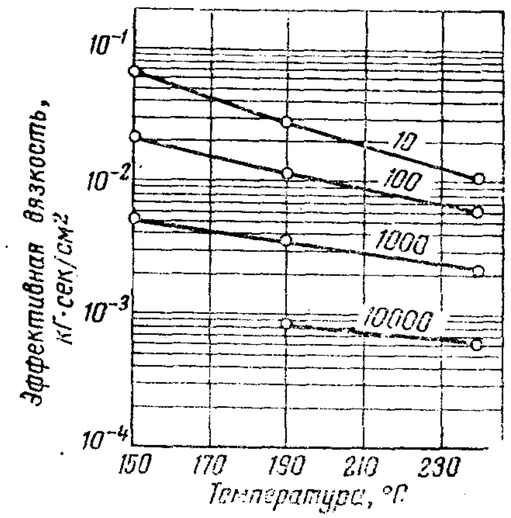


Рис. 92. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=3,6.

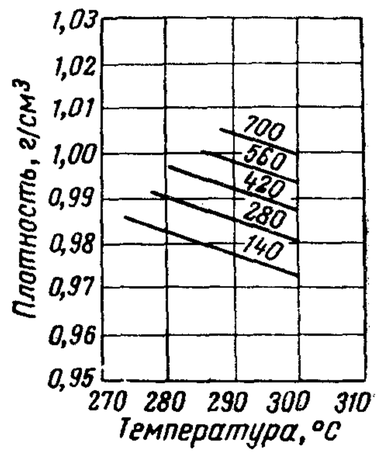


Рис. 93. Изменение плотности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в *кГ*/*см*²).

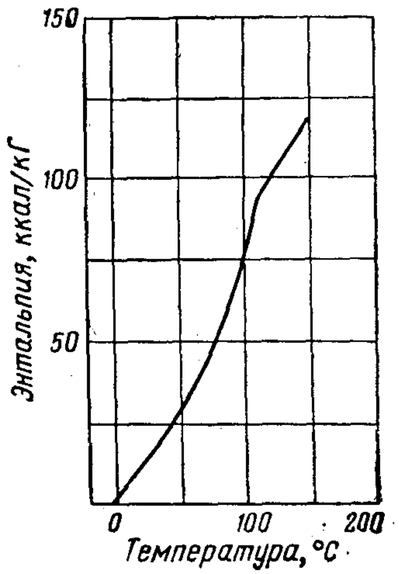


Рис. 94. Изменение энтальпии в зависимости от температуры.

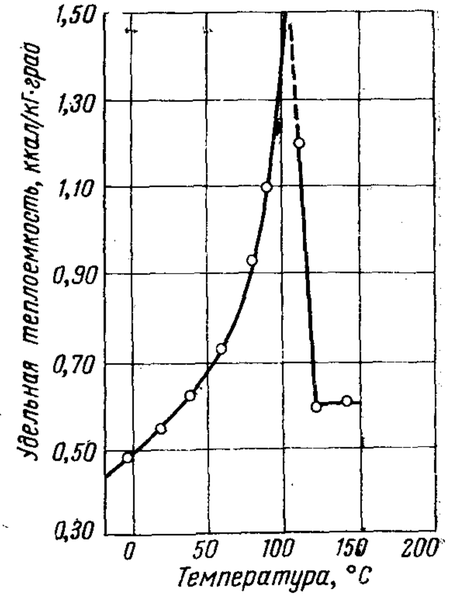


Рис. 95. Изменение удельной теплоемкости в зависимости от температуры при давлении 1 *ат*.

Алатон 17 (De Pont de Nemours)

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,92 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния 225 000.

Среднечисловой молекулярный вес (вычисленный) 16 000.

Индекс расплава: 20 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

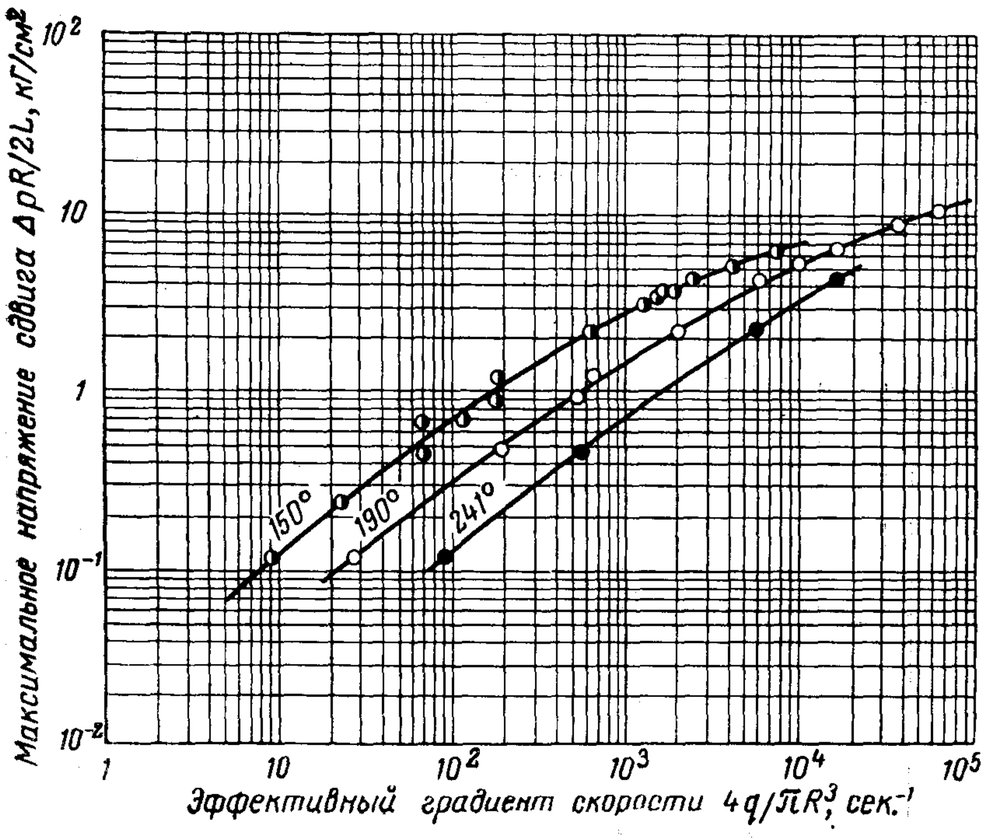


Рис. 96. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=3,6.

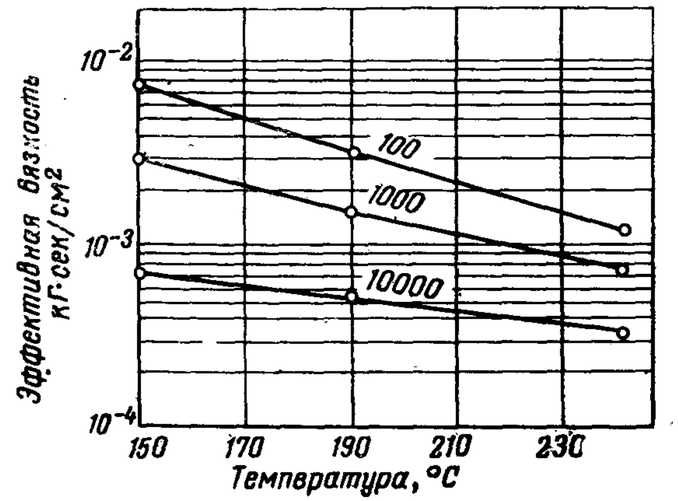


Рис. 97. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=3,6.

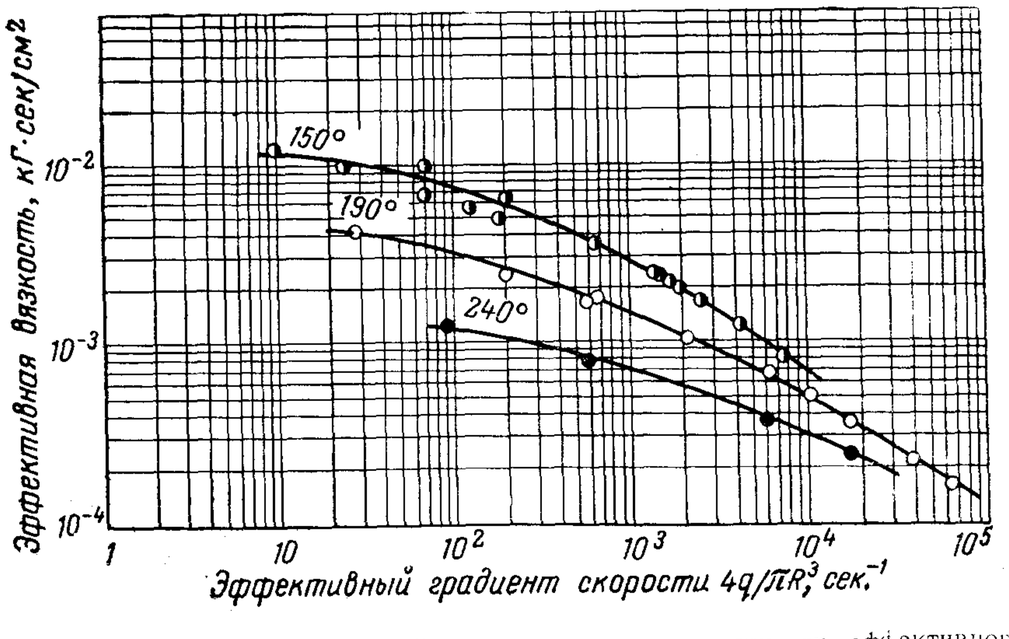


Рис. 98. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, L/D=3,6.

Алатон 34 (Du Pont de Nemours)

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,93 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный вискозиметрическим методом, 175 000.

Среднечисловой молекулярный вес (вычисленный) 15 000.

Индекс расплава: 3,0 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

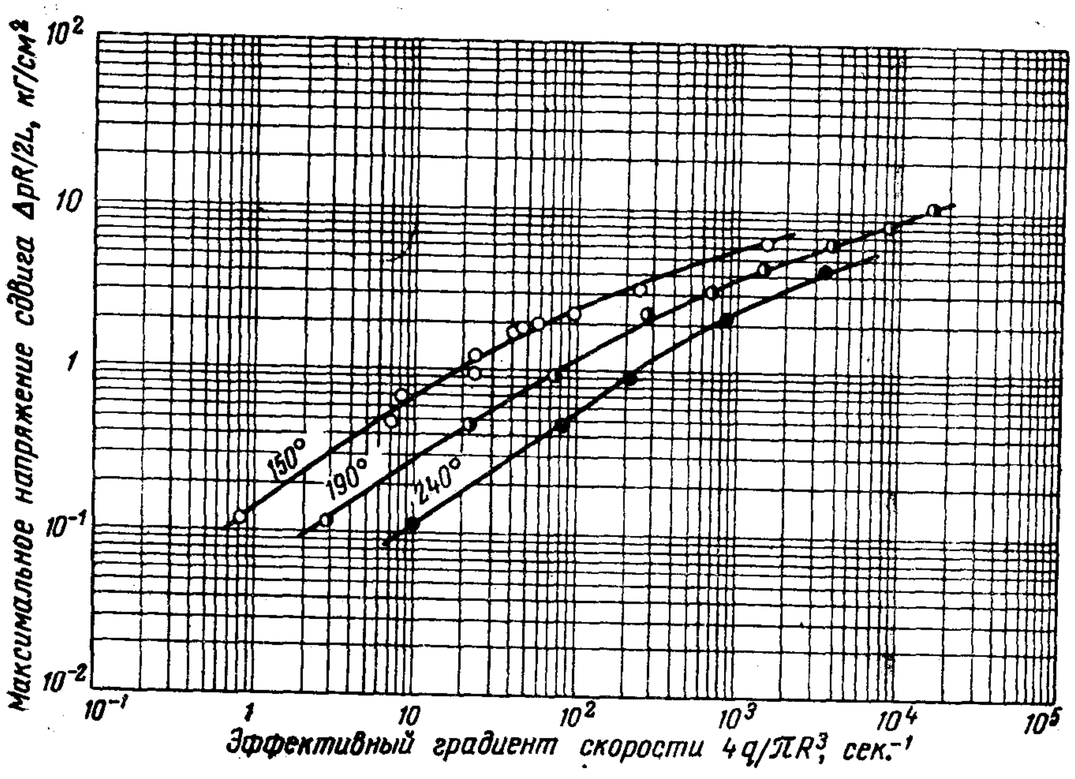


Рис. 99. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, *L/D*=3,6.

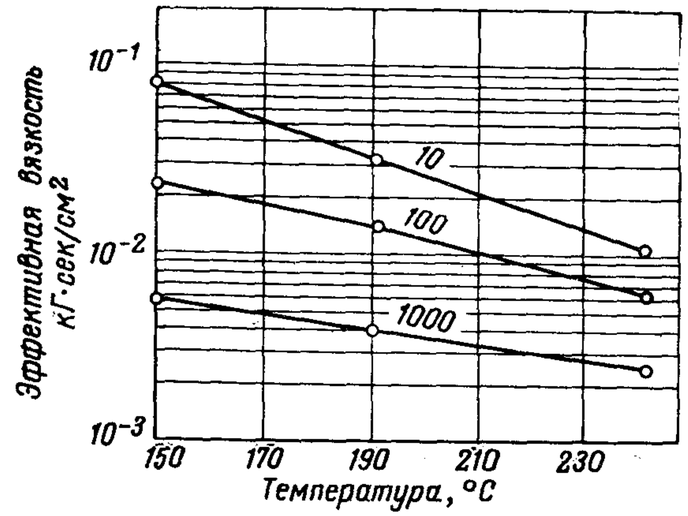


Рис. 100 Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, *L/D*=3,6.

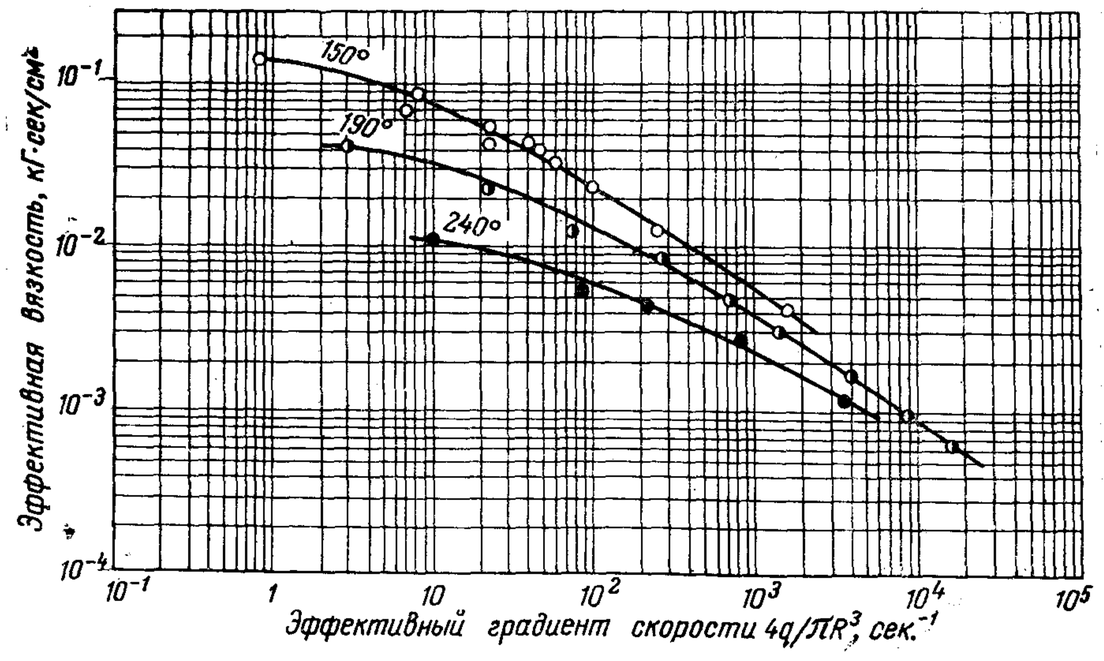


Рис. 101. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1,19 *мм*, *L/D*=3,6.

Тенайт-полиэтилен 854 (Eastman Chem. Prod.)

Полиэтиллн

Плотность при 23 °С равна 0,92 *г/см*³.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный по характеристической вязкости, 30 000.

Индекс расплава: 1,7 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

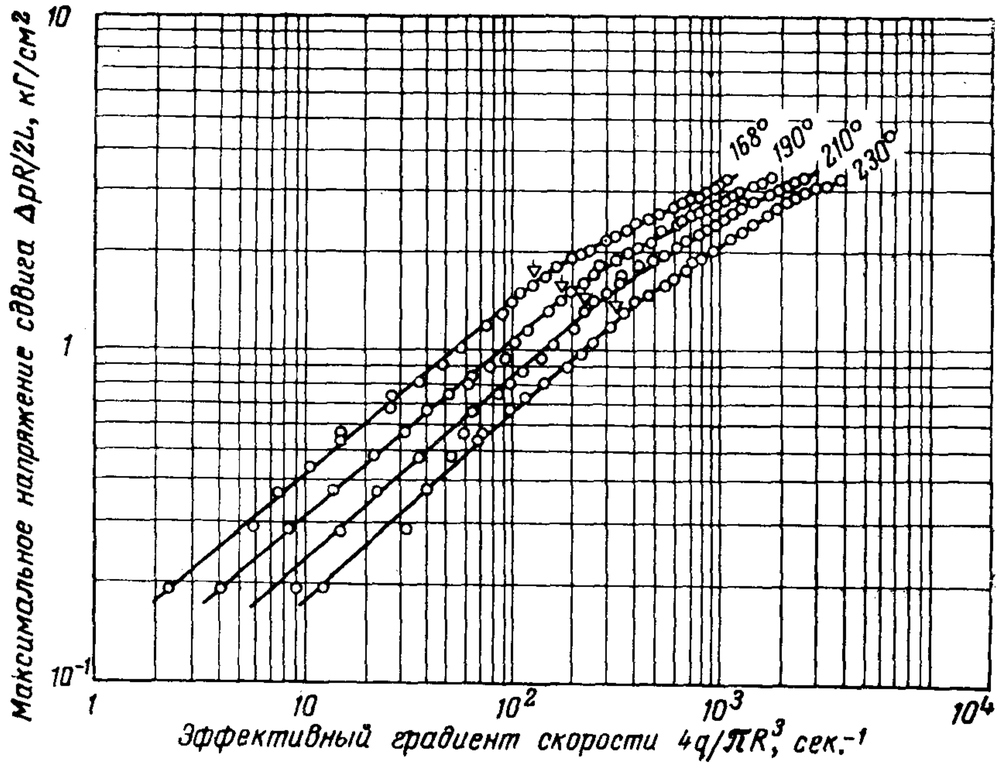


Рис. 102. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного гардиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L/D*=9.

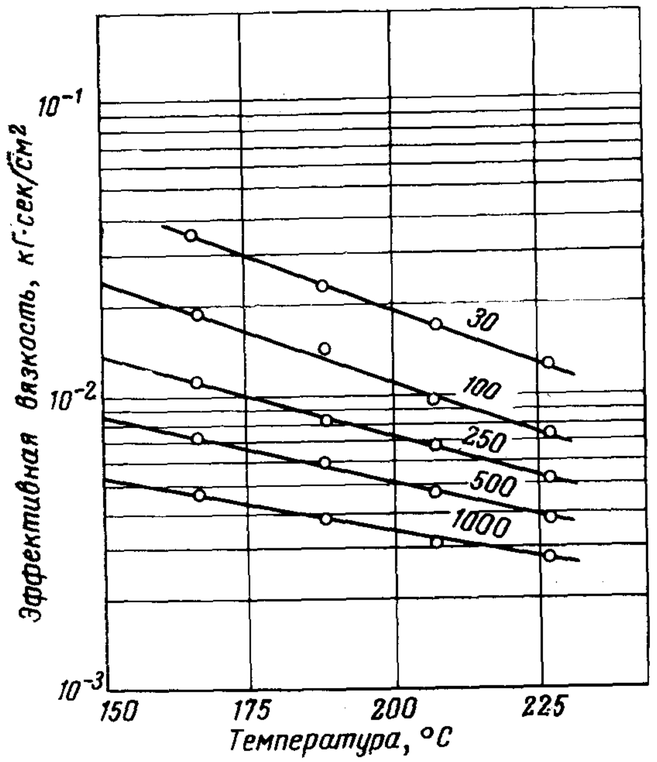


Рис. 103. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L/D*=9.

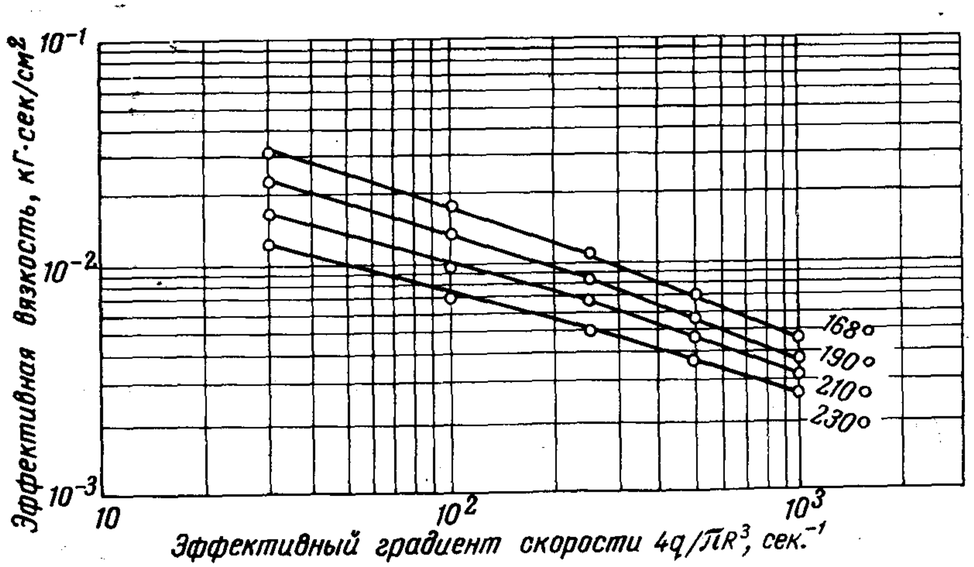


Рис. 104. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L/D*=9.

Тенайт-полиэтилен 856 (Eastman Chem. Prod.)

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,92 *г/см*³.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный по характеристической вязкости, 38 000.

Индекс расплава: 0,3 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

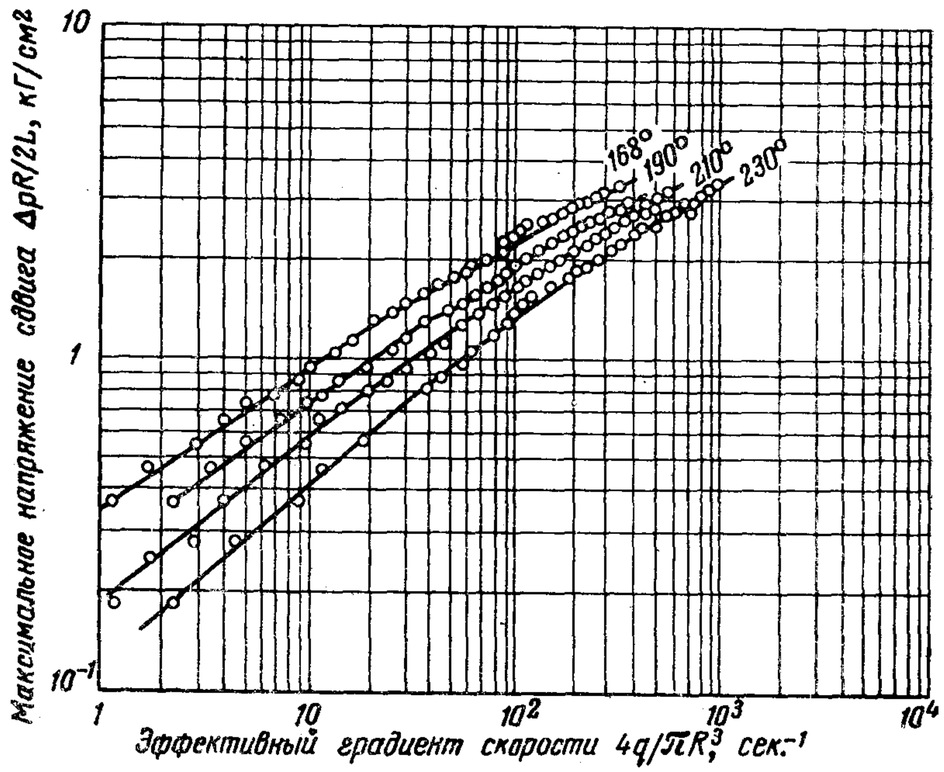


Рис. 105. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L/D*=9.

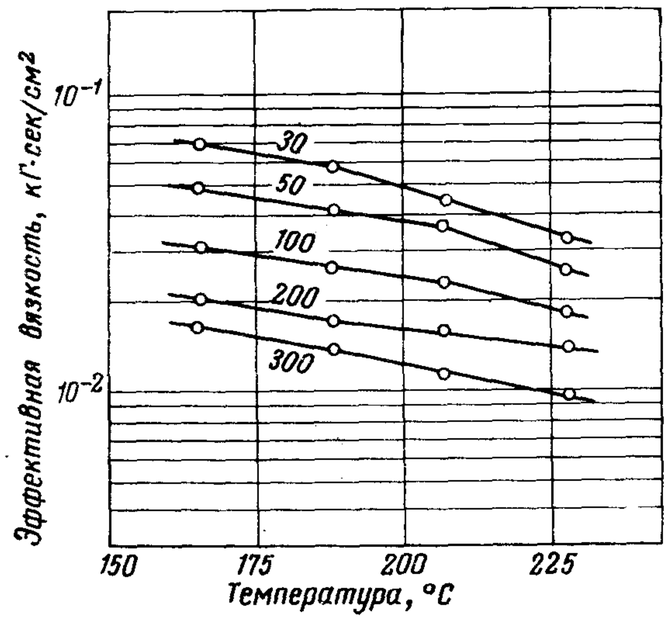


Рис. 106. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L/D*=9.

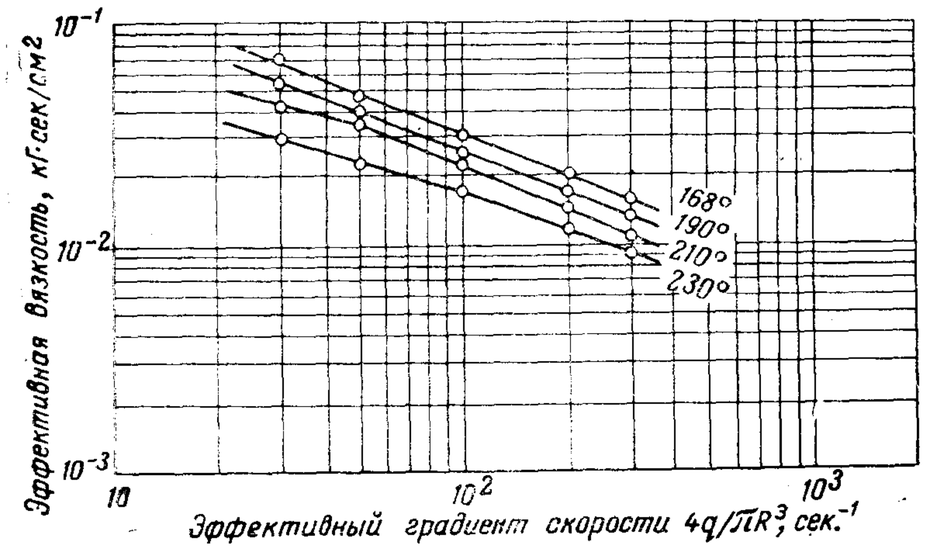


Рис. 107. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,483 *мм*, *L/D*=9.

Хи-Факс 1400 (Hereules Powder)

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,945 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 160 000.

Пластификаторы, мягчители или наполнители отсутствуют.

В качестве добавки содержит 0,15% щелочноземельных солей жирных кислот.

Индекс расплава: 0,8 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

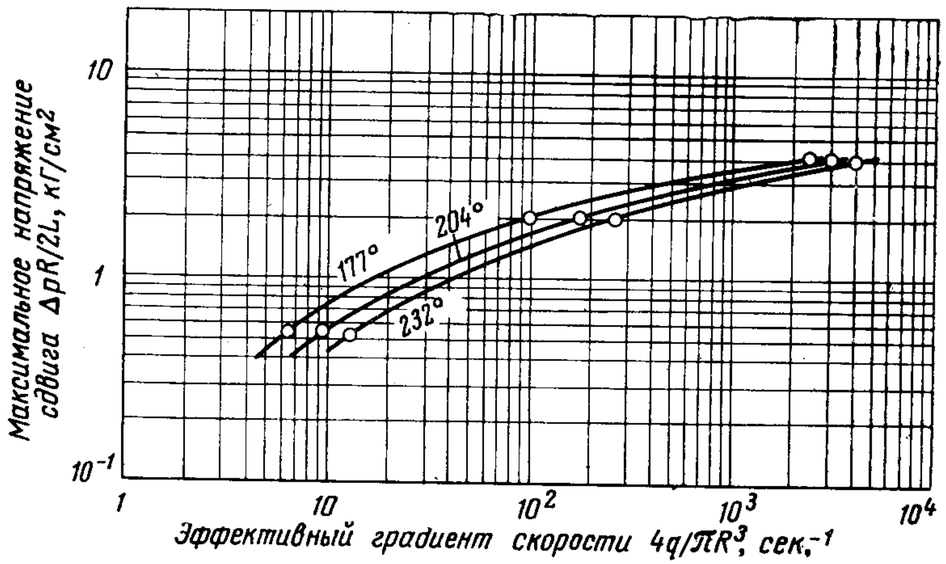


Рис. 108. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1 *мм*, *L*/*D*=50.

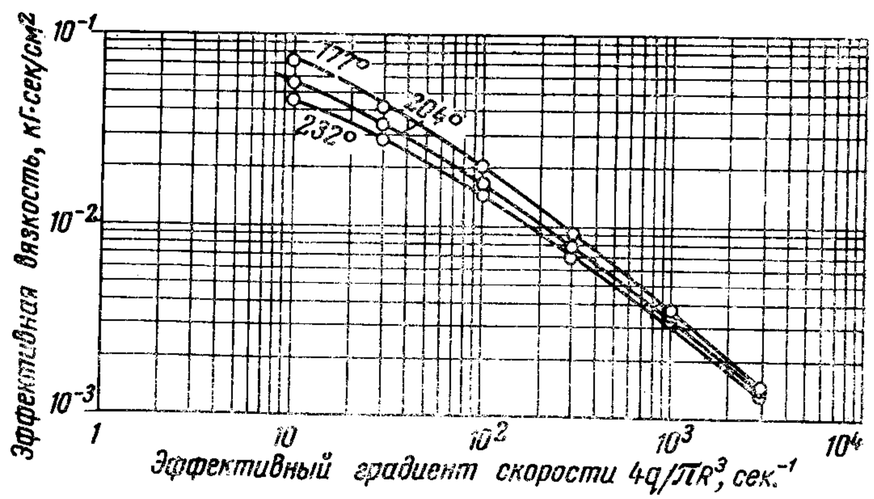


Рис. 109. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1 *мм*, *L*/*D*=50.

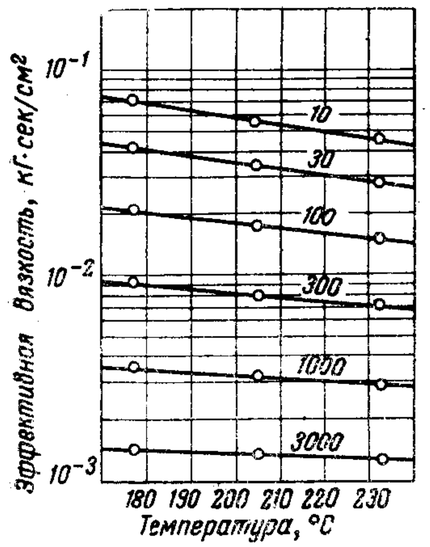


Рис. 110. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).

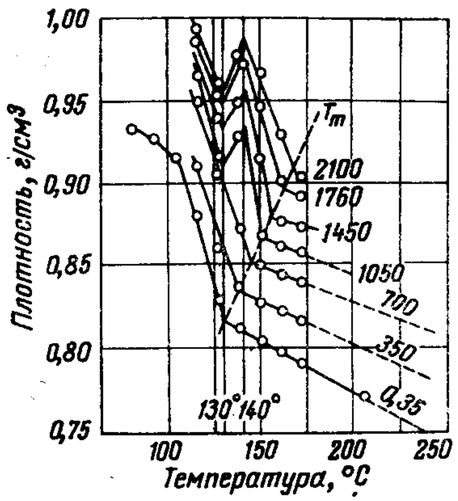


Рис. 111. Изменение плотности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в $кГ/см^2$).

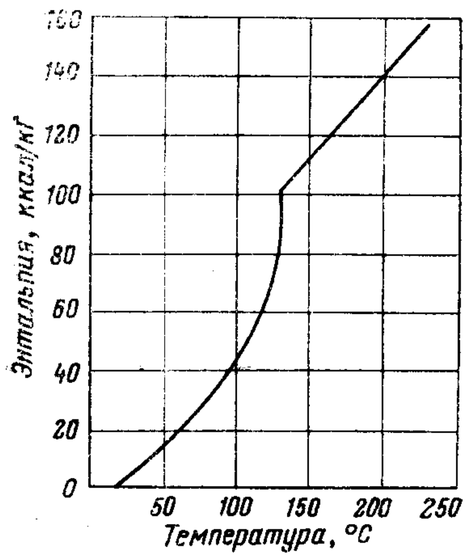


Рис. 112. Изменение энтальпии в зависимости от температуры.

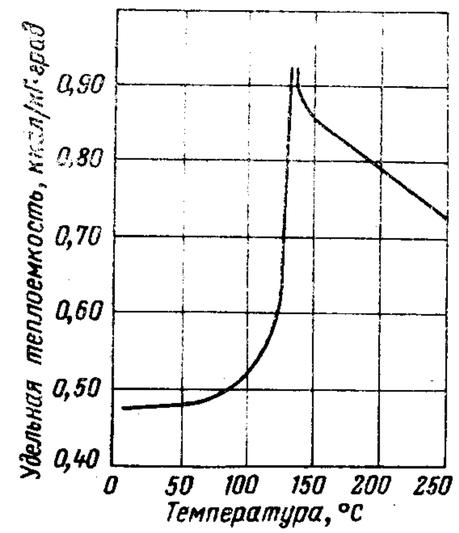


Рис. 113. Изменение удельной теплоемкости в зависимости от температуры.

Хи-Факс 1700 (Hercules Powder)*

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,945 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 340 000.

Пластификаторы, мягчители или наполнители отсутствуют.

В качестве добавки содержит 0,15% щелочноземельных солей жирных кислот.

Индекс расплава: 0,1 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

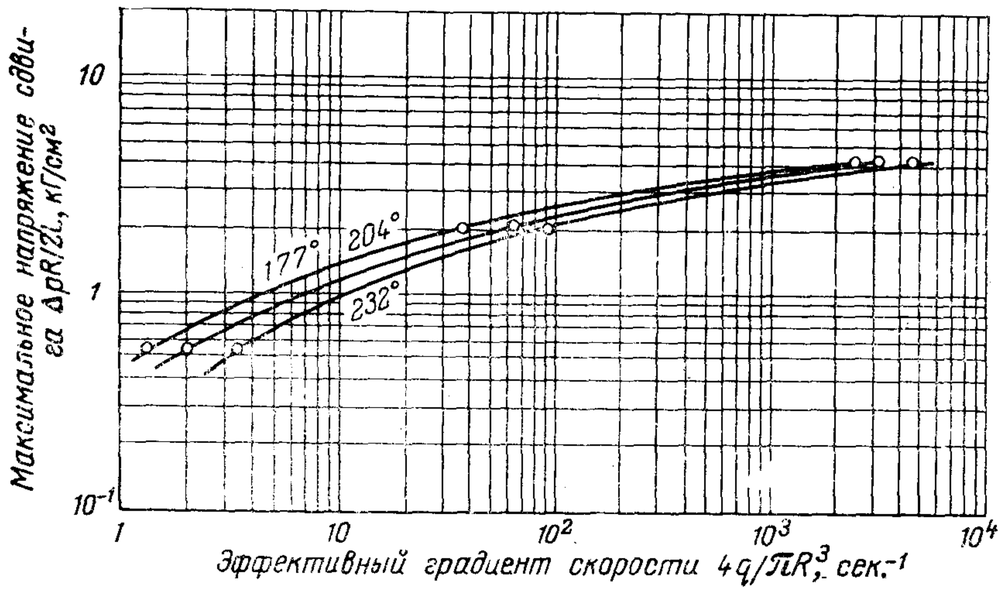


Рис. 114. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1 *мм*, *L*/*D*=50.

* Зависимость плотности, удельной теплоемкости и энтальпии от температуры см. на рис. 111, 112, 113.

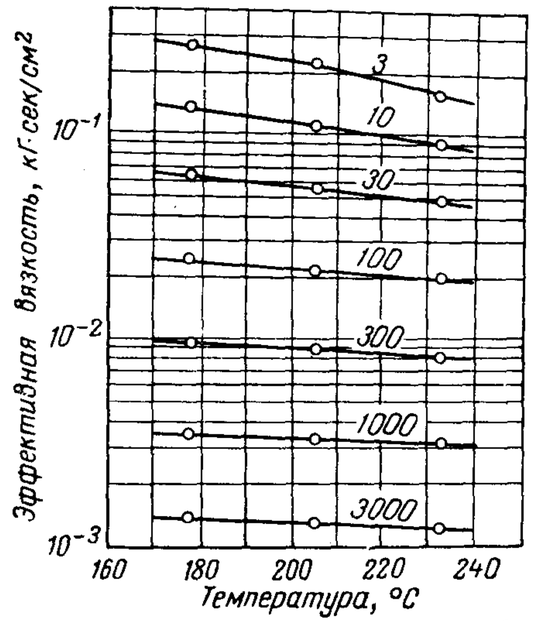


Рис. 115. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 1 *мм*, *L*/*D*=50.

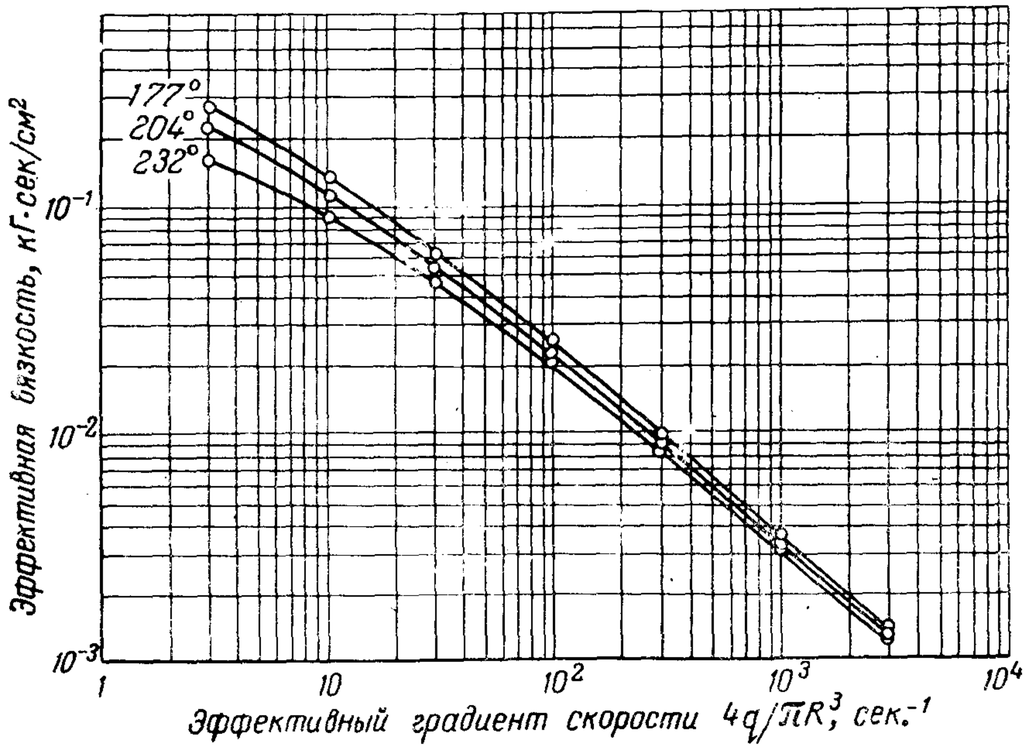


Рис. 116. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1 *мм*, *L*/*D*=50.

Марлекс 50, тип 9 (Phillips Chemical)

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,96 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 126 000.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный методом эбулиоскопии, 8700.

Пластификаторы, мягчители или наполнители отсутствуют.

В качестве добавки содержит 0,015% ионола.

Индекс расплава: 0,9 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

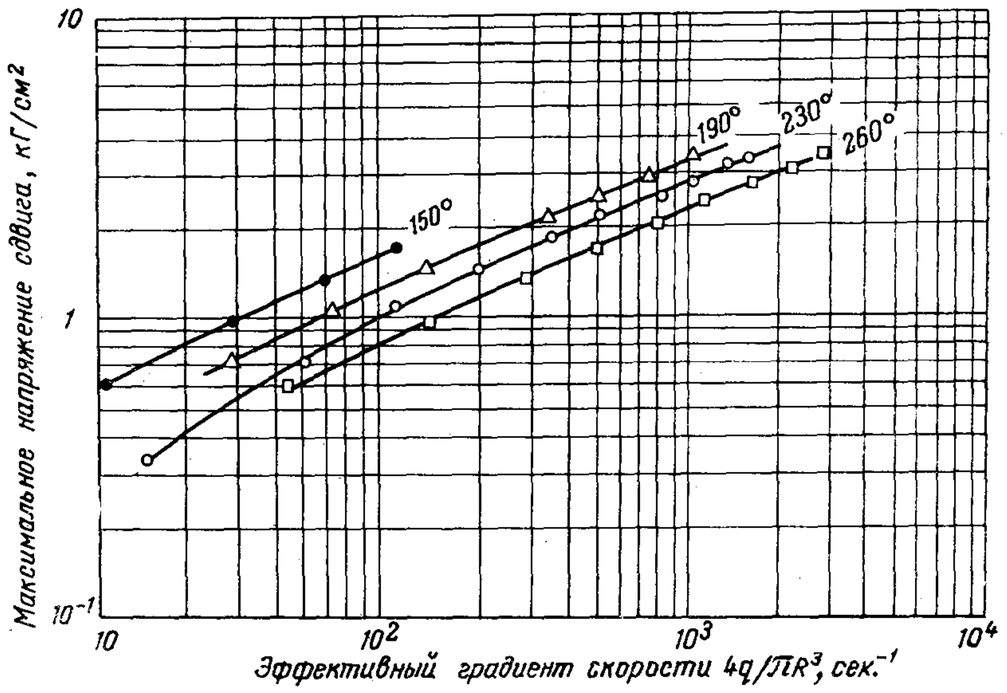


Рис. 117. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, *L*/*D*=9,3.

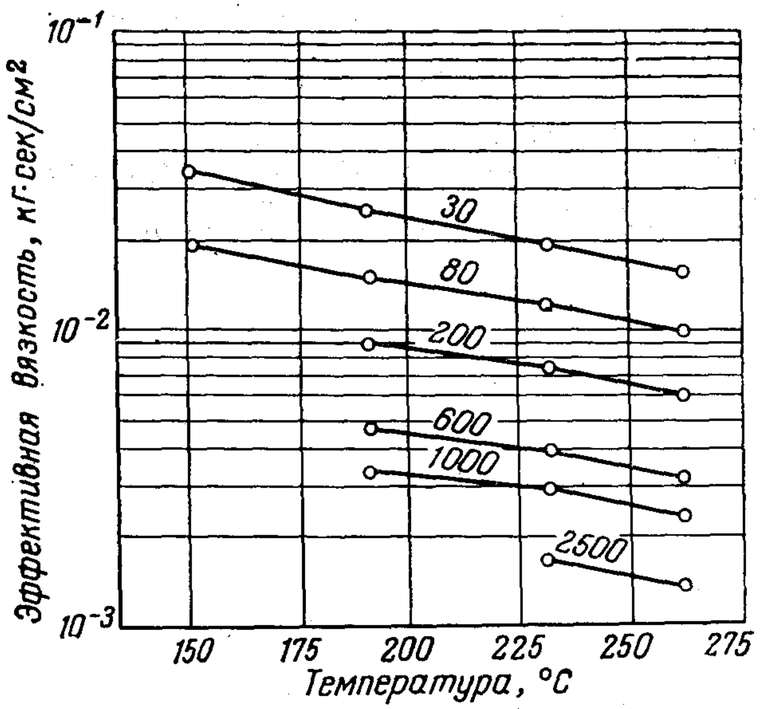


Рис. 118. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, *L*/*D*=9,3.

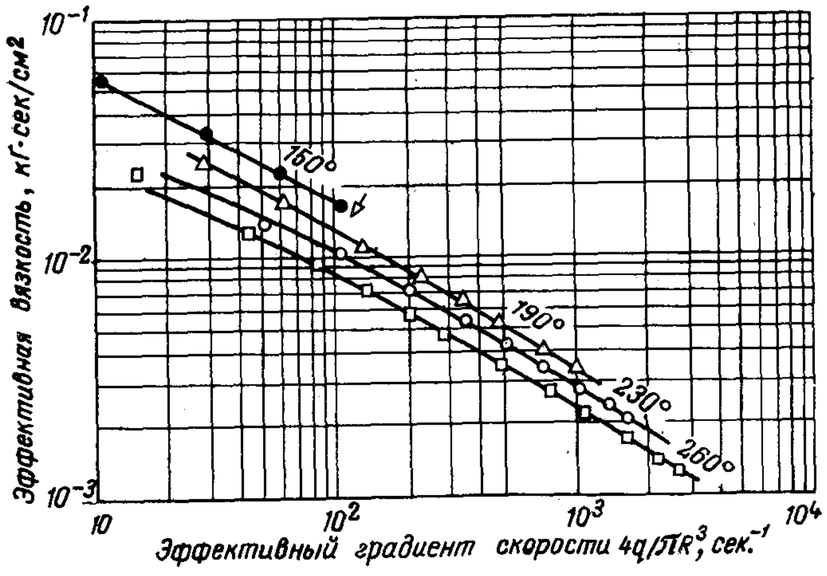


Рис. 119. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, *L*/*D*=9,3.

Марлекс 50, тип 15 (Phillips Chemical)

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,96 *г/см*³.
Пластификаторы, мягчители или наполнители отсутствуют.
В качестве добавки содержит 0,015% ионола.
Индекс расплава: 1,5 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

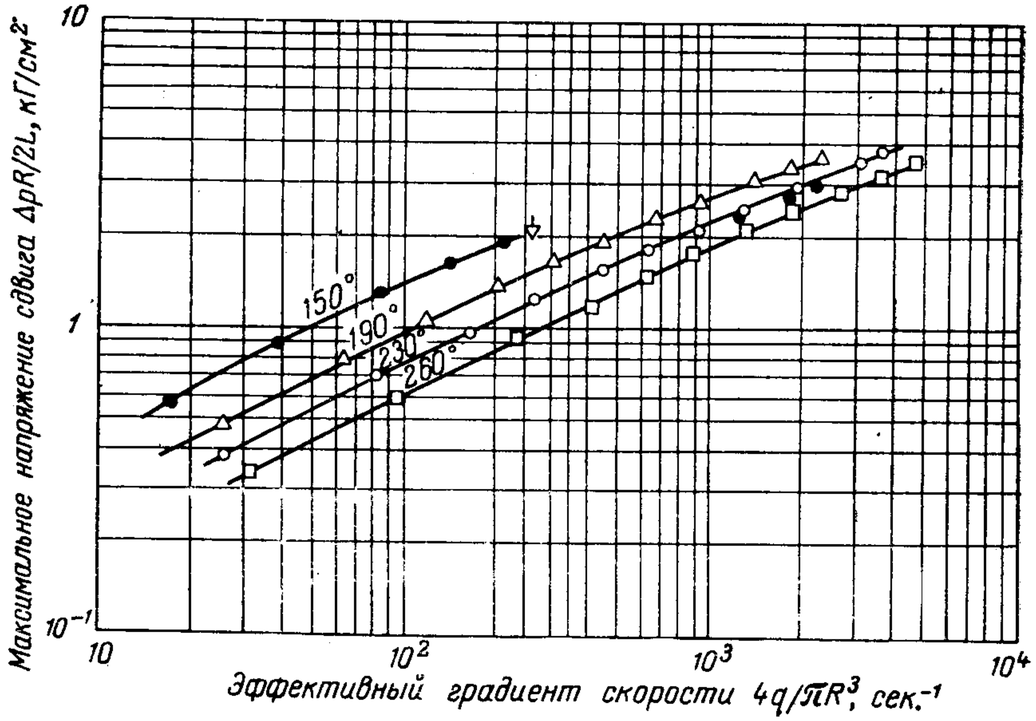


Рис. 120. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, *L*/*D*=9,3.

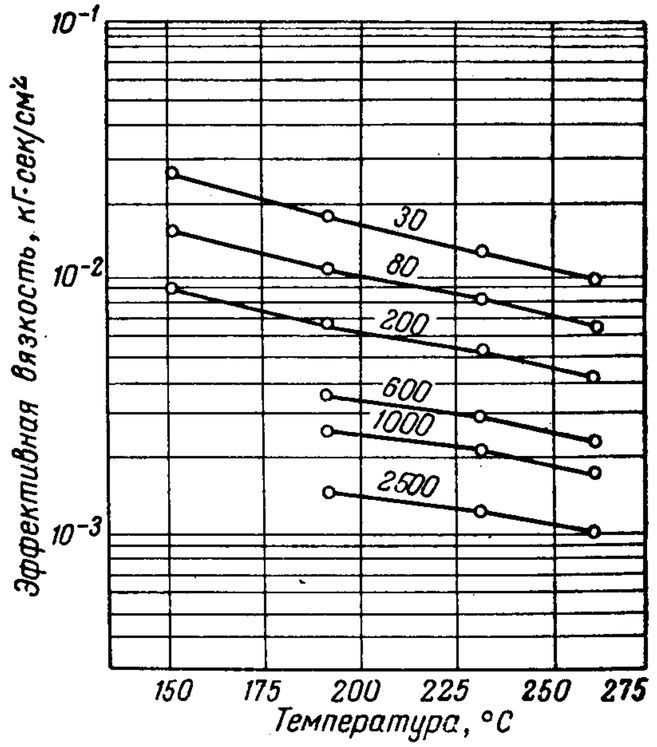


Рис. 121. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости в *сек*⁻¹).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, *L*/*D*=9,3.

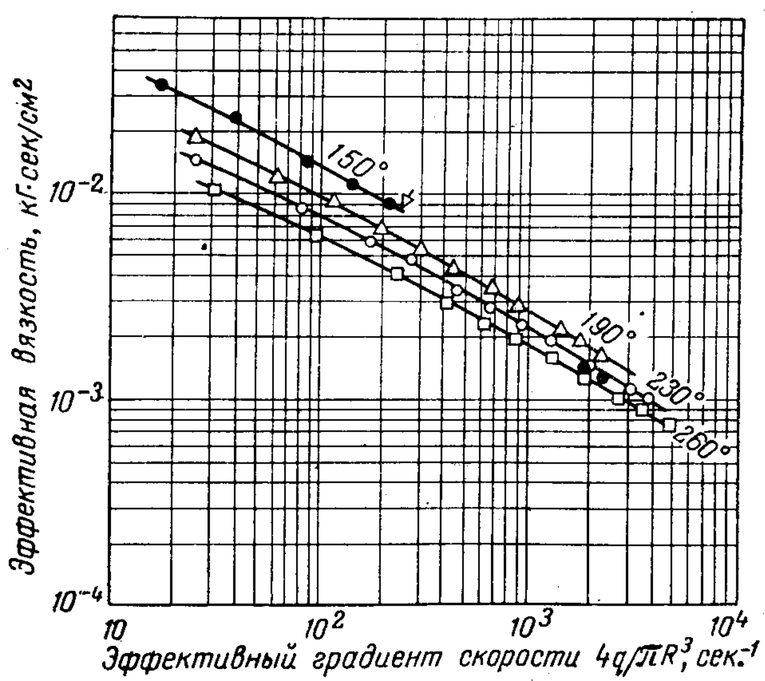


Рис. 122. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, *L*/*D*=9,3.

Марлекс 50, тип 35 (Phillips Chemical)

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,96 *г/см*³.
Пластификаторы, мягчители или наполнители отсутствуют.
В качестве добавки содержит 0,015% ионола.
Индекс расплава: 3,5 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

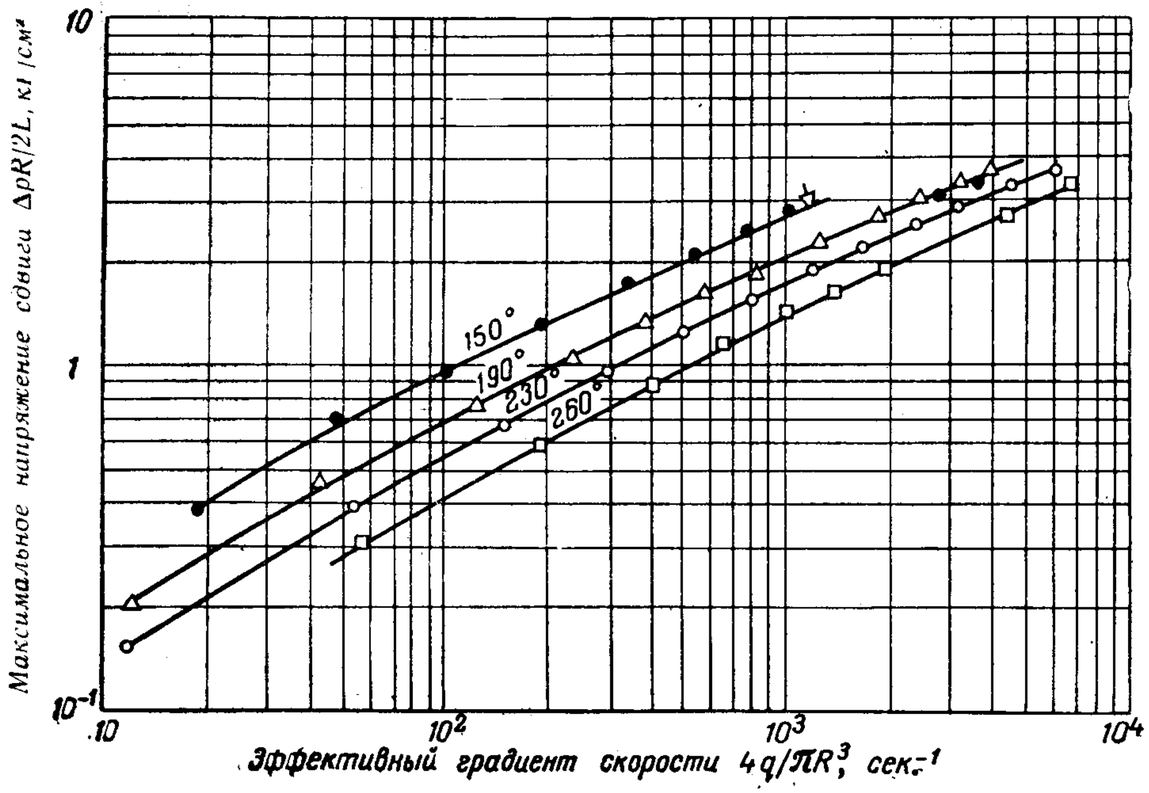


Рис. 123. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,3.

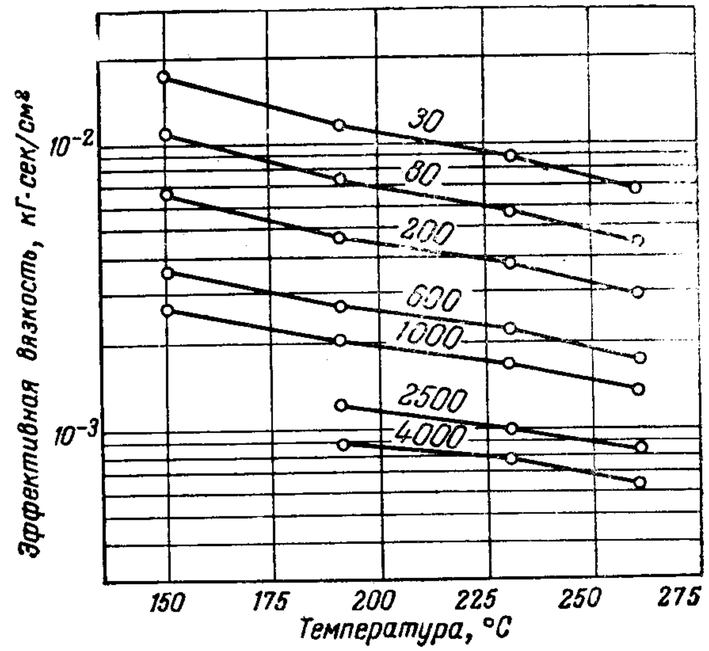


Рис. 124. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,3.

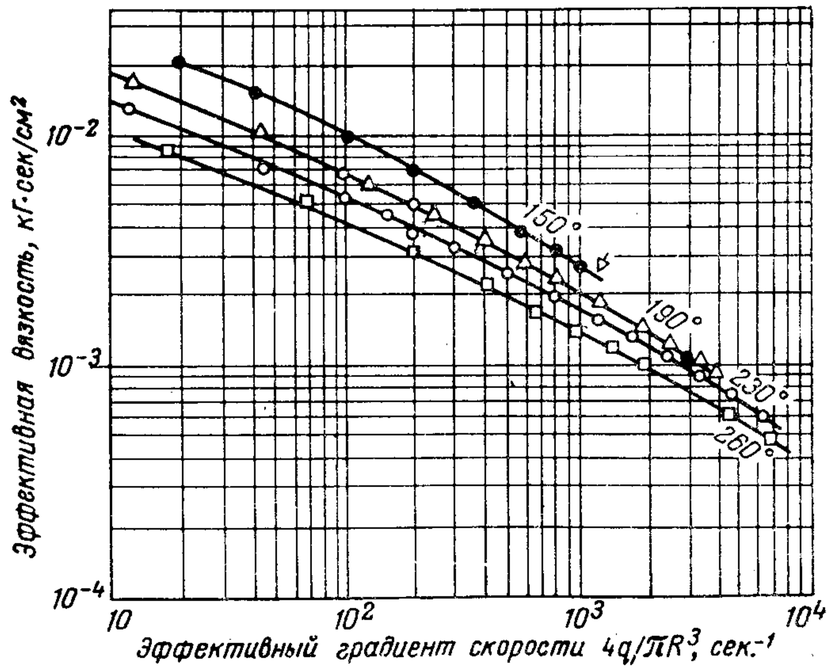


Рис. 125. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,3.

Марлекс 50, тип 50 (Phillips Chemical)

Полиэтилен

Плотность при 23 °С равна 0,96 *г/см*³.
Пластификаторы, мягчители или наполнители отсутствуют.
В качестве добавки содержит 0,015% ионола.
Индекс расплава: 5,0 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

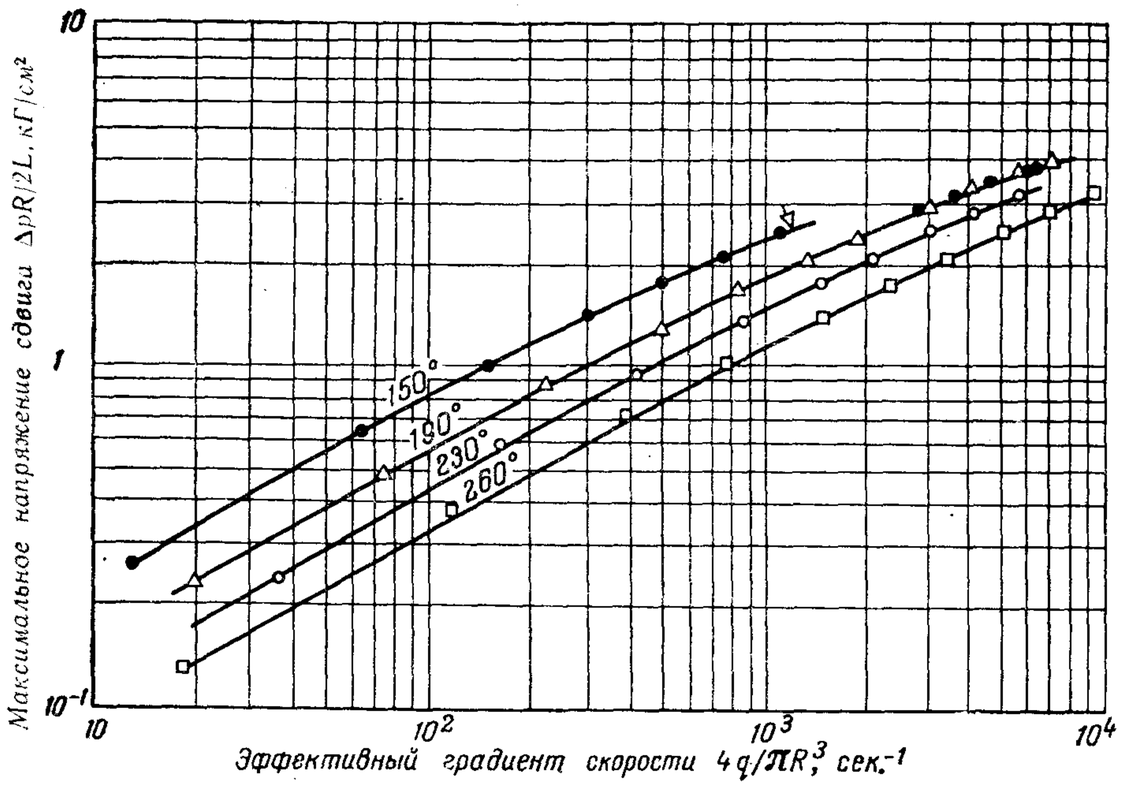


Рис. 126. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,3.

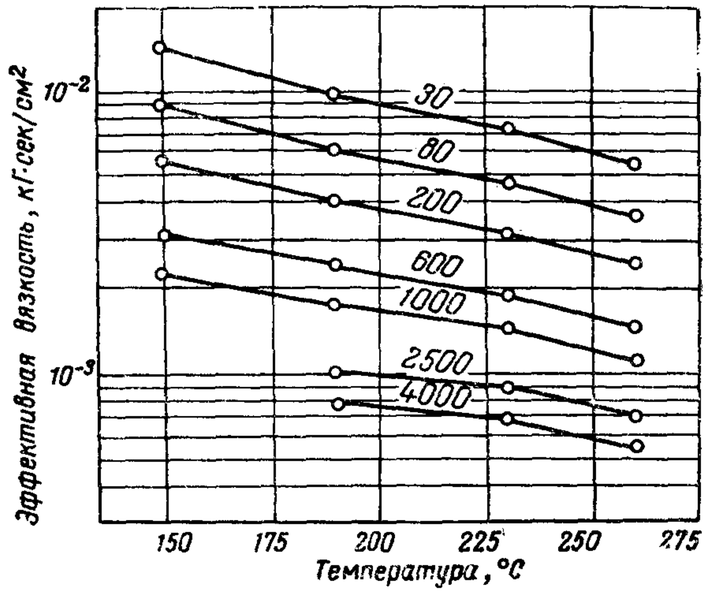


Рис. 127. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,3.

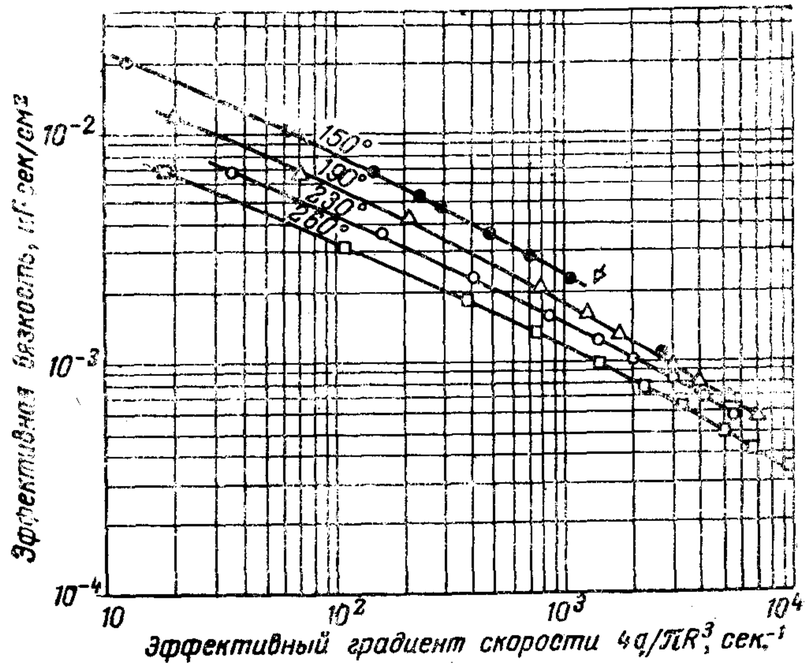


Рис. 128. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 0,49 *мм*, L/D=9,3.

Полиэтилен DYNH (Union Carbide Co.)

Плотность при 23 °С равна 0,92 *г/см*³.
Индекс расплава: 2,1 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

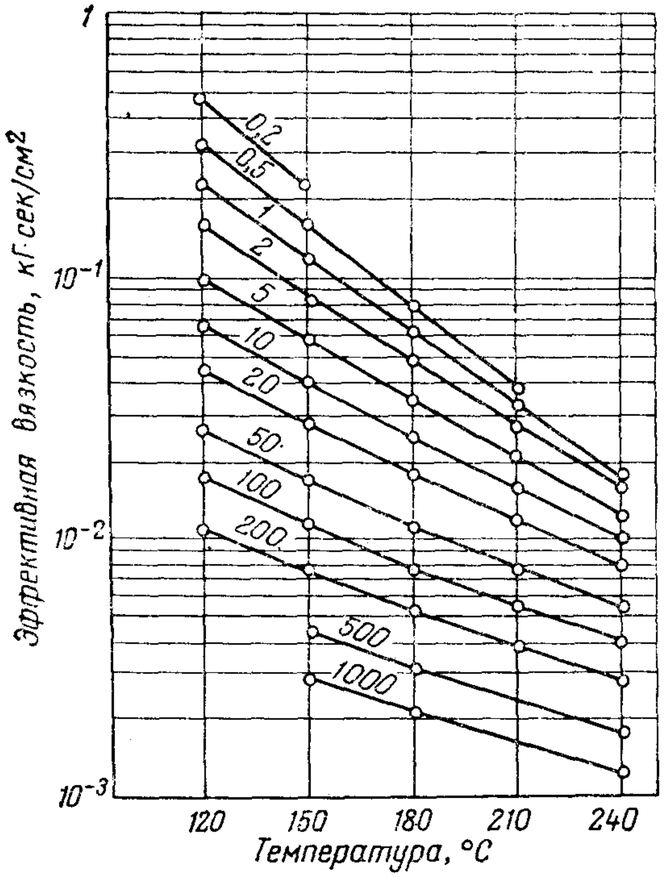


Рис. 129. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

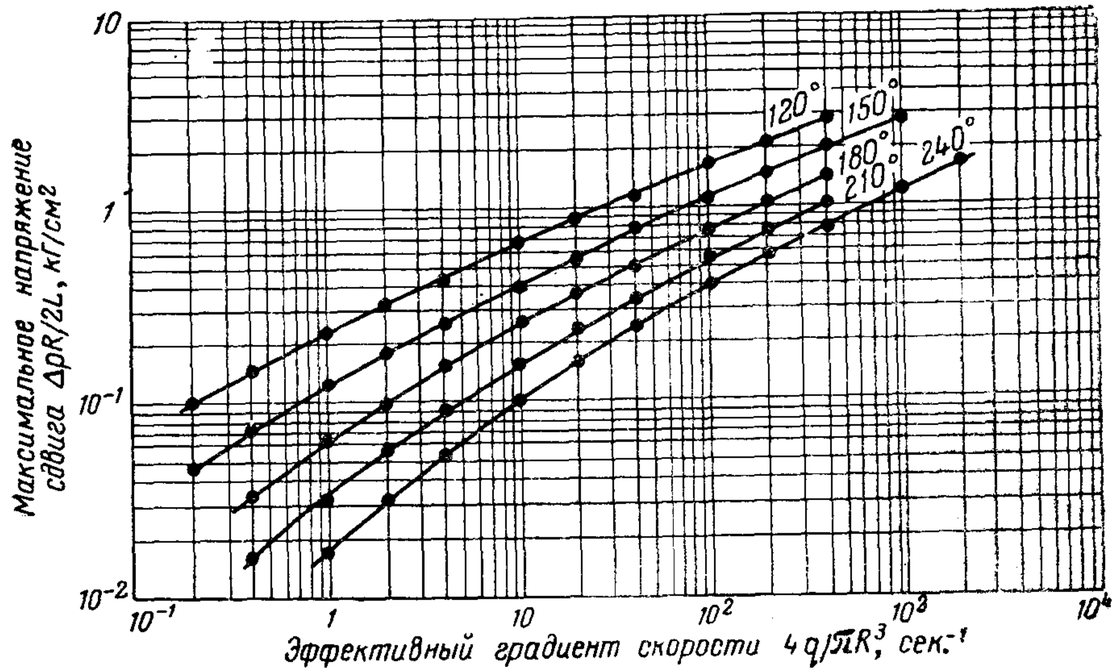


Рис. 130. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

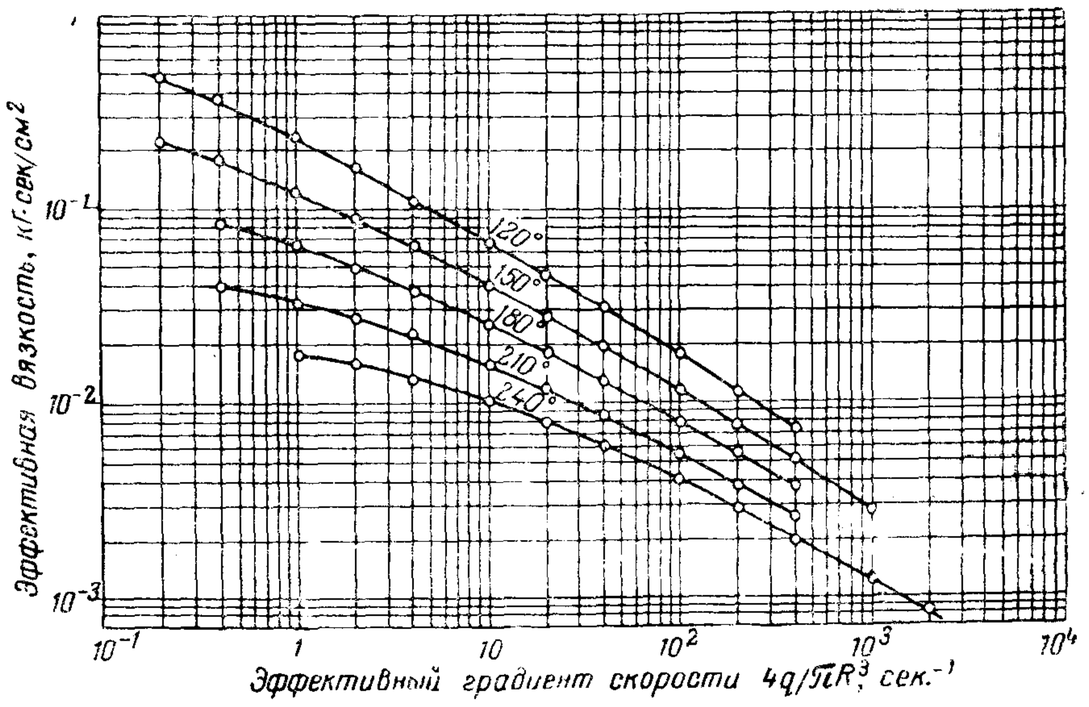


Рис. 131. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

Полиэтилен DYNK (Union Carbide Co.)

Плотность при 23 °С равна 0,92 *г/см*³.
Индекс расплава: 0,30 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T)

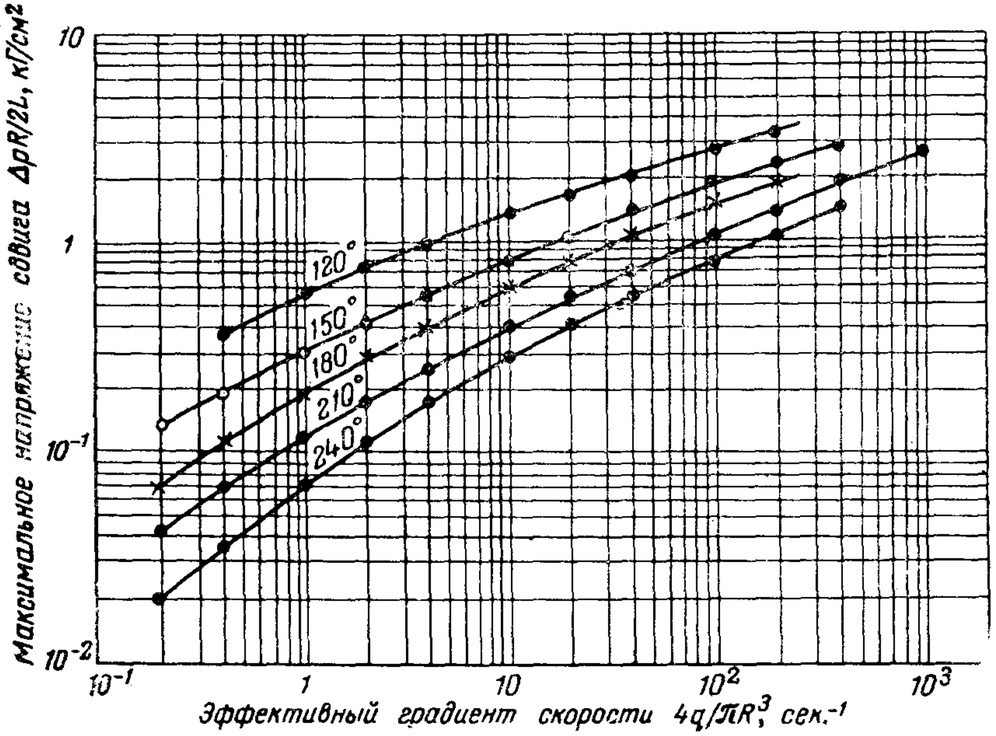


Рис. 132. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

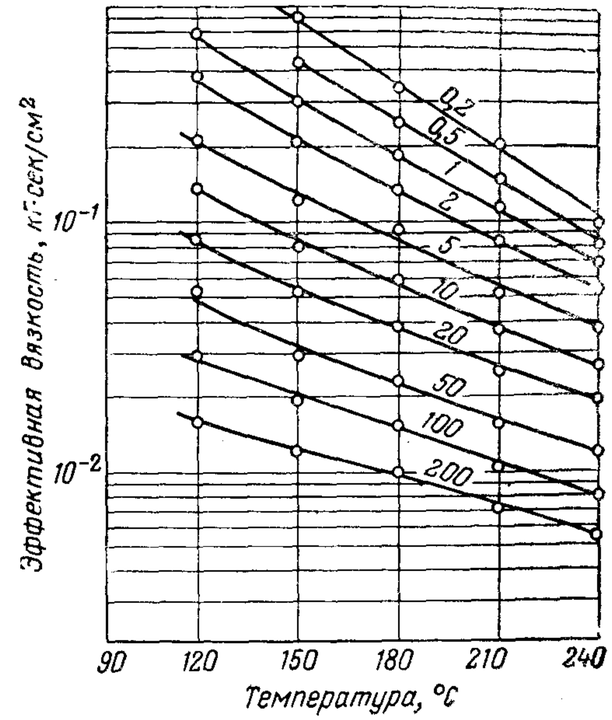


Рис. 133. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

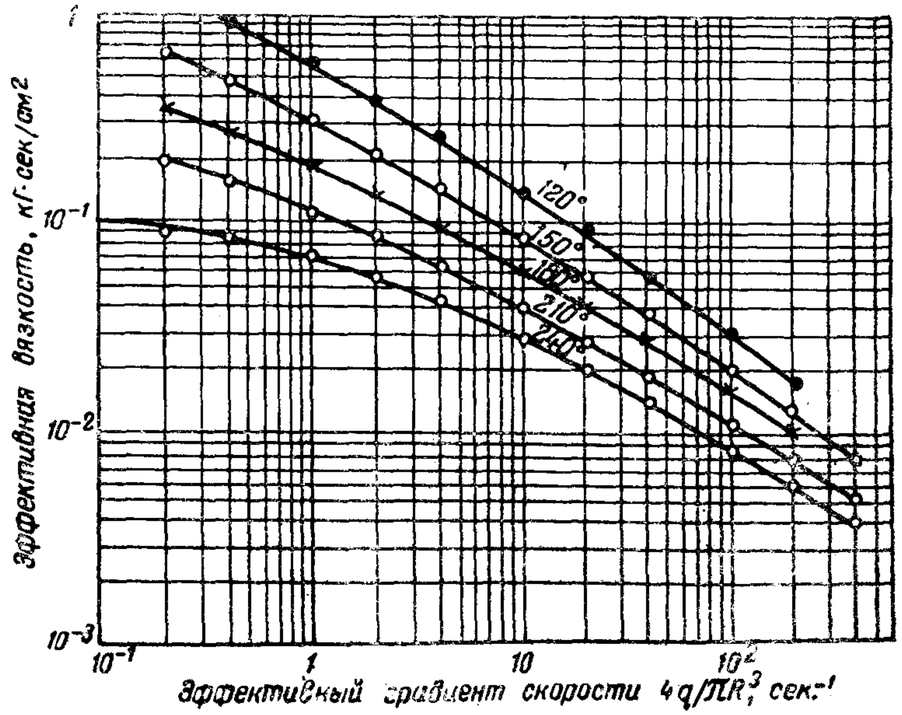


Рис. 134. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

ПОЛИСТИРОЛ

Стирон 475 (Dow Chemical)

Ударопрочный полистирол

Плотность при 23 °С равна 1,055 *г/см³*.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния 230 000.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный осмометрическим методом, 130 000.

Коэффициент температуропроводности в интервале температур от —3,9 до +232 °С равен $3{,}44 \cdot 10^{-4}$ *м²/ч*.

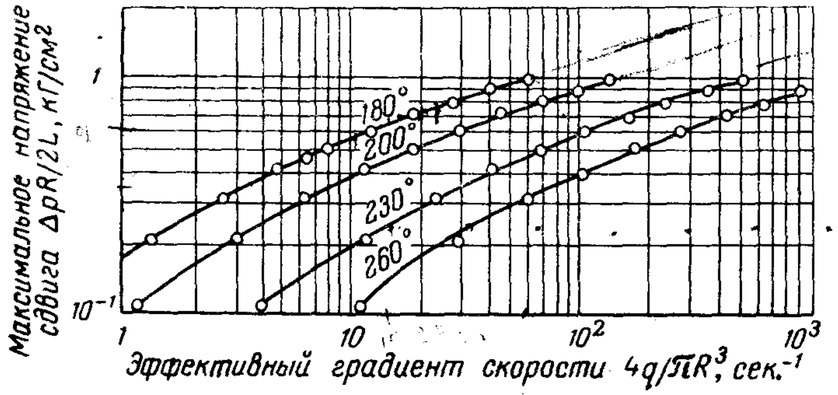


Рис. 135. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

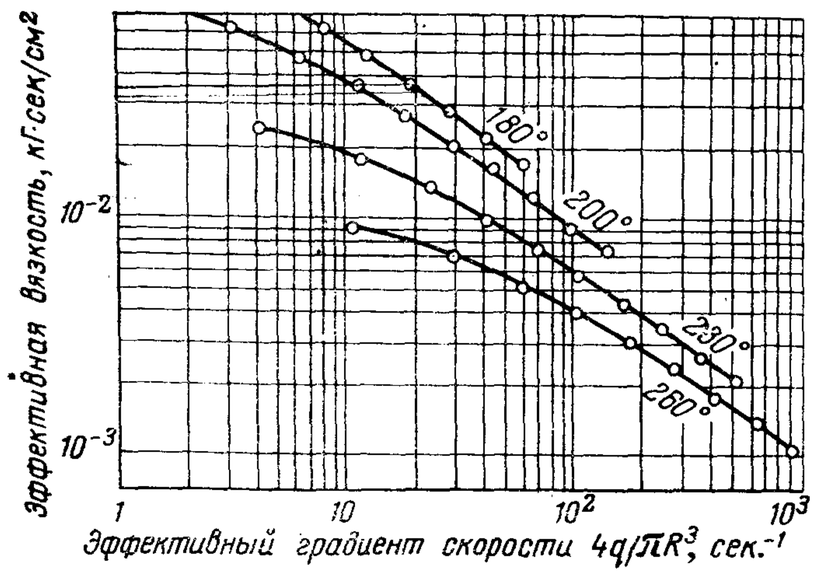


Рис. 136. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

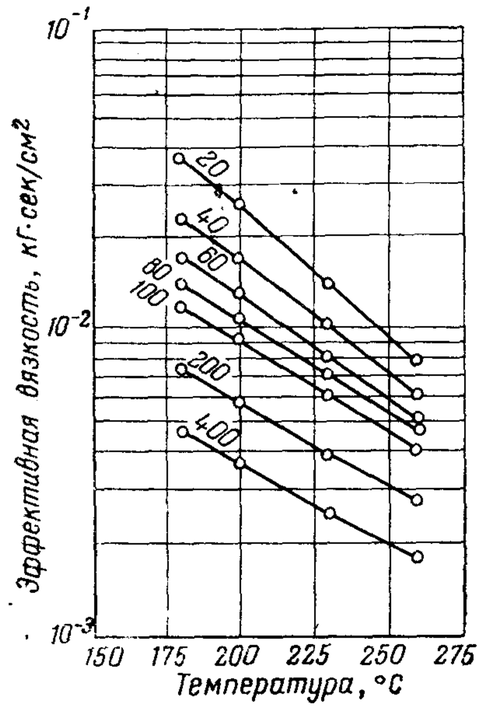


Рис. 137. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5

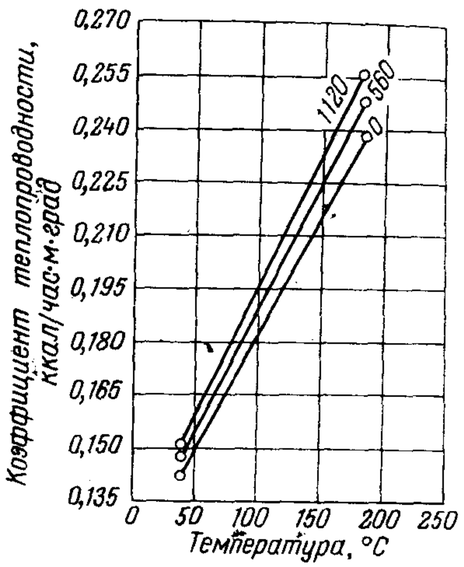


Рис. 138. Изменение коэффициента теплопроводности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в *кГ/см²*).

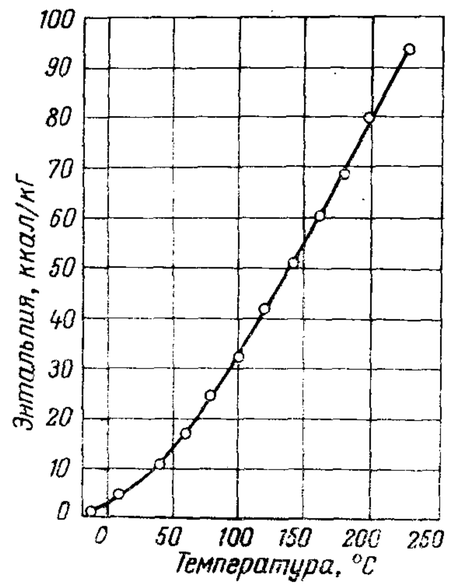


Рис. 139. Изменение энтальпии в зависимости от температуры.

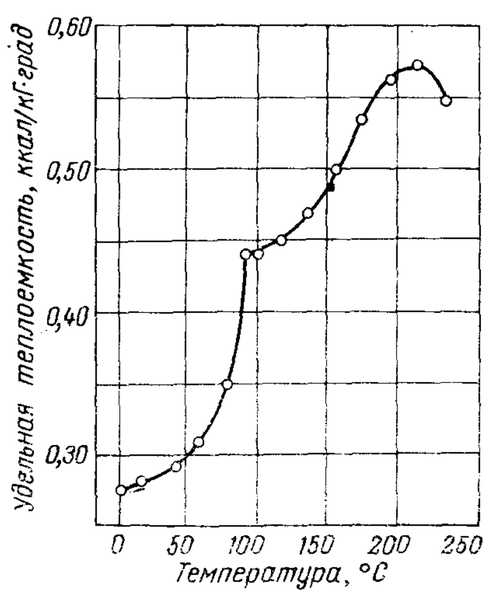


Рис. 140. Изменение удельной теплоемкости в зависимости от температуры.

Стирон 666 (Dow Chemical)*

Полистирол

Плотность при 23 °С равна 1,055 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 375 000.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный осмометрическим методом, 230 000.

Константы уравнения состояния $(P+\pi_i)(V-\omega)=R'T$:

$$\pi_i = 1890; \quad \omega = 0{,}822; \quad R' = 0{,}81$$

Коэффициент температуропроводности в интервале температур от —3,9 до +232 °С равен $4{,}67 \cdot 10^{-4}$ *м*²/*ч*.

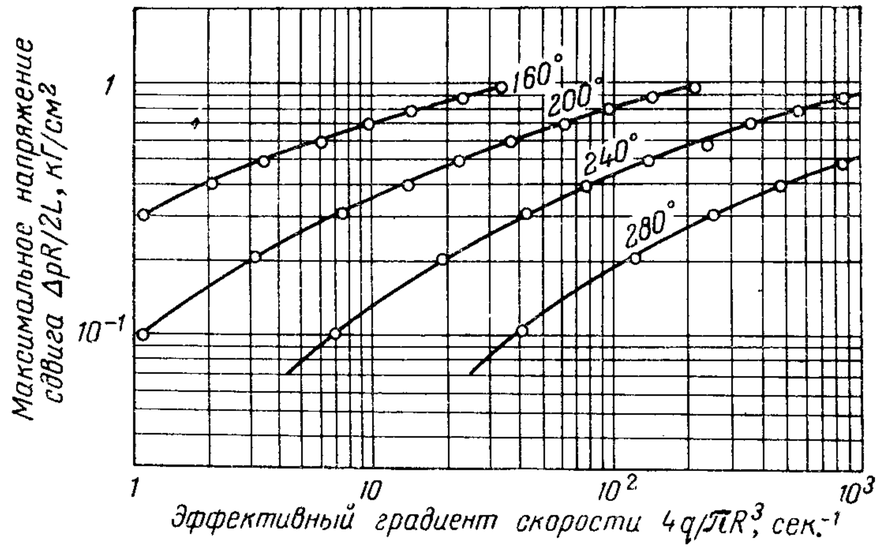


Рис. 141. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

* Зависимость теплоемкости, теплопроводности и энтальпии от температуры см. на рис. 138, 139, 140.

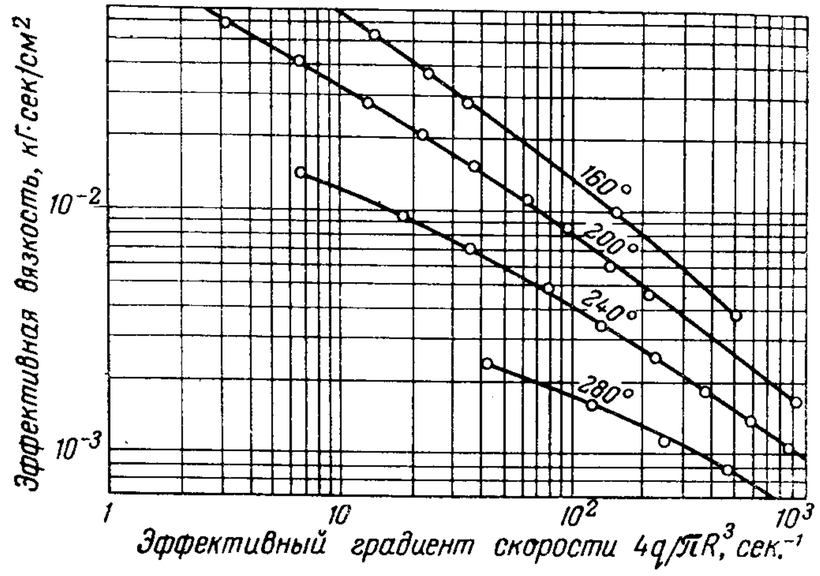


Рис. 142. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

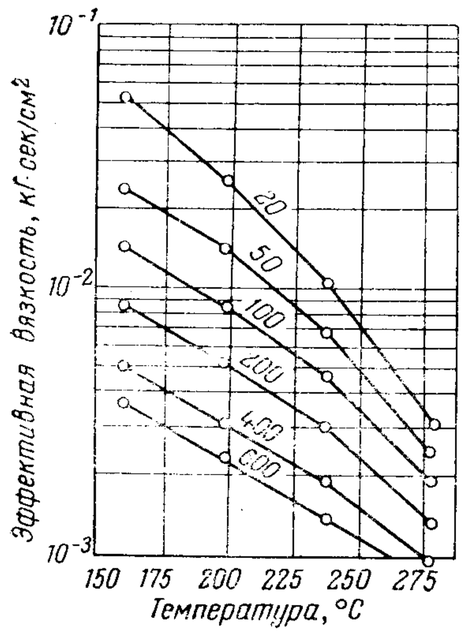


Рис. 143. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*⁻¹).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

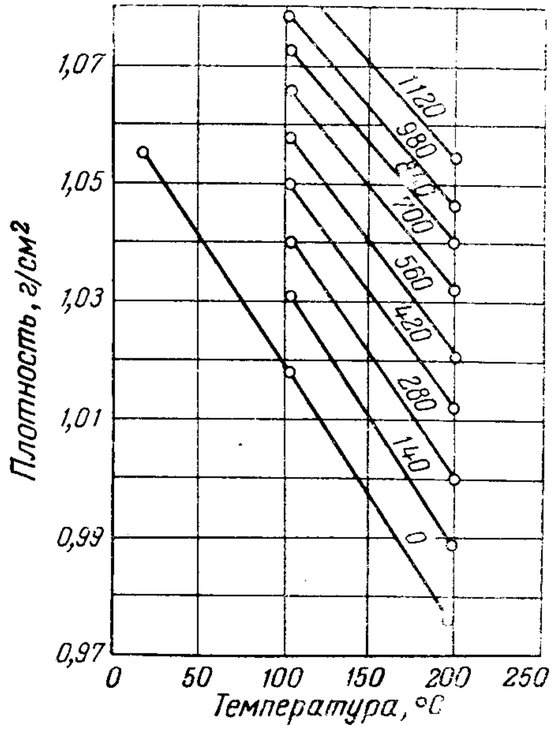


Рис. 144. Изменение плотности в зависимости от температуры (цифры на кривых—давление в *кГ/см*²).

Стирон 683 (Dow Chemical)*

Полистирол

Плотность при 23 °С равна 1,055 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 225 000.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный осмометрическим методом, 130 000.

Константы уравнения состояния $(P+\pi_i)(V-\omega)=R'T$:

$$\pi_i = 1890; \quad \omega = 0{,}822; \quad R' = 0{,}81$$

Коэффициент температуропроводности в интервале температур от −3,9 до +232 °С равен 4,67·10⁻⁴ *м*²/*ч*.

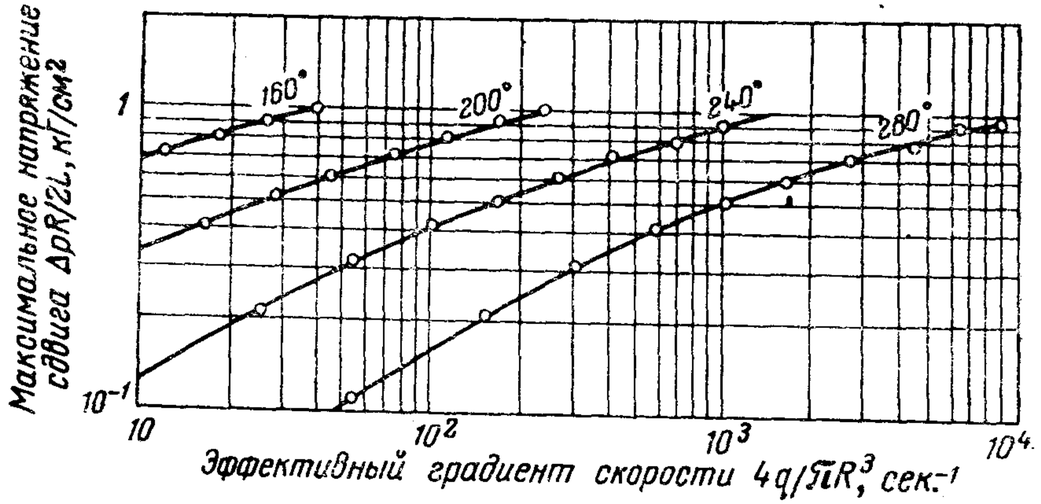


Рис. 145. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

* Зависимость плотности от давления и температуры см. на рис. 144.

Зависимость энтальпии и удельной теплоемкости от температуры см. на рис. 139 и 140.

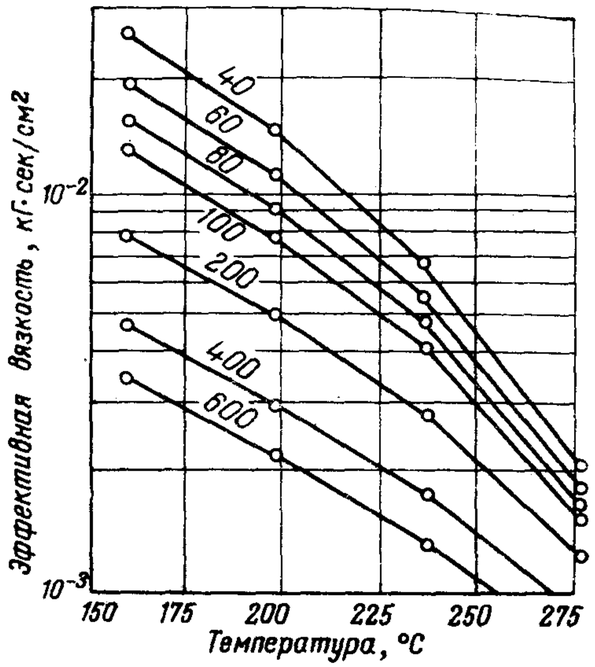


Рис. 146. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*⁻¹).

Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=22,5.

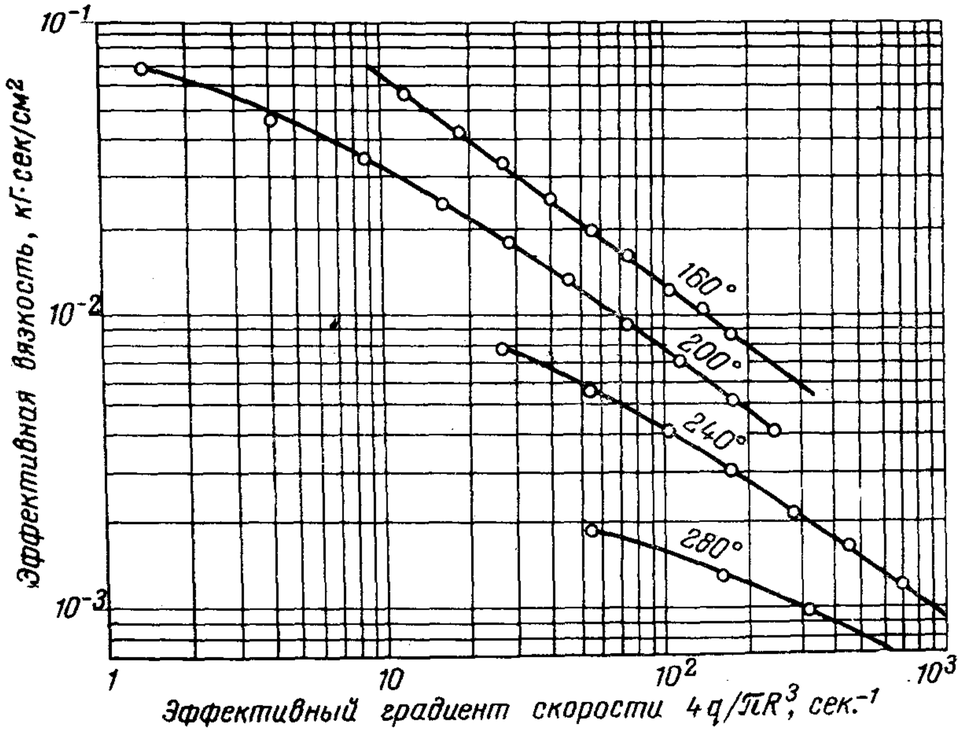


Рис. 147. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

Стирон 700 (Dow Chemical)

Полистирол

Плотность при 23 °С равна 1,055 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 220 000.

Среднечисловой молекулярный вес, определенный осмометрическим методом, 76 500.

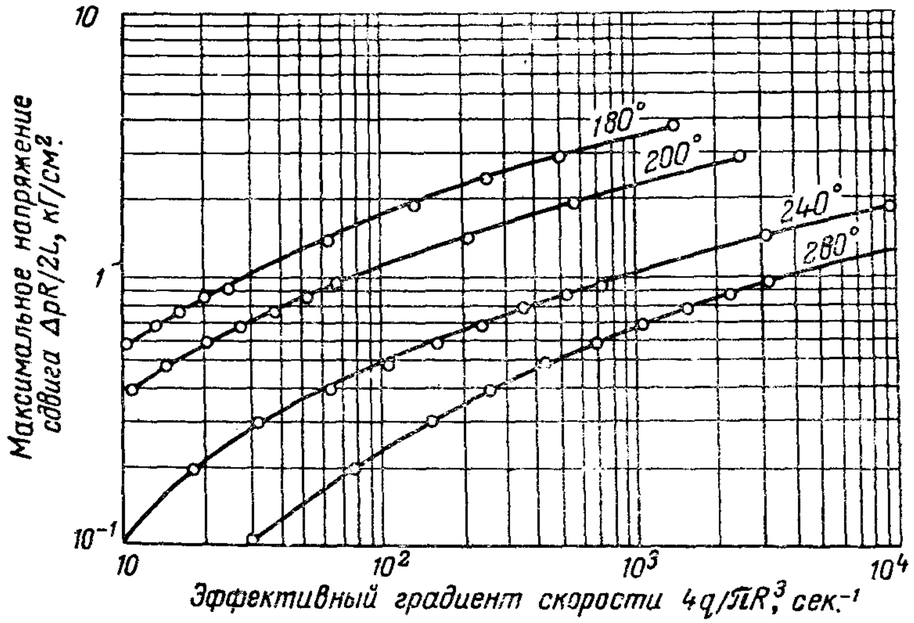


Рис. 148. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

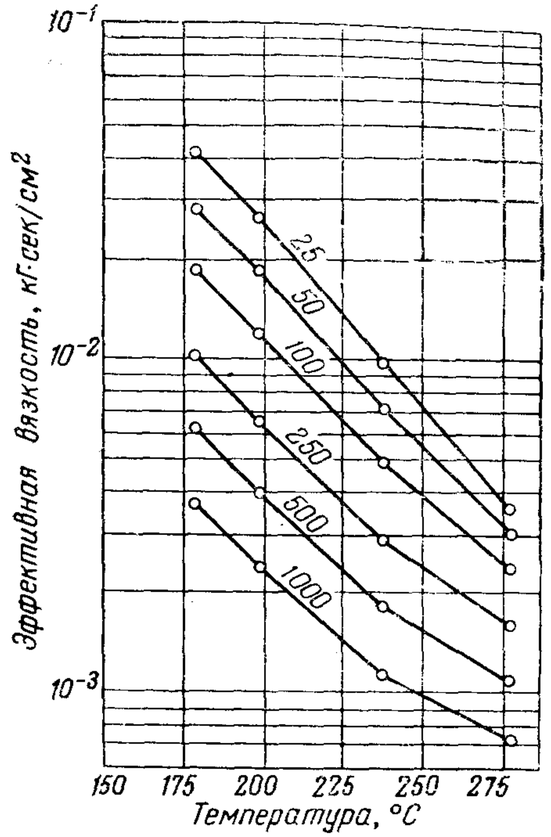


Рис. 149. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

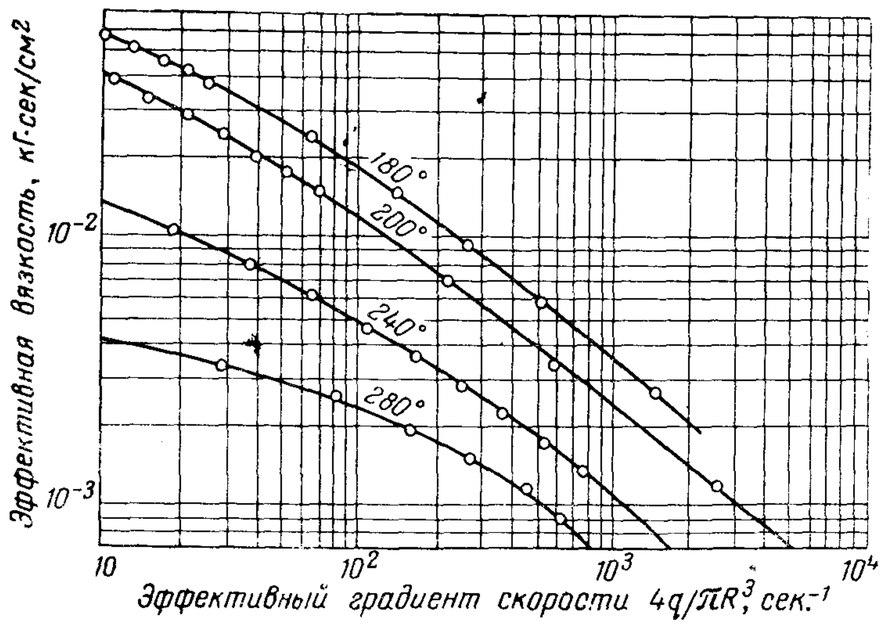


Рис. 150. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, L/D=12,5.

Тайрил 767 (Dow Chemical)

Сополимер 30% акрилонитрила и 70 % стирола

Плотность при 23 °С равна 1,055 *г/см*³.

Средневесовой молекулярный вес, определенный методом светорассеяния, 177 000.

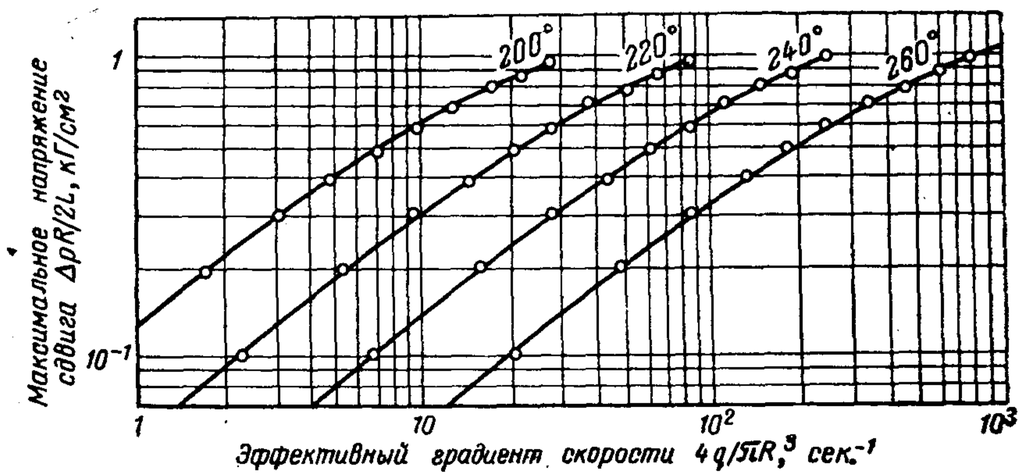


Рис. 151. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, *L/D*=12,5.

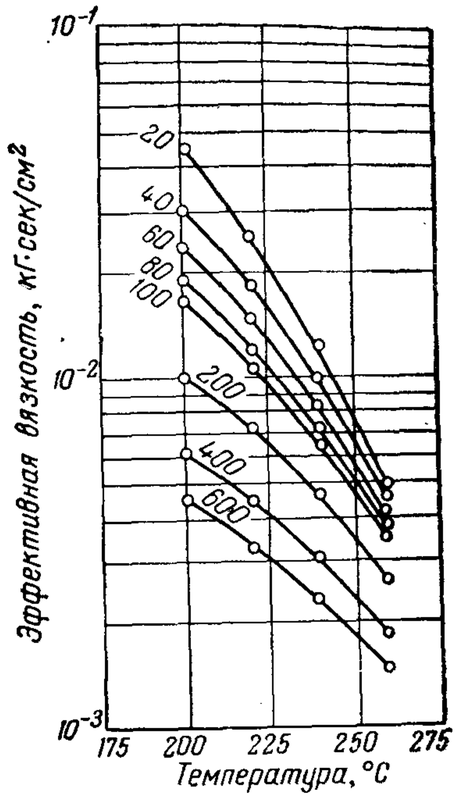


Рис. 152. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, *L/D*=12,5.

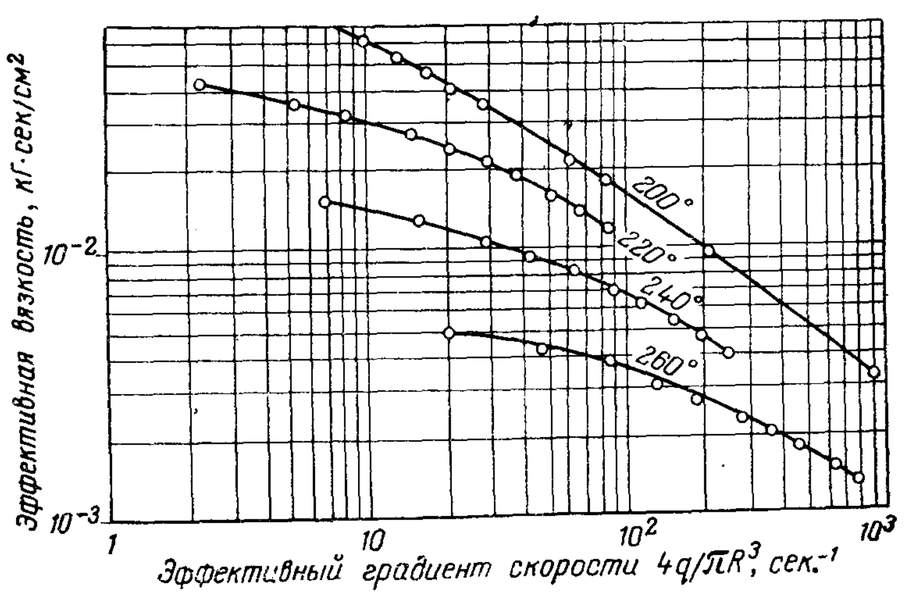


Рис. 153. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 1,016 *мм*, *L/D*=12 5.

Люстрекс HF 55-2020 (Monsanto Chemical)

Полистирол

Плотность при 23 °С равна 1,05 *г/см*³.
Индекс расплава: 1,87 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K′ и n′ *сек*$^{-1}$
204	0,056	0,52	1—30
204	0,112	0,33	30—10⁴
260	0,0035	0,86	1—70
260	0,018	0,48	70—10⁴

Тангенс угла диэлектрических потерь при частотах, используемых для варки изделий, 0,002.

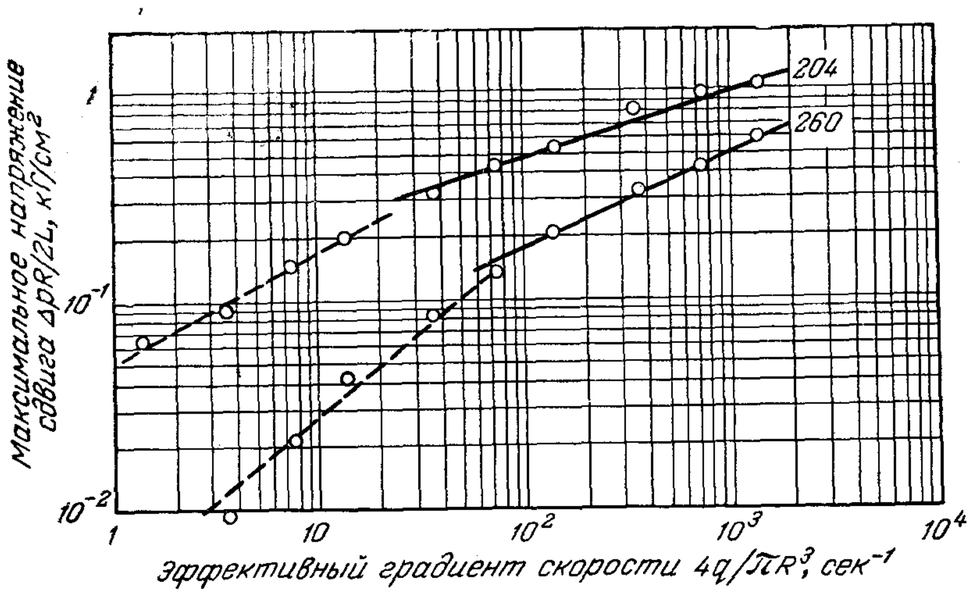


Рис. 154. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

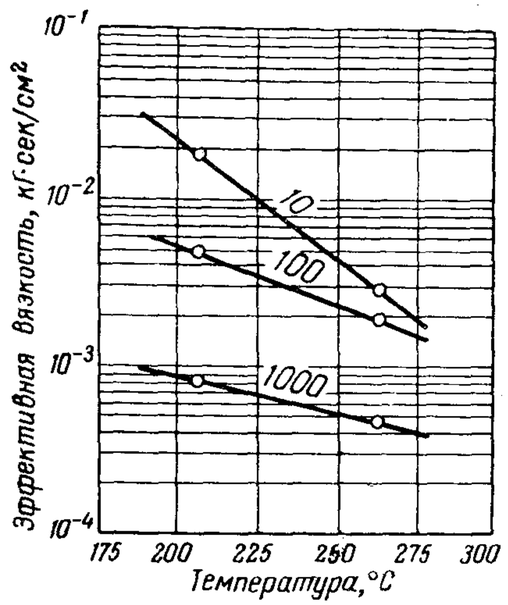


Рис. 155. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

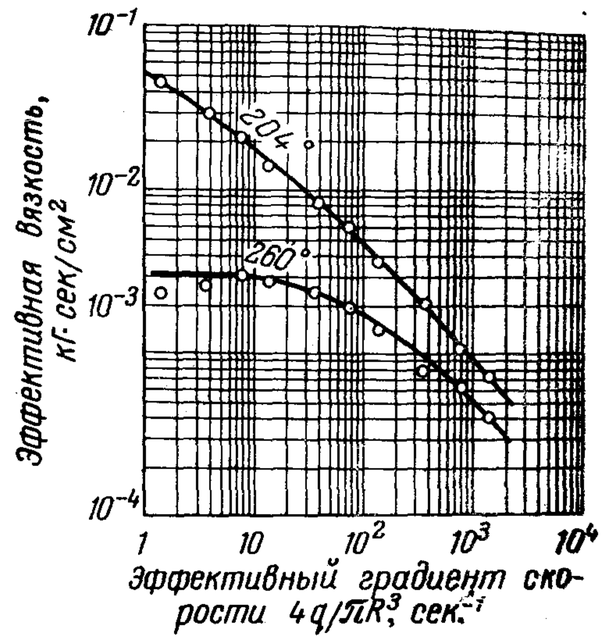


Рис. 156. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

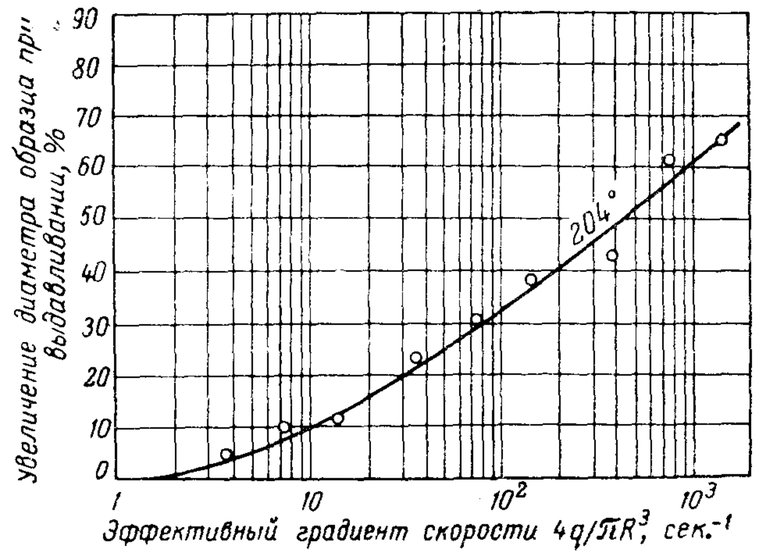


Рис. 157. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 204 °С.
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

Люстрекс HF 77-2020 (Monsanto Chemical)

Полистирол

Плотность при 23 °С равна 1,05 *г/см*³.
Индекс расплава: 0,34 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K'	n'	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K' и n' $сек^{-1}$
204	0,147	0,31	$1—10^4$
260	0,018	0,54	$1—10^4$

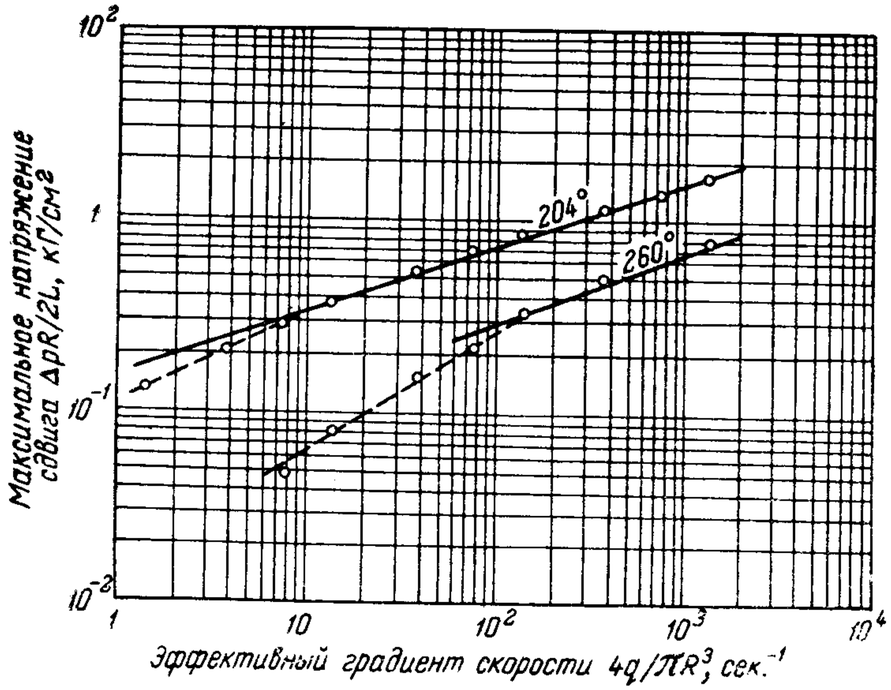


Рис. 158. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С)
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64.

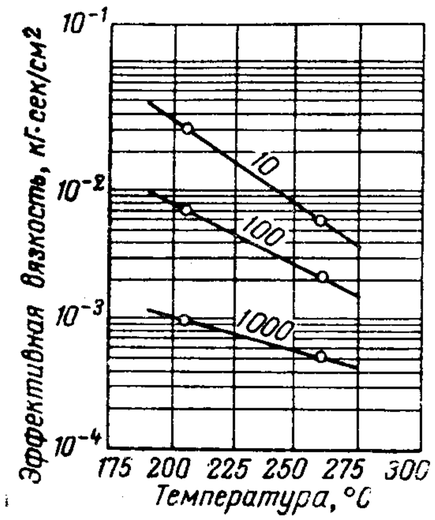


Рис. 159. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64.

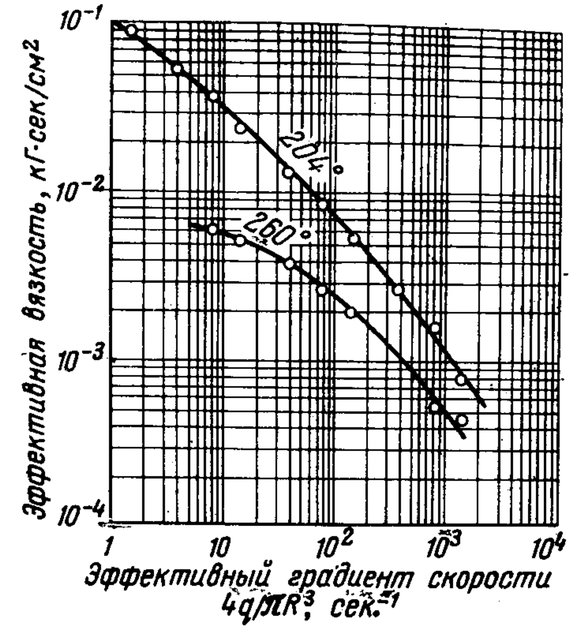


Рис. 160. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64.

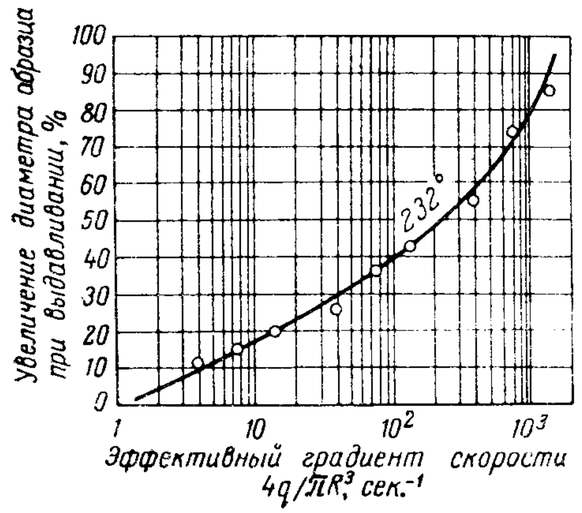


Рис. 161. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 232 °С.
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64.

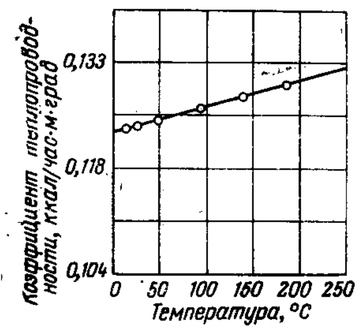


Рис. 162. Изменение коэффициента теплопроводности в зависимости от температуры при давлении 1 *am*.

Люстрекс НН 99А-5-2020 (Monsanto Chemical)

Полистирол

Плотность при 23 °С равна 1,05 *г/см*³.
Индекс расплава: 0,53 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K′ и n′ *сек*$^{-1}$
204	0,105	0,5	1—20
204	0,175	0,31	20—10^4
260	0,014	0,66	1—50
260	0,04	0,41	50—10^4

Тангенс угла диэлектрических потерь при частотах, используемых для сварки изделий, 0,001.

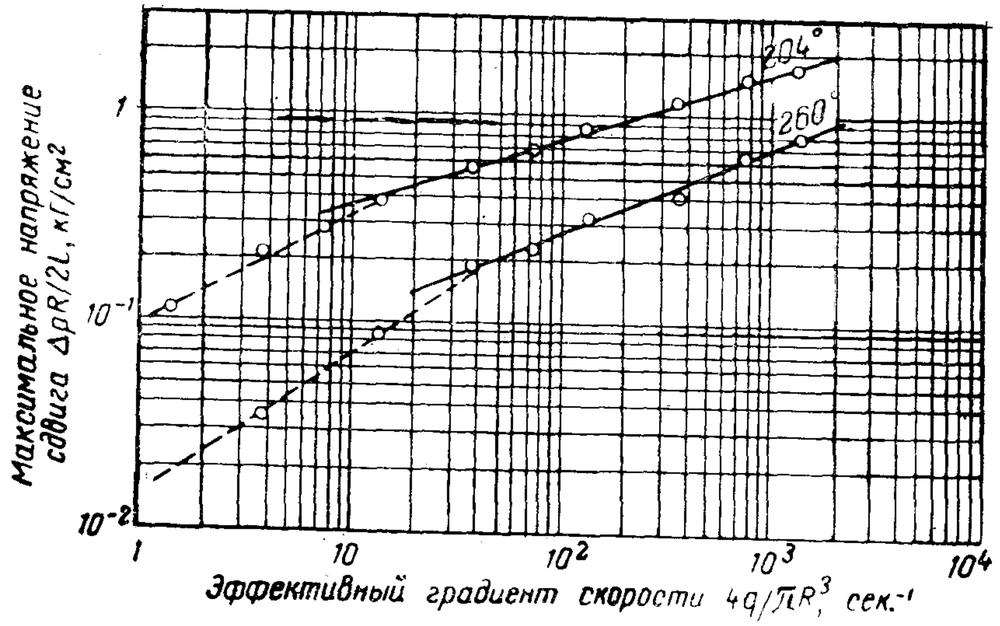


Рис. 163. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

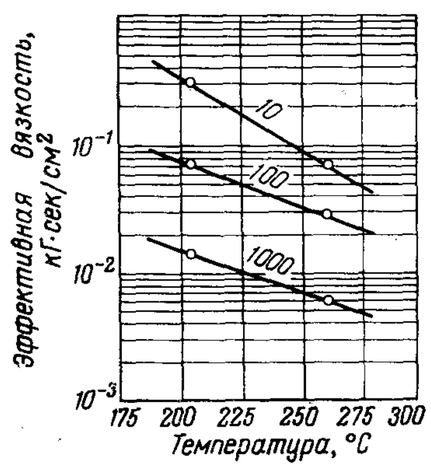


Рис. 164. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

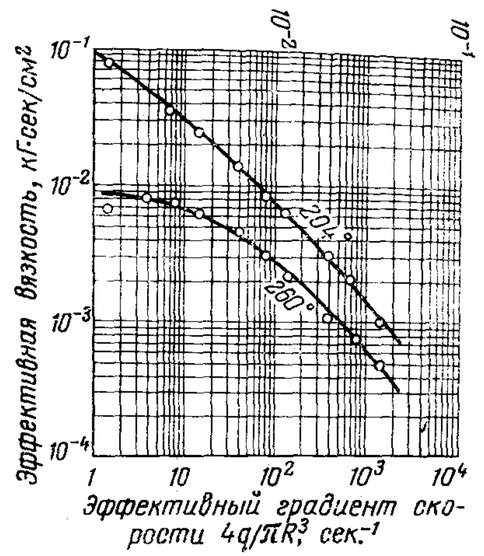


Рис. 165. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

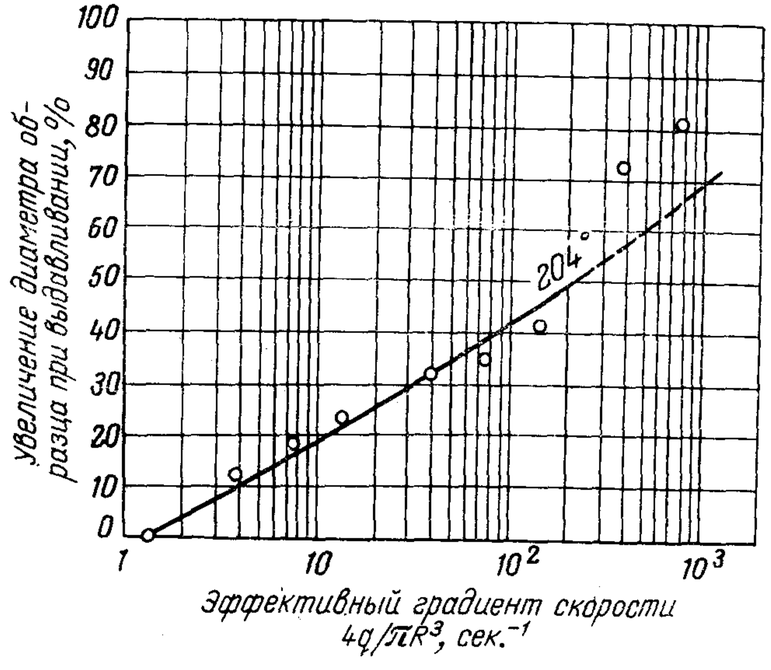


Рис. 166. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 204 °С.
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

Люстрекс LHA-1000 (Monsanto Chemical)

Композиция полистирол—каучук

Плотность при 23 °С равна 1,06 *г/см*³.
Индекс расплава: 1 35 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K′ и n′ $сек^{-1}$
204	0,035	0,68	1—30
204	0,114	0,33	30—10^4
232	0,015	0,82	1—40
232	0,051	0,39	40—10^4
260	0,007	0,71	1—10^2
260	0,02	0,48	10^2—10^4

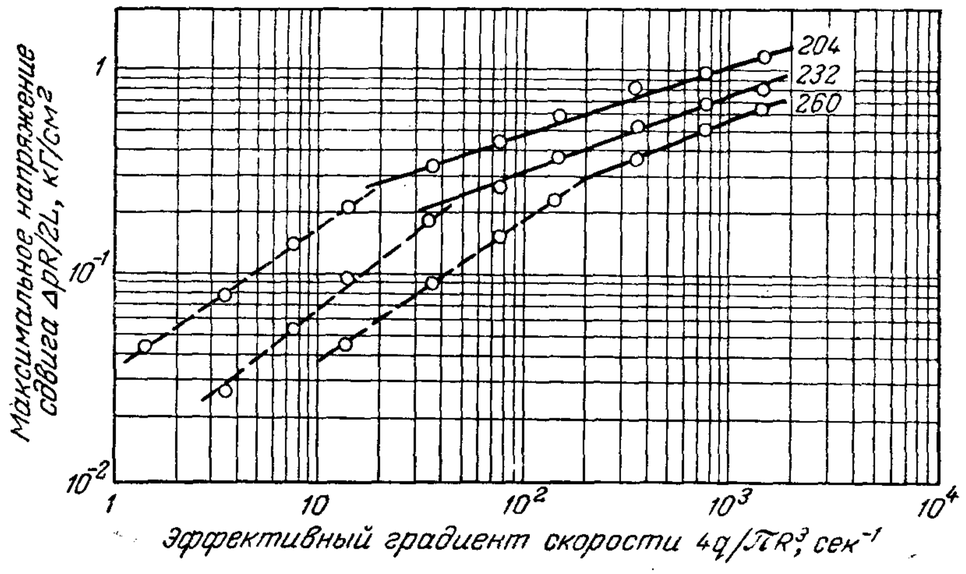


Рис. 167. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*=64.

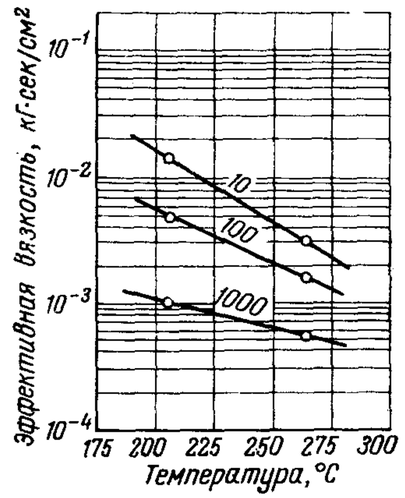


Рис. 168. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*=64.

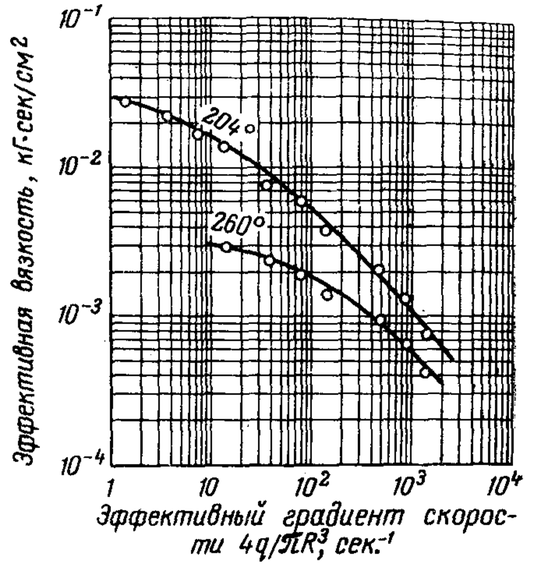


Рис. 169. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*=64.

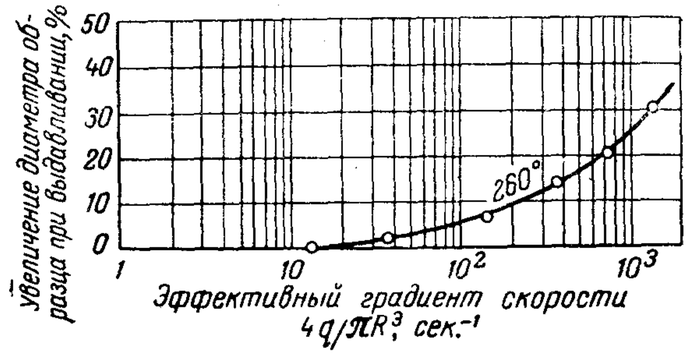


Рис. 170. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 260 °С.
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*=64.

Люстрекс LSA 843-411 (Monsanto Chemical)

Полистирол

Плотность при 23 °С равна 1,05 *г/см*³.
Индекс расплава: 1,33 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K'	n'	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K' и n' $сек^{-1}$
135	0,665	0,48	$1—10^4$
149	0,252	0,46	$1—10^4$
163	0,161	0,40	$1—10^4$
177	0,091	0,42	$1—10^4$

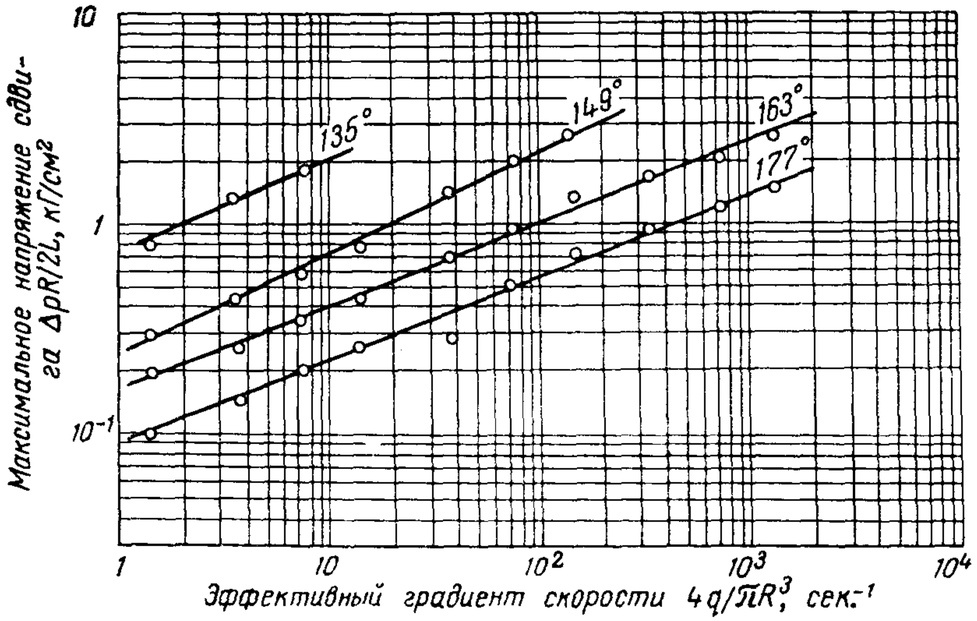


Рис. 171. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

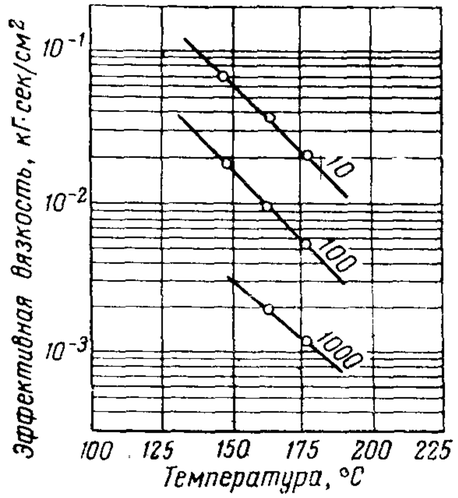


Рис. 172. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

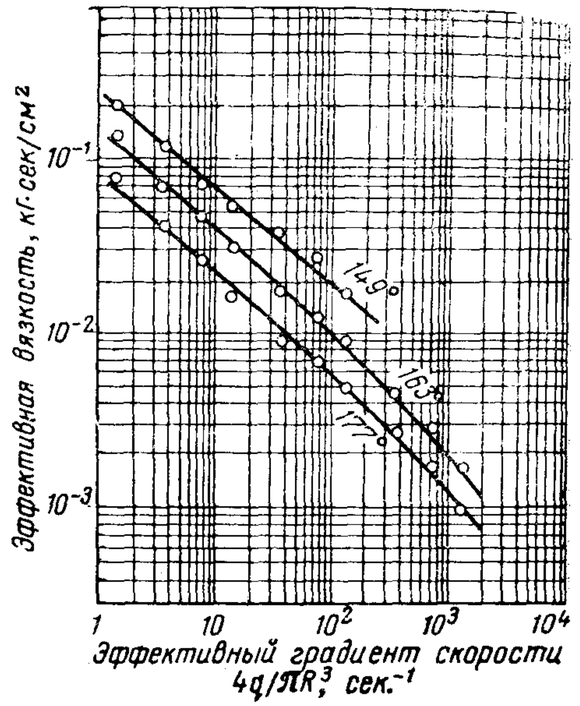


Рис. 173. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

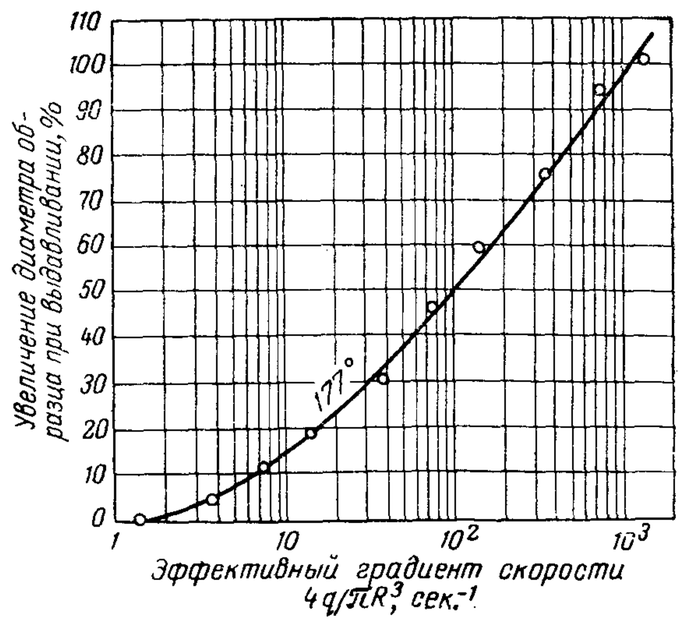


Рис. 174. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 177 °С.
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

Люстрекс HT 88B-1000 (Monsanto Chemical)

Композиция полистирол– каучук

Плотность при 23 °С равна 1,07 *г/см*³.
Индекс расплава: 0,86 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K'	n'	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K' и n' $сек^{-1}$
204	0,084	0,42	1—10
204	0,119	0,35	10—10^4
232	0,024	0,53	1—25
232	0,063	0,38	25—10^4
260	0,015	0,52	1—10^2
260	0,042	0,40	10^2—10^4

Тангенс угла диэлектрических потерь при частотах, используемых для сварки изделий, 0.003.

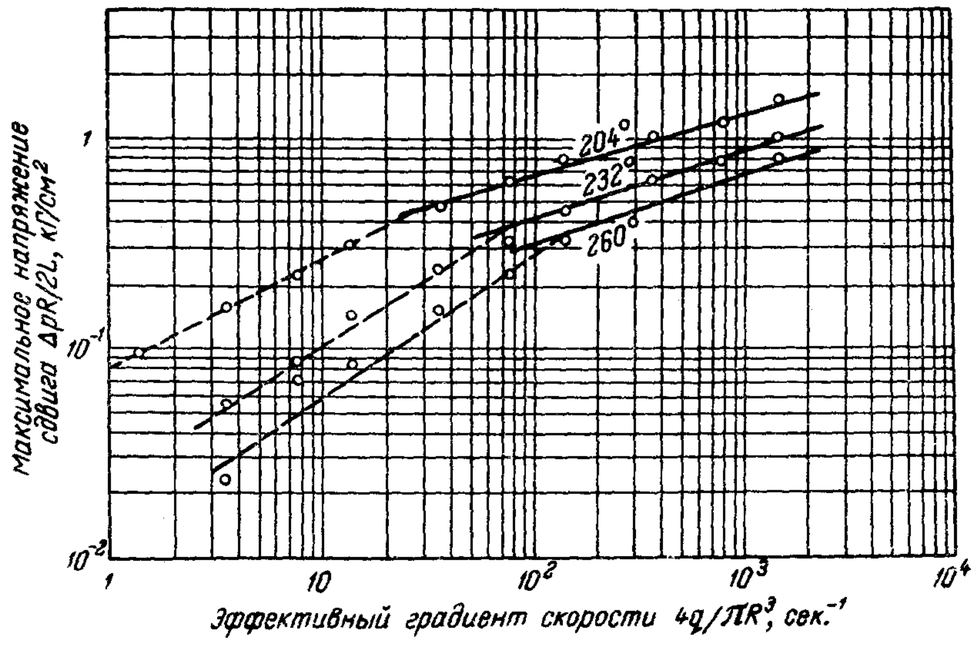


Рис. 175. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, $L/4D$=64.

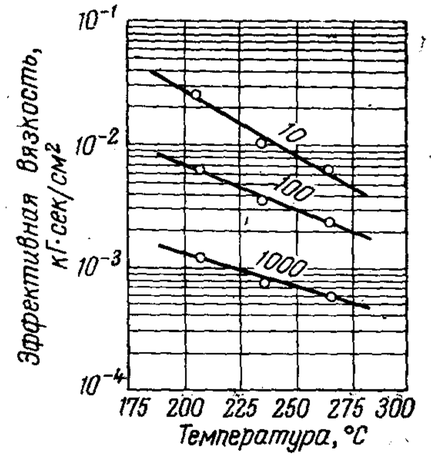


Рис. 176. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64.

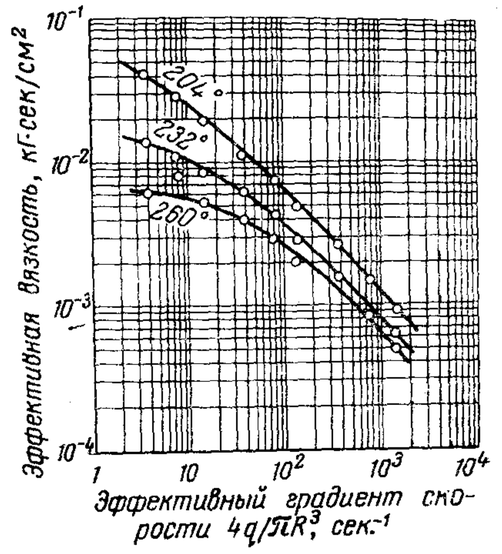


Рис. 177. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64

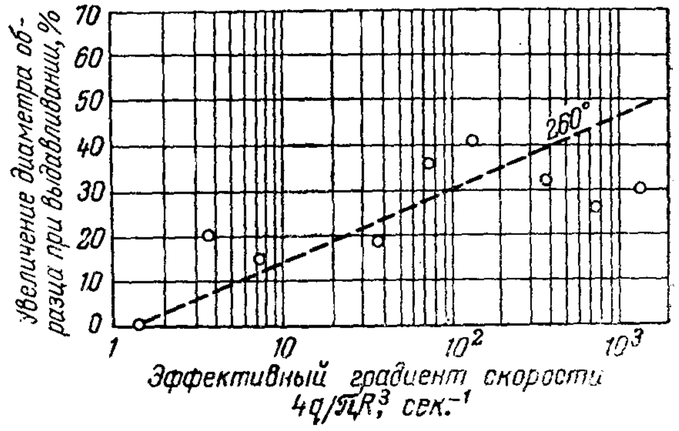


Рис. 178. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 260 °С.
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64.

Сополимер RMD 4511 (Union Carbide Co.)

Сополимер стирола с акрилонитрилом

Плотность при 23 °С равна 1,07 *г/см*³.

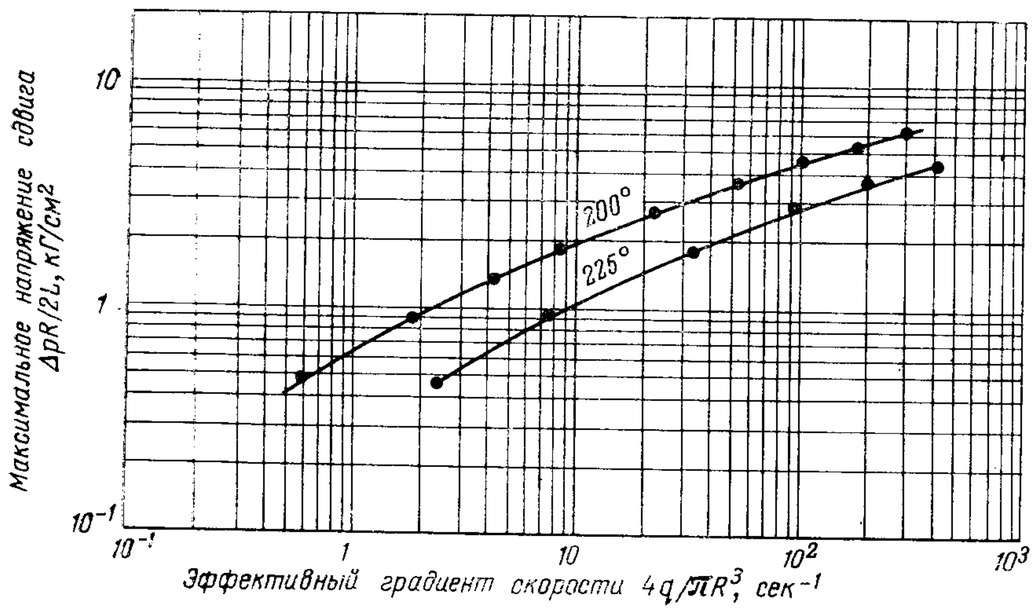


Рис. 179. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=4.

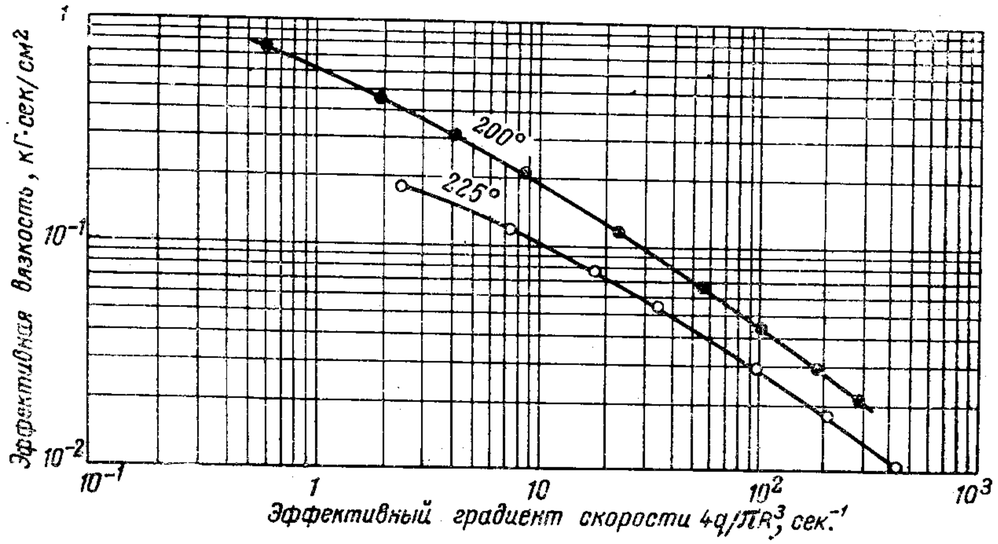


Рис. 180. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=4.

Экстра высокопрочный полистирол TMD-2155, TGDA-2001

(Union Carbide Co.)

Модифицированный полистирол

Плотность при 23 °С равна 1,03 *г/см*³.

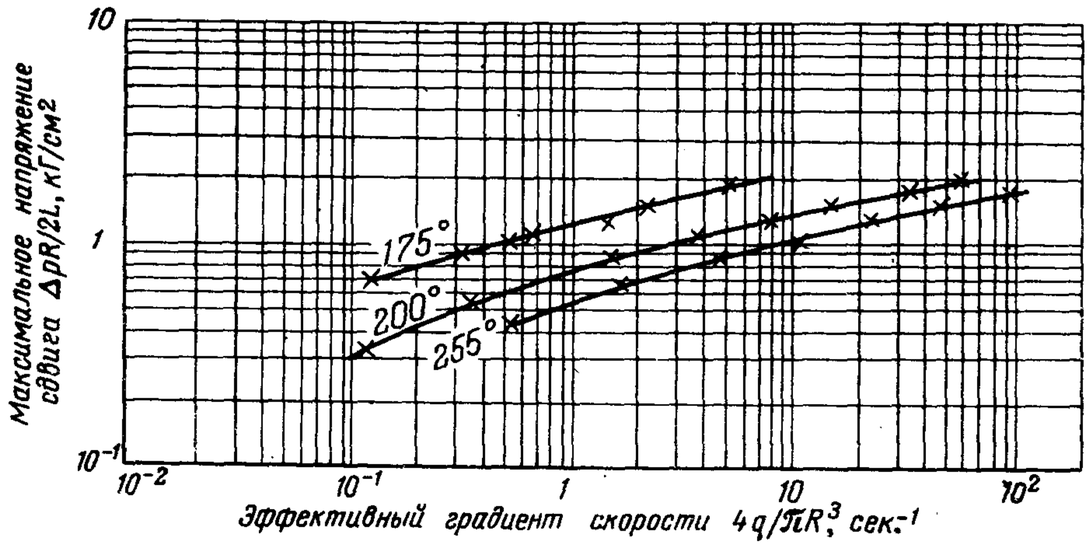


Рис. 181. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, $L/D=16$.

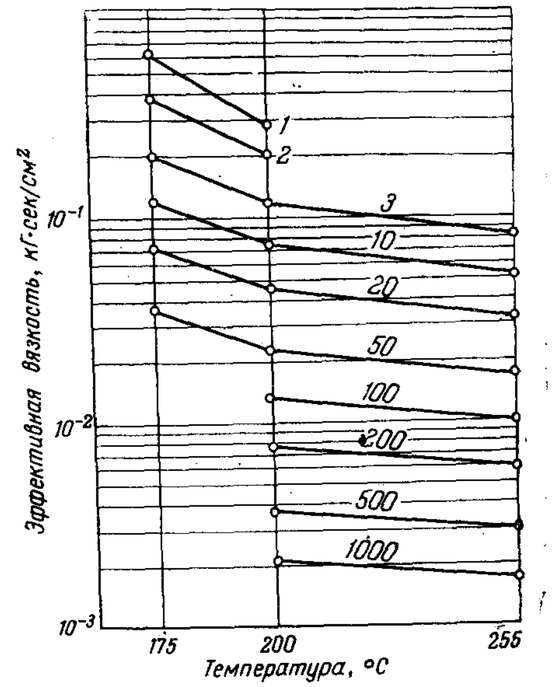


Рис. 182. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*⁻¹).

Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, $L/D=16$.

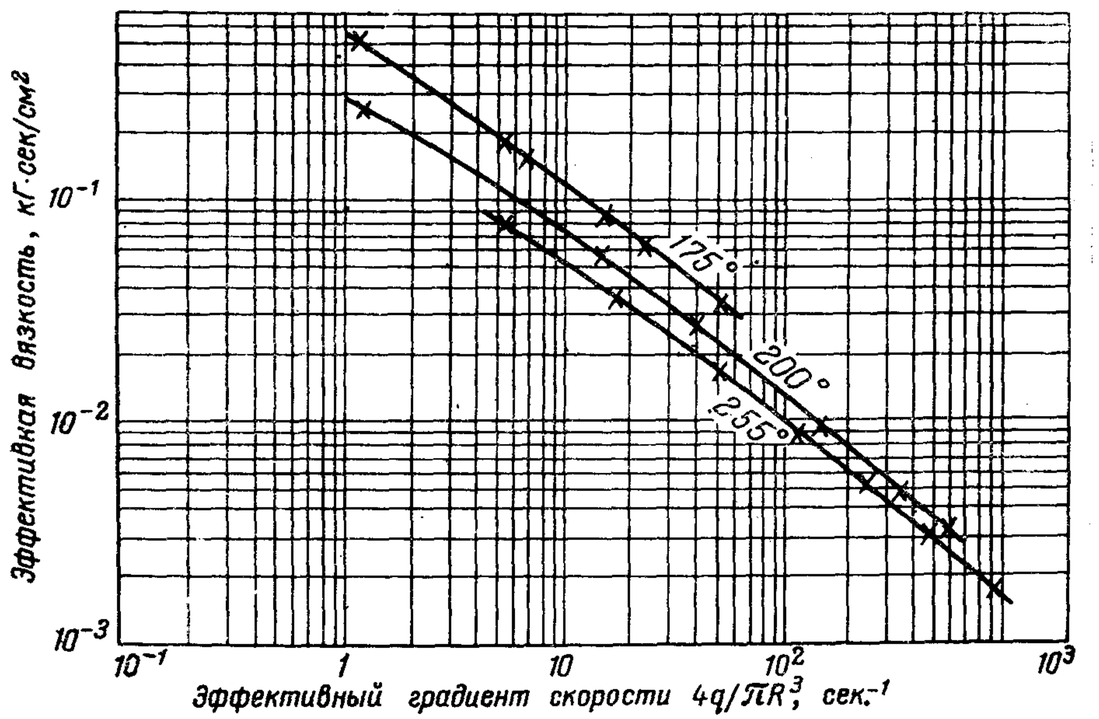


Рис. 183. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, $L/D=16$.

ВИНИЛОВЫЕ ПОЛИМЕРЫ

Геон 8700А (B. F. Goodrich Chemical)

Жесткий поливинилхлорид

Пластификатор отсутствует.

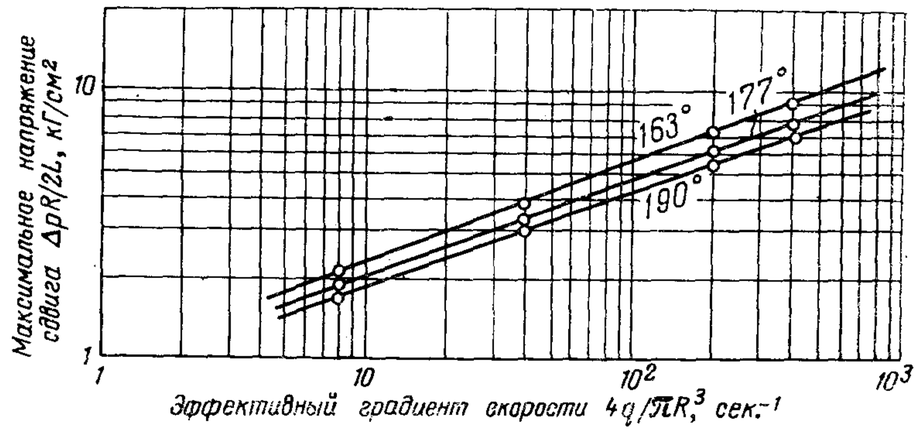


Рис. 184. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 2,38 *мм*, $L/D=8$.

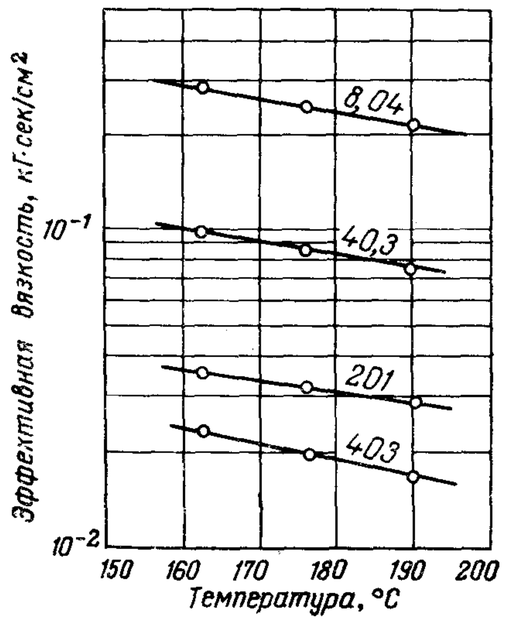


Рис. 185. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4g/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Внутренний диаметр капилляра 2,38 *мм*, $L/D=8$.

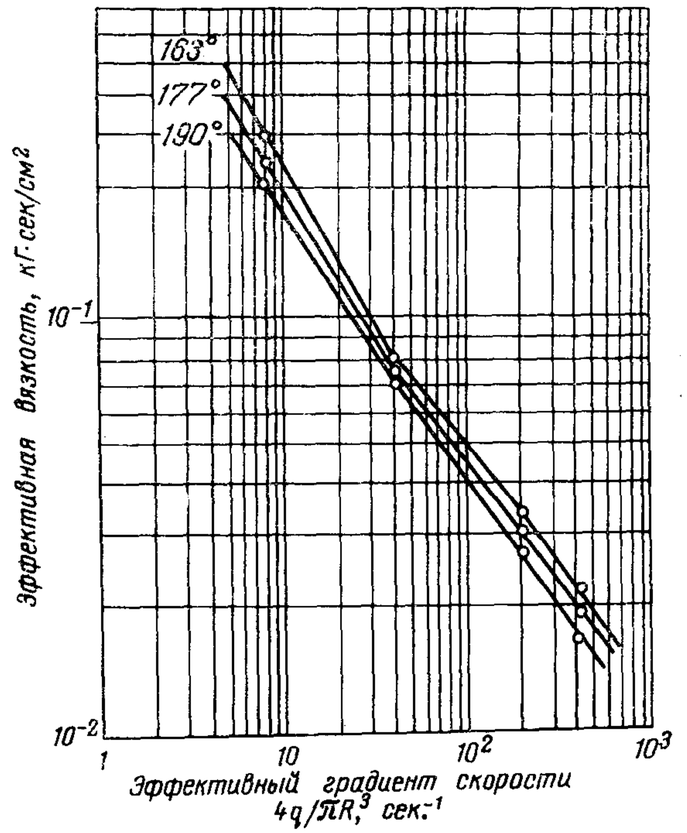


Рис. 186. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 2,38 *мм*, $L/D=8$.

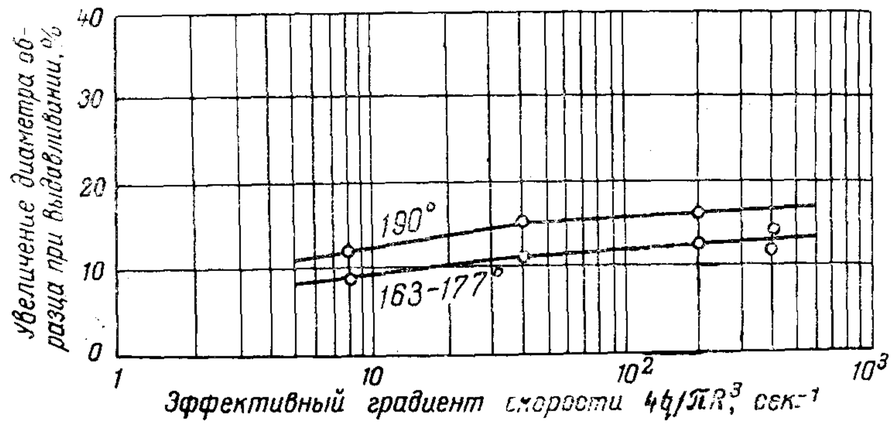


Рис. 187. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Внутренний диаметр капилляра 2,38 *мм*, $L/D=8$.

(Геон 8750 (B. F. Goodrich Chemical)

Жесткий поливинилхлорид

Пластификатор отсутствует.

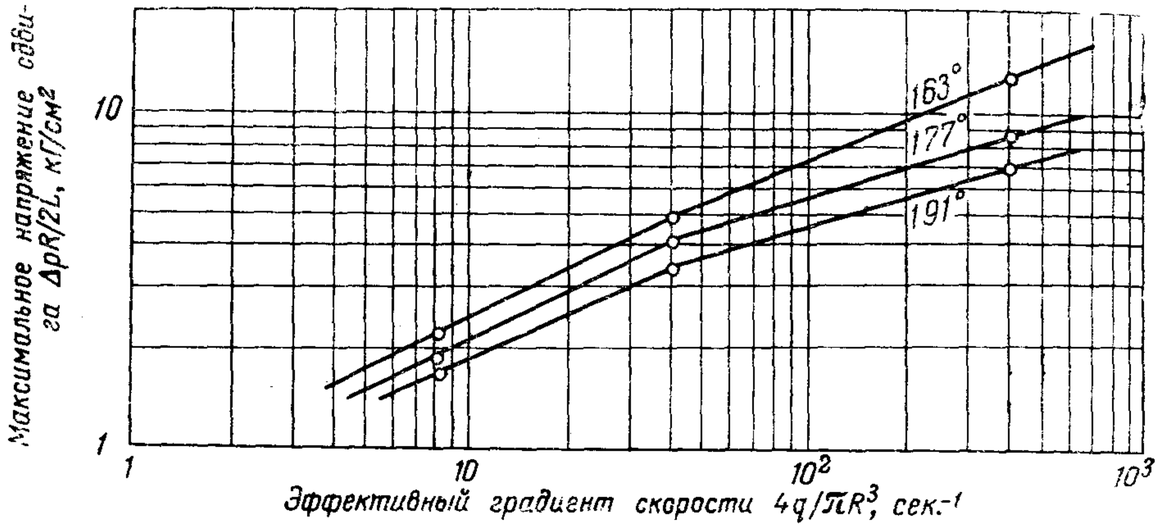


Рис. 188. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 2,38 *мм*, $L/D=8$.

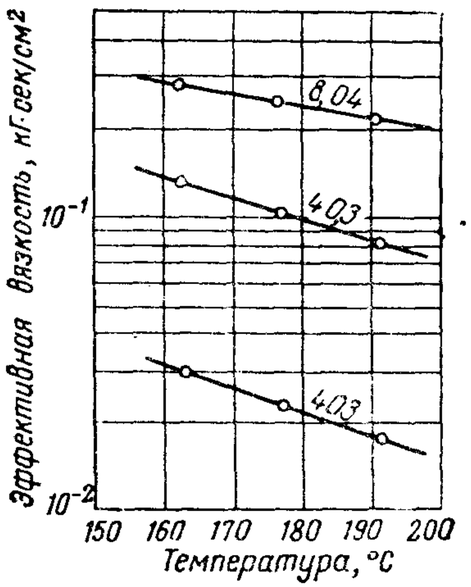


Рис. 189. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 2,38 *мм*, $L/D=8$.

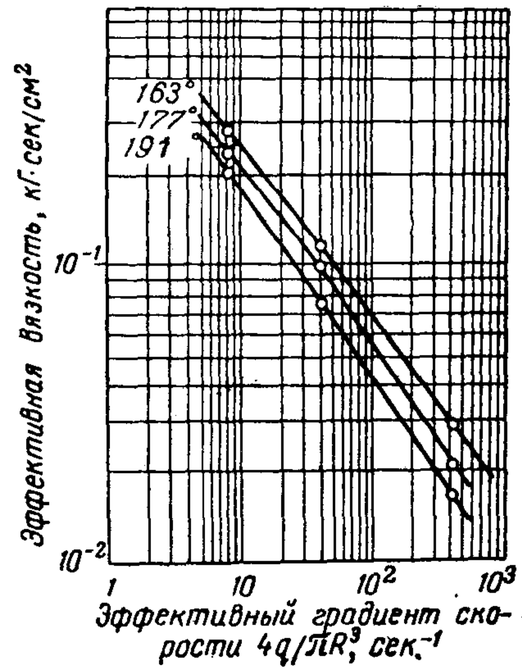


Рис. 190. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 2,38 *мм*, $L/D=8$.

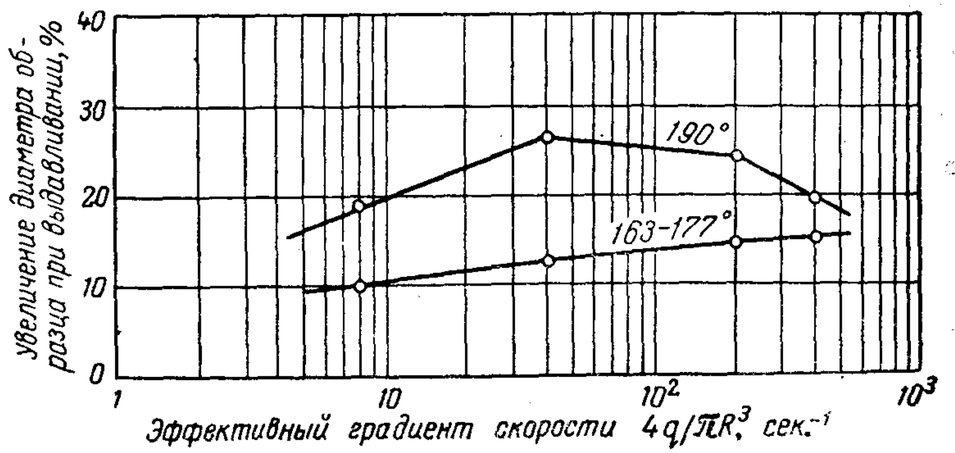


Рис. 191. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 2,38 *мм*, $L/D=8$.

Опалон 1028 (Monsanto Chemical)

Пластифицированный поливинилхлорид

Плотность при 23 °С равна 1,37 *г/см*³.
Индекс расплава: 4,59 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K'	n'	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K' и n' $сек^{-1}$
149	0,48	0,24	$1—10^4$
177	0,124	0,38	$1—10^4$

Тангенс угла диэлектрических потерь при частотах, используемых для сварки изделий, 0,200.

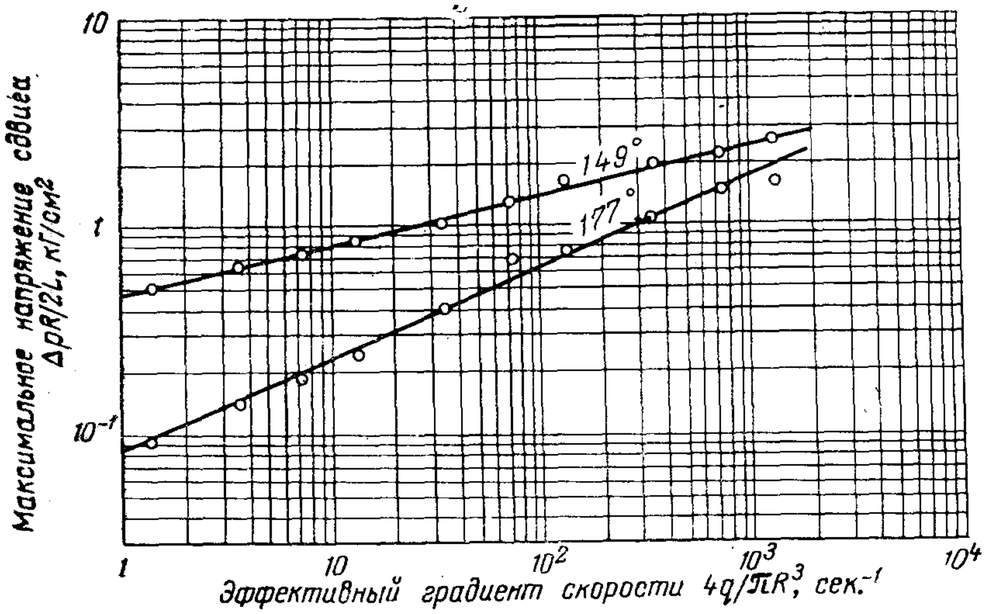


Рис. 192. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64.

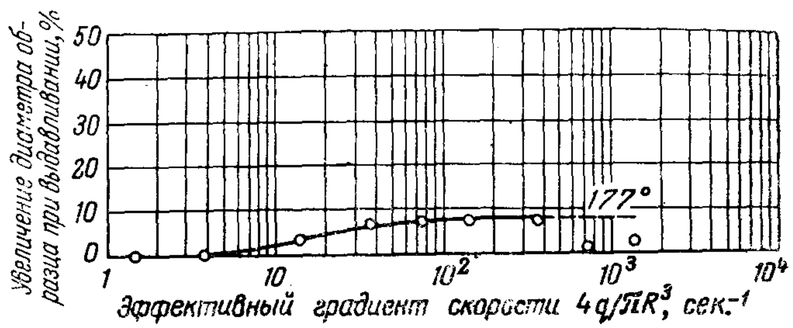


Рис. 193. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 177 °С.
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64.

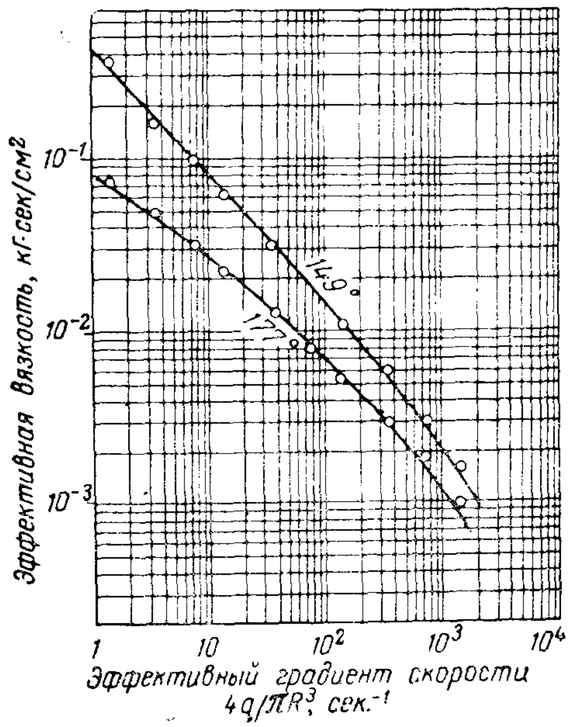


Рис. 194. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64.

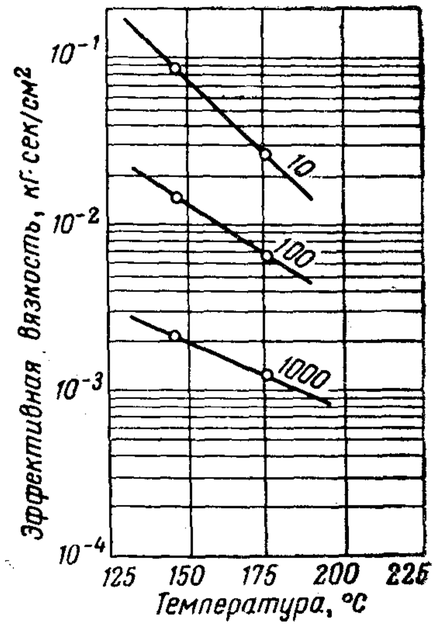


Рис. 195. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, L/D=64.

Опалон 1038 (Monsanto Chemical)

Пластифицированный поливинилхлорид

Плотность при 23 °С равна 1,38 *г/см*³.
Индекс расплава: 0,12 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K′ и n′ *сек*$^{-1}$
149	0,77	0,27	1—10⁴
177	0,322	0,31	1—10⁴

Тангенс угла диэлектрических потерь при частотах, используемых **сварки** изделий, 0,200.

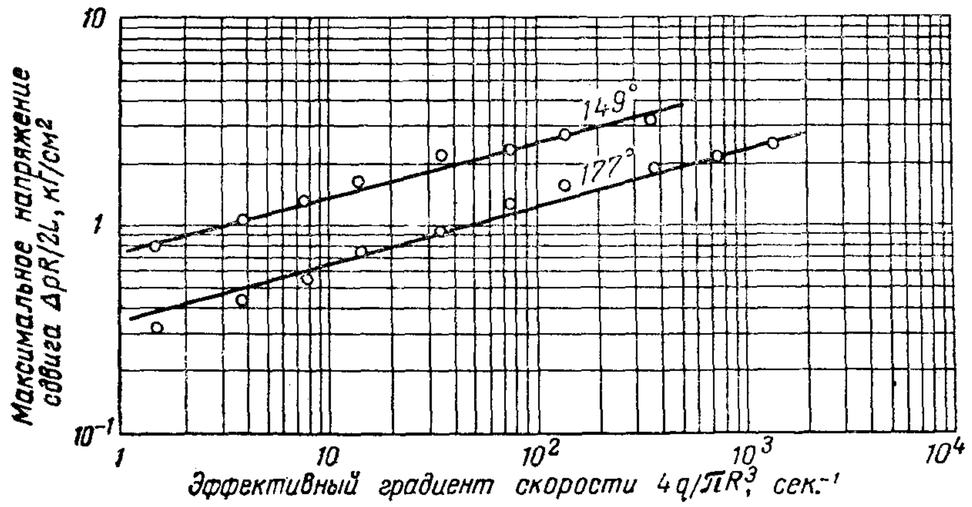


Рис. 196. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

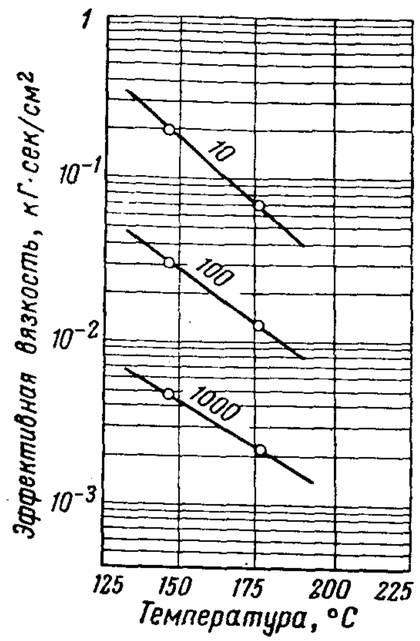


Рис. 197. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

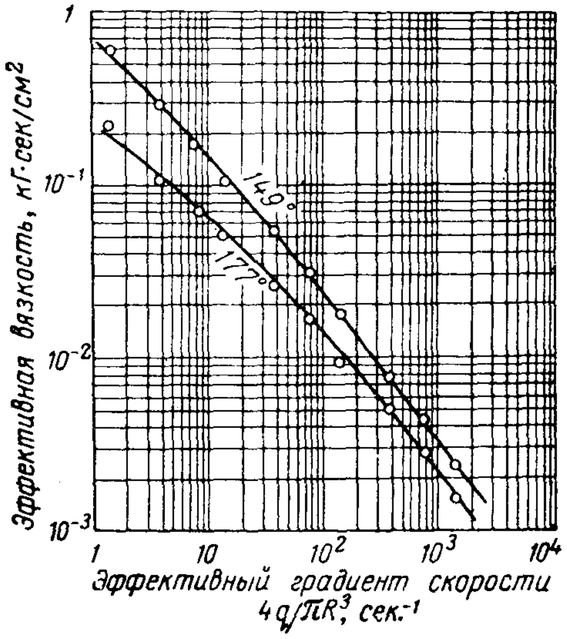


Рис. 198. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

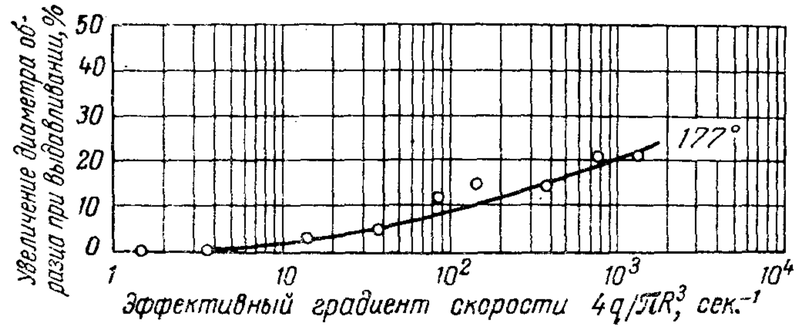


Рис. 199. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 177 °С.
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

Опалон 1406 (Monsanto Chemical)

Пластифицированный поливинилхлорид

Плотность при 23 °С равна 1,37 *г/см*³.
Индекс расплава: 0,09 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиентов скоростн, для которых определены значения K′ и n′ *сек*$^{-1}$
149	0,385	0,26	1—10⁴
177	0,125	0,21	1—10⁴

Тангенс угла диэлектрических потерь при частотах, используемых для сварки деталей, 0,180.

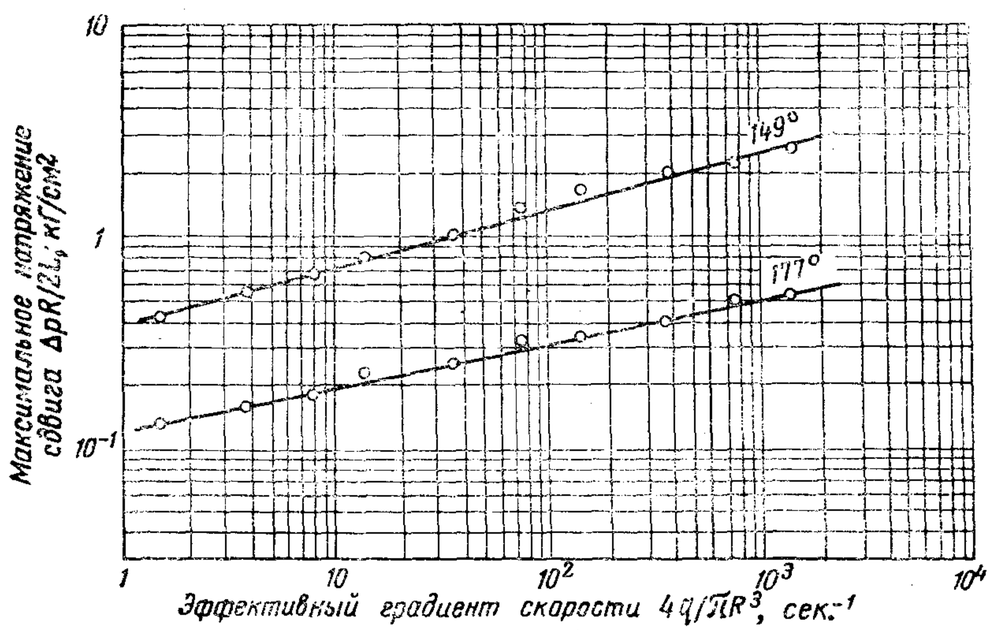


Рис. 200. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*=64.

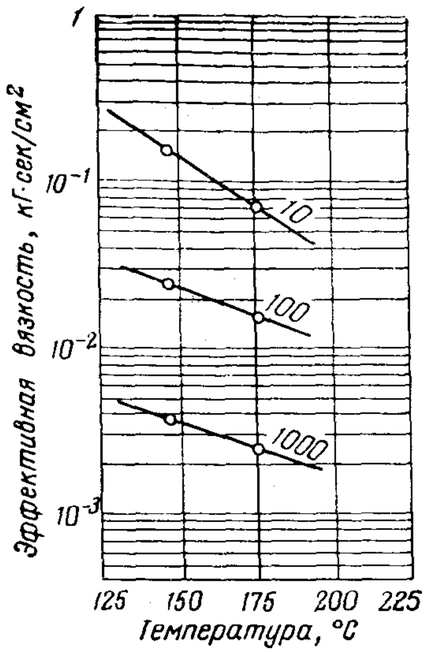


Рис. 201. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

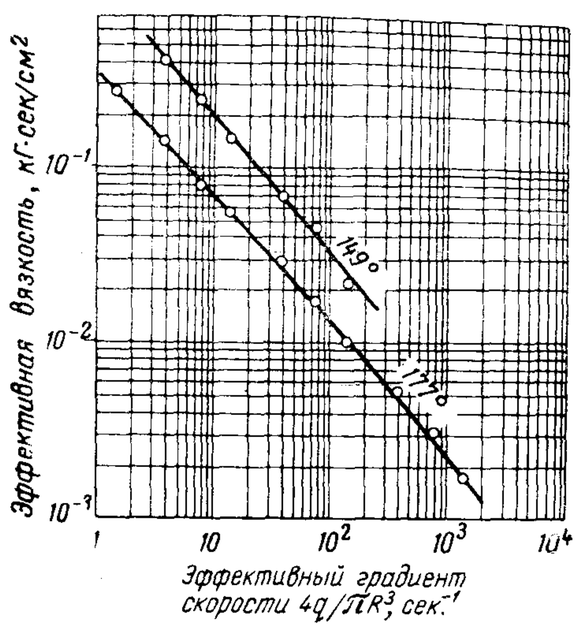


Рис. 202. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*=64.

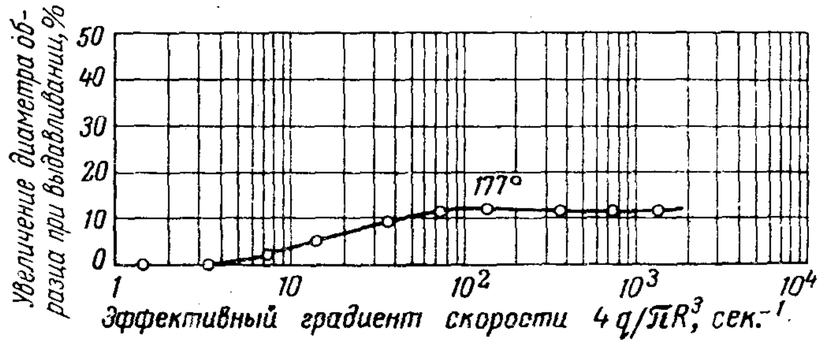


Рис. 203. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 177 °С.
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*=64.

Опалон 1706 (Monsanto Chemical)

Пластифицированный поливинилхлорид

Плотность при 23 °С равна 1,34 *г/см*³.
Индекс расплава: 0,07 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	K′	n′	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения K′ и n′ $сек^{-1}$
149	1,75	0,24	1—10³
177	0,54	0,31	1—10³

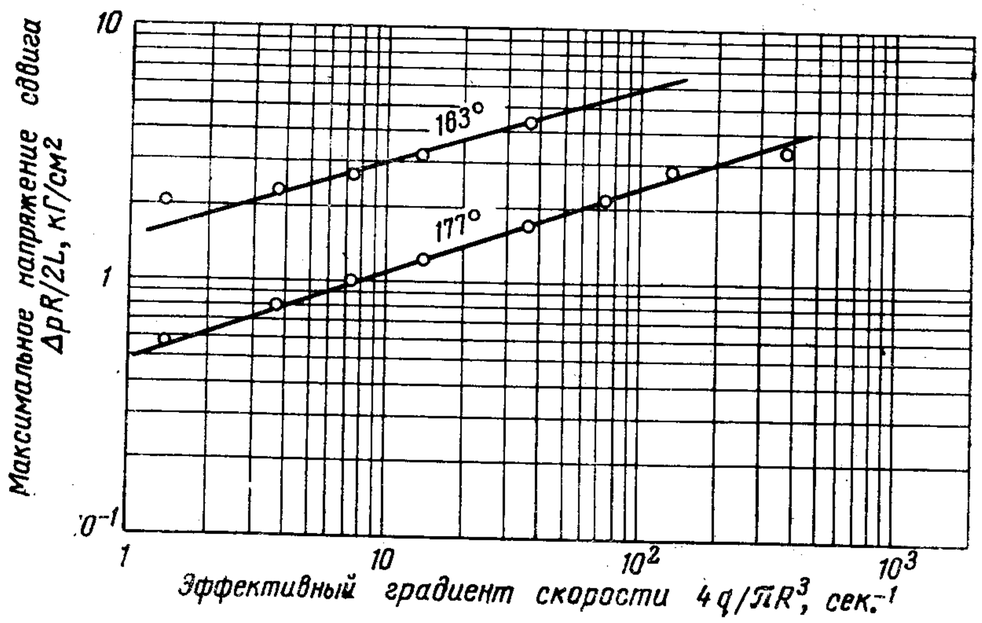


Рис. 204. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

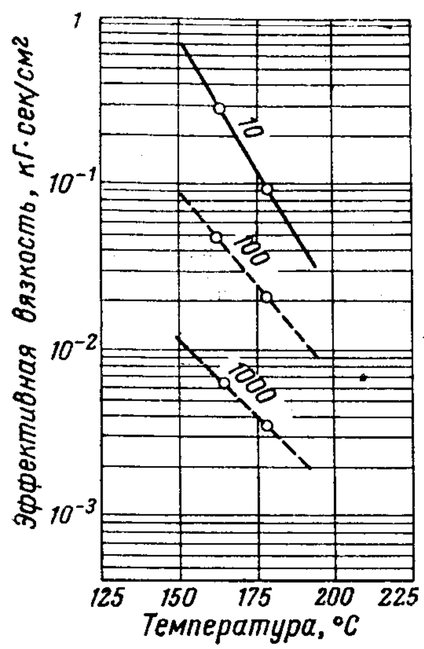


Рис. 205. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

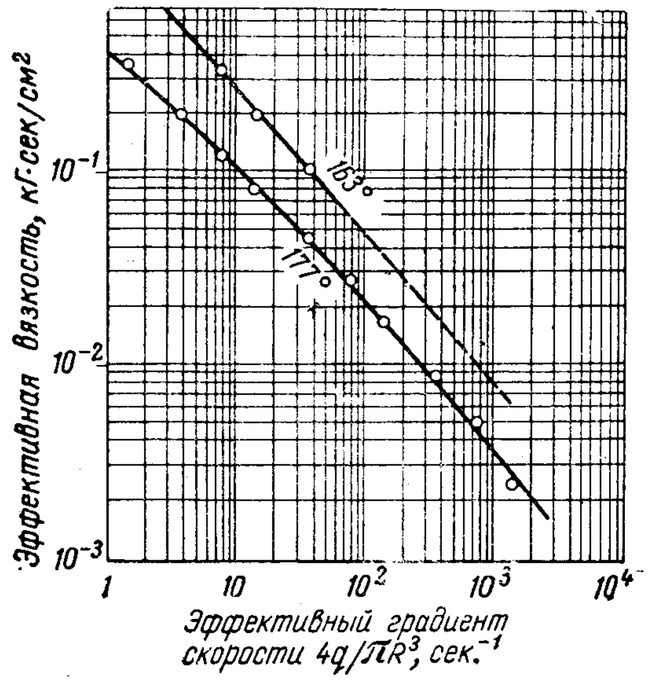


Рис. 206. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

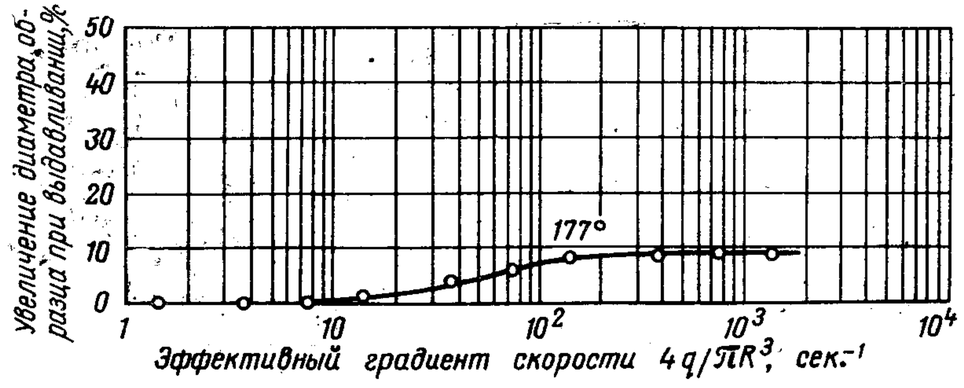


Рис. 207. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 177 °С.
Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L/D*=64.

Опалон 71329 (Monsanto Chemical)

Пластифицированный поливинилхлорид

Плотность при 23 °С равна 1,38 *г/см*³.
Индекс расплава: 8,05 *г*/10 *мин* (ASTM-D1238-52T).

Величины K′ и n′

Температура °С	*K′*	*n′*	Диапазоны градиентов скорости, для которых определены значения *K′* и *n′* *сек*$^{-1}$
149	0,484	0,23	1—10^4
177	0,084	0,42	1—10^4

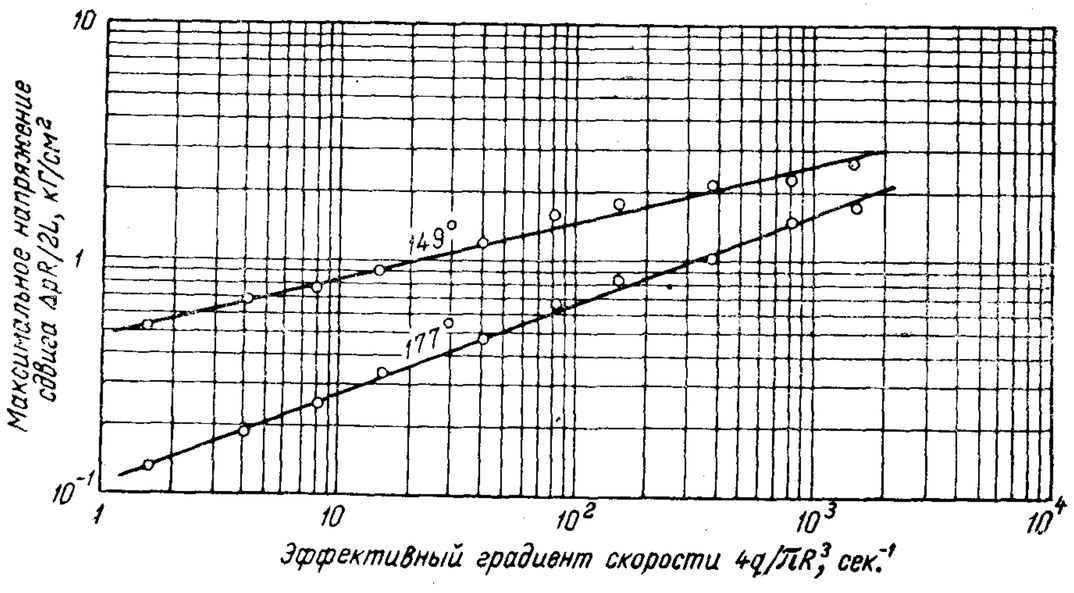


Рис. 208. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*= 64.

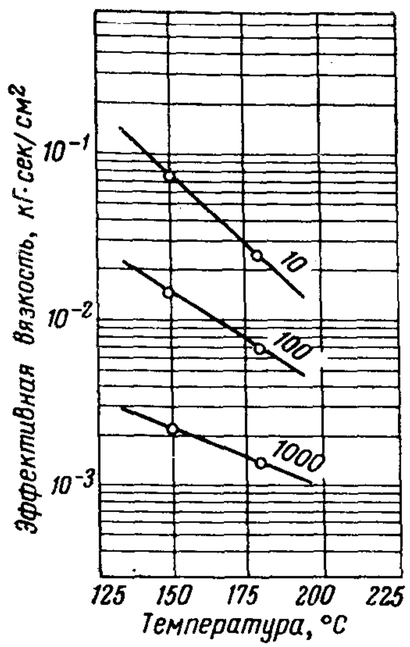


Рис. 209. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).

Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*=64.

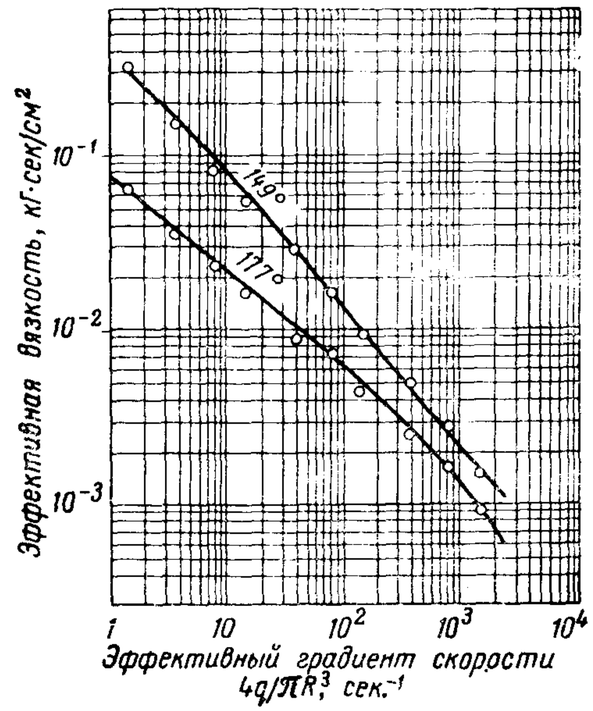


Рис. 210. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).

Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*=64.

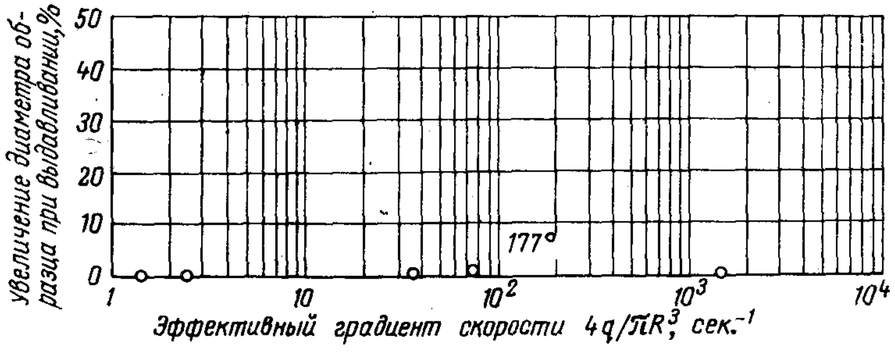


Рис. 211. Увеличение диаметра образца при выдавливании в зависимости от эффективного градиента скорости при 177 °С.

Капилляр с коническим входом, угол 90°, внутренний диаметр 1,59 *мм*, *L*/*D*=64.

Поливинилхлоридацетат VYNW, 30% пластификатора

(Union Carbide Co.)

Сополимер 3% винилацетата и 97% винилхлорида

Плотность при 23 °С равна 1,32 *г/см*³.
Пластификатор: ди-2-этилгексилфталат.

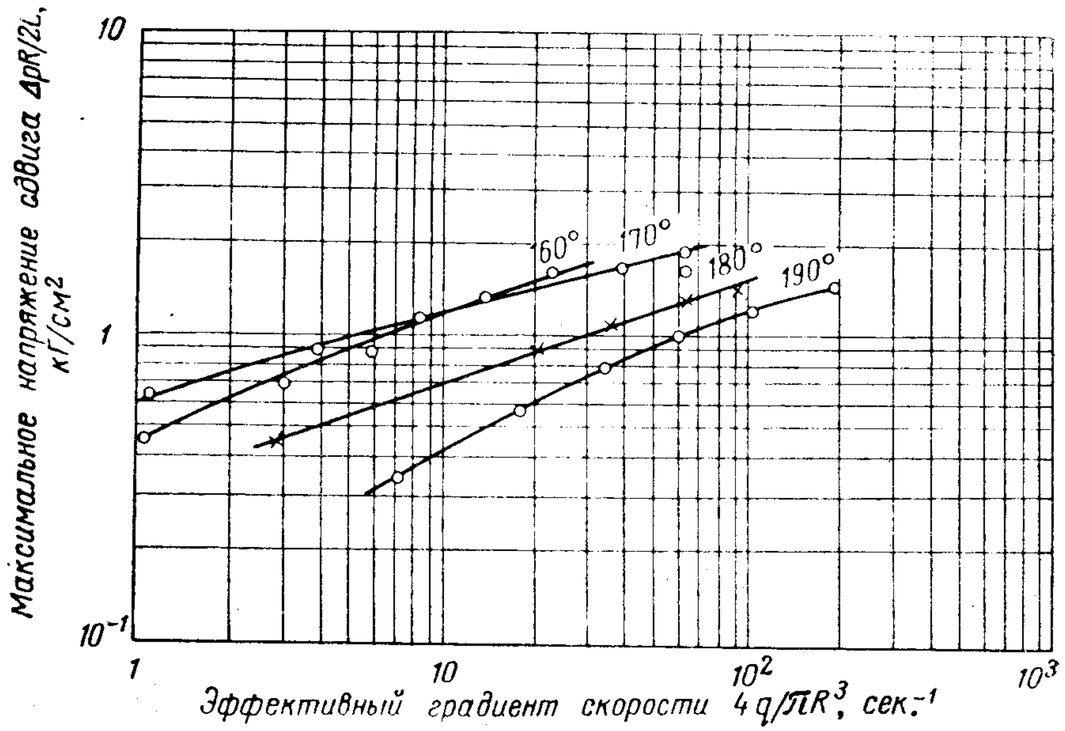


Рис. 212. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, $L/D=16$.

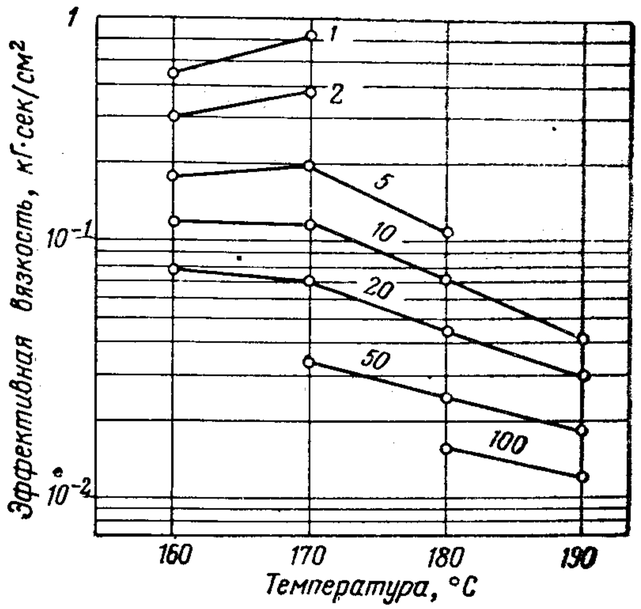


Рис. 213. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, $L/D=16$.

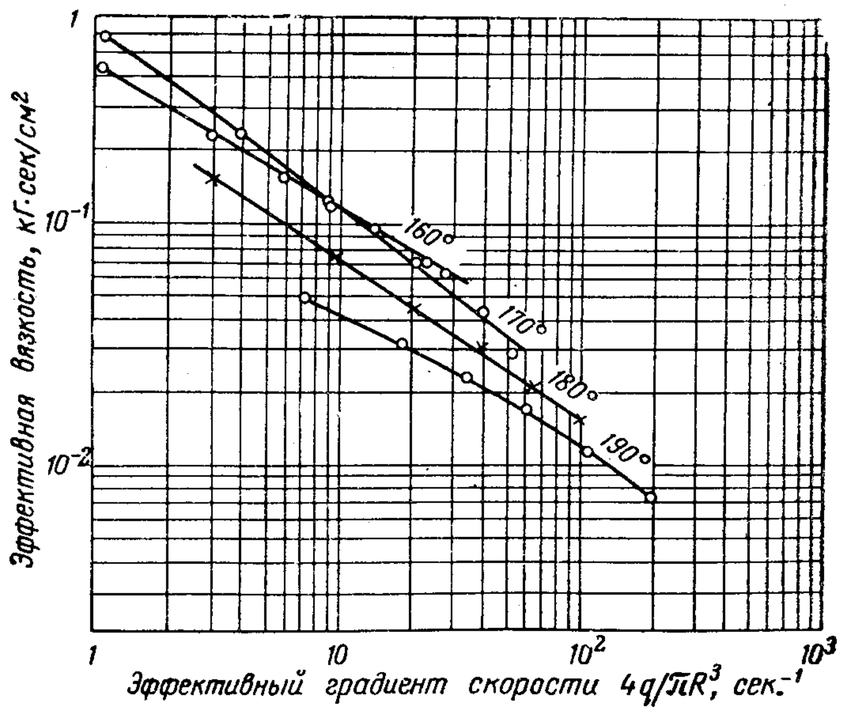


Рис. 214. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, $L/D=16$.

Поливинилхлоридацетат VYNW, 35% пластификатора

(Union Carbide Co.)

Сополимер 3% винилацетата и 97% винилхлорида

Плотность при 23 °С равна 1,25 *г/см*³.
Пластификатор: ди-2-этилгексилфталат.

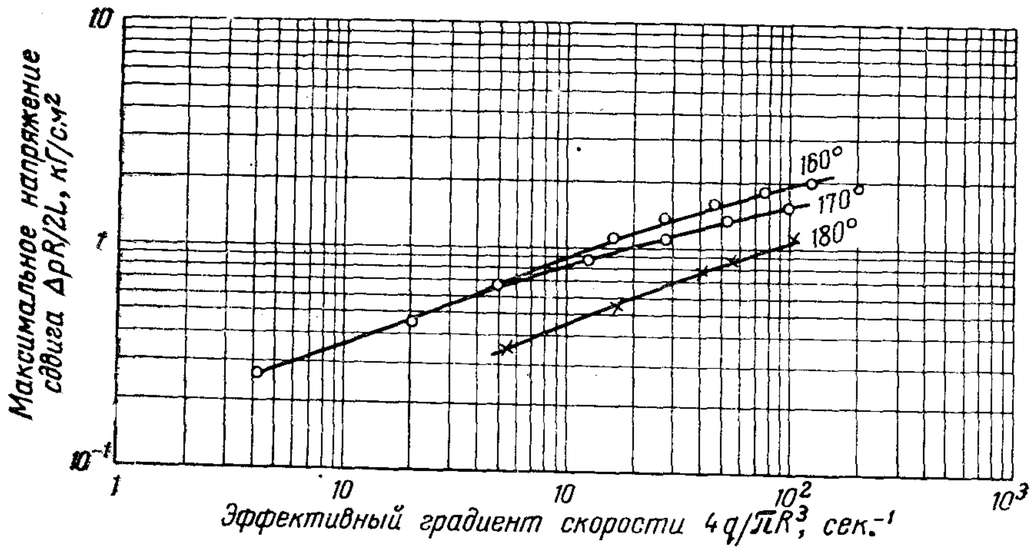


Рис. 215. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, $L/D=16$.

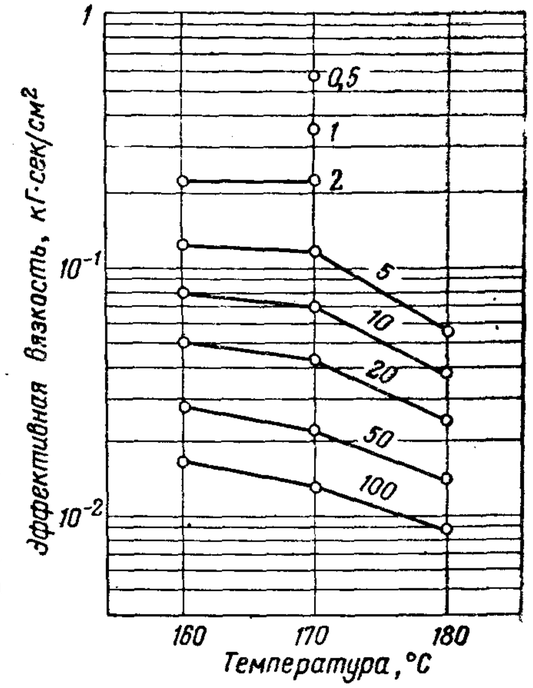


Рис. 216. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*⁻¹).

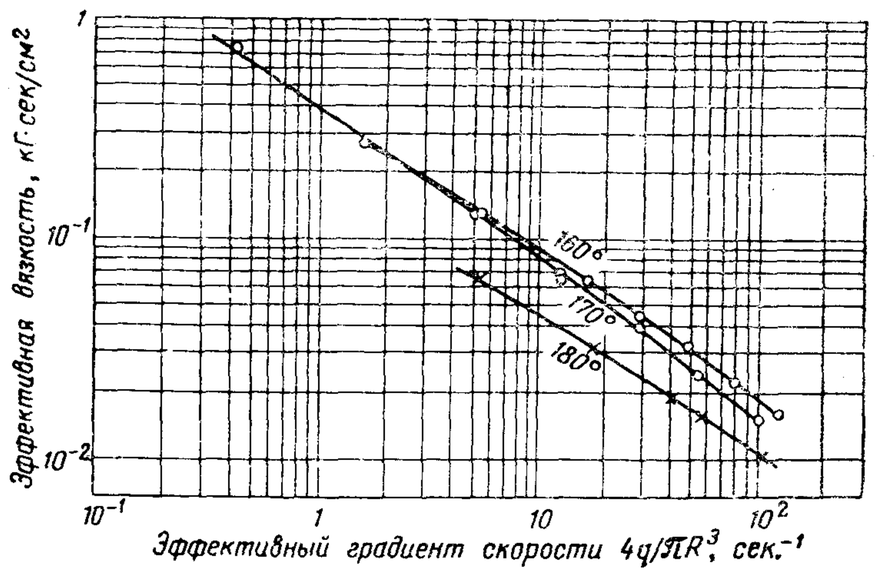


Рис. 217. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, $L/D=16$.

Поливинилхлоридацетат VYNW, 40% пластификатора (Union Carbide Co.)

Сополимер 3% винилацетата и 97% винилхлорида

Плотность при 23 °С равна 1,23 *г/см*³.
Пластификатор: ди-2-этилгексилфталат.

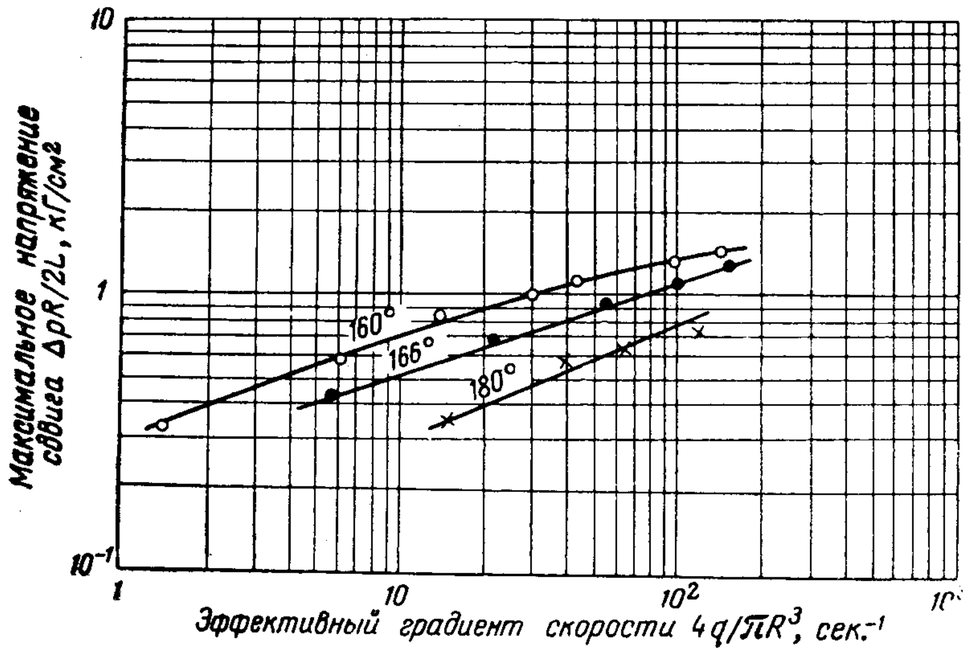


Рис. 218. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

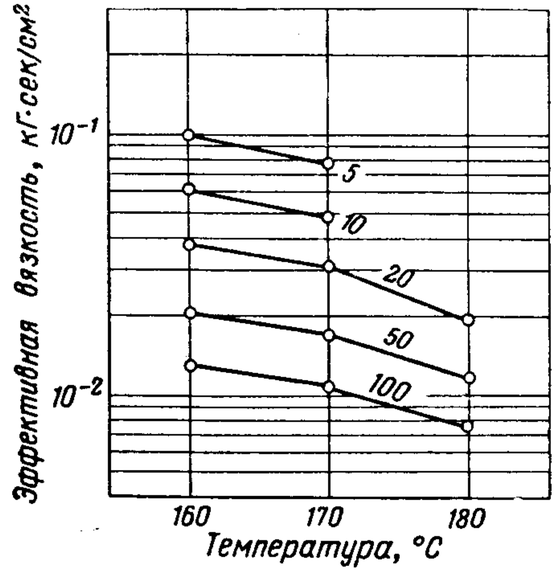


Рис. 219. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в *сек*$^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

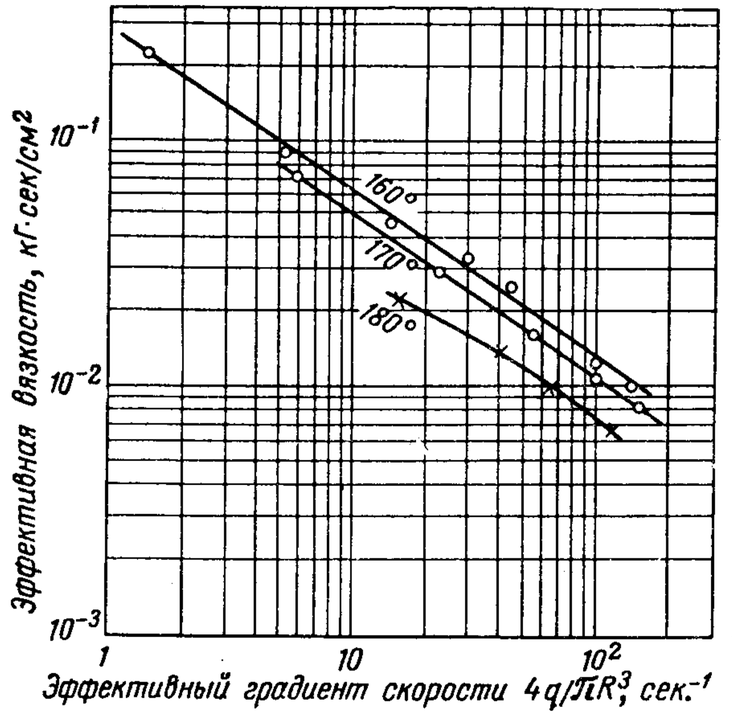


Рис. 220. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

Поливинилхлоридацетат VYNW, 45% пластификатора (Union Carbide Co.)

Сополимер 3% винилацетата и 97% винилхлорида

Плотность при 23 °С равна 1,21 *г/см*³.
Пластификатор: ди-2-этилгексилфталат.

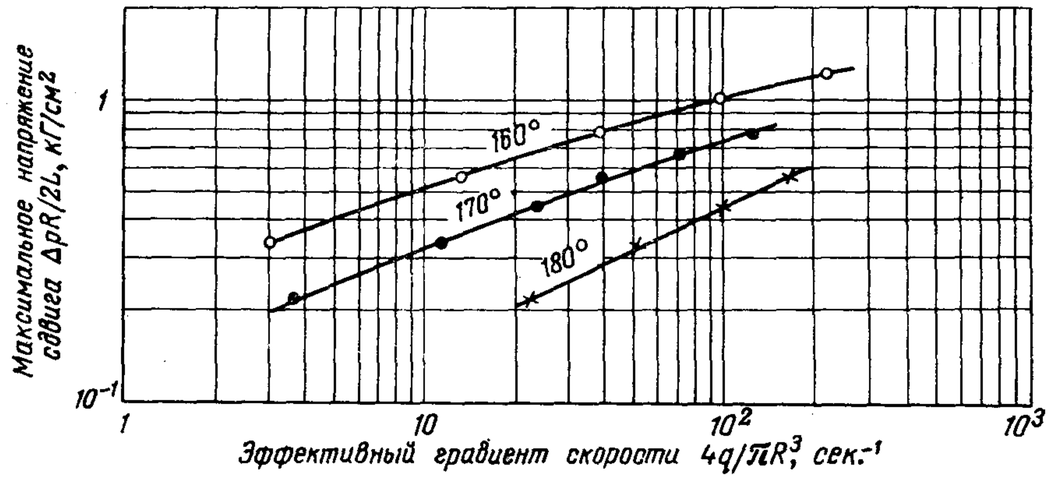


Рис. 221. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

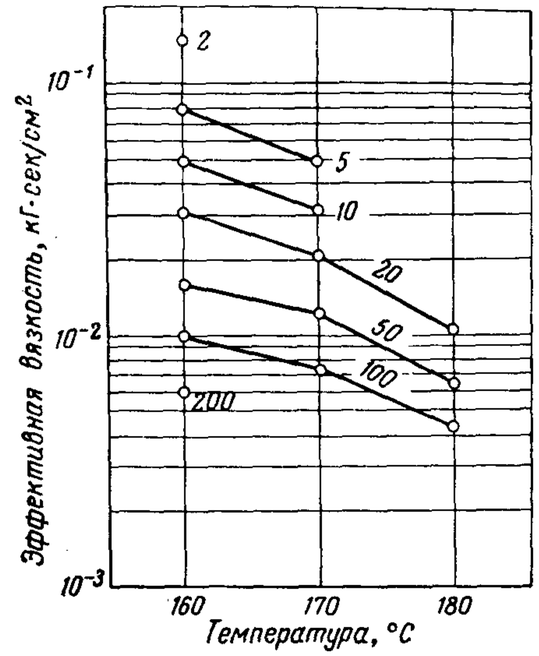


Рис. 222. Изменение эффективной вязкости в зависимости от температуры (цифры на кривых—эффективный градиент скорости $4q/\pi R^3$ в $сек^{-1}$).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

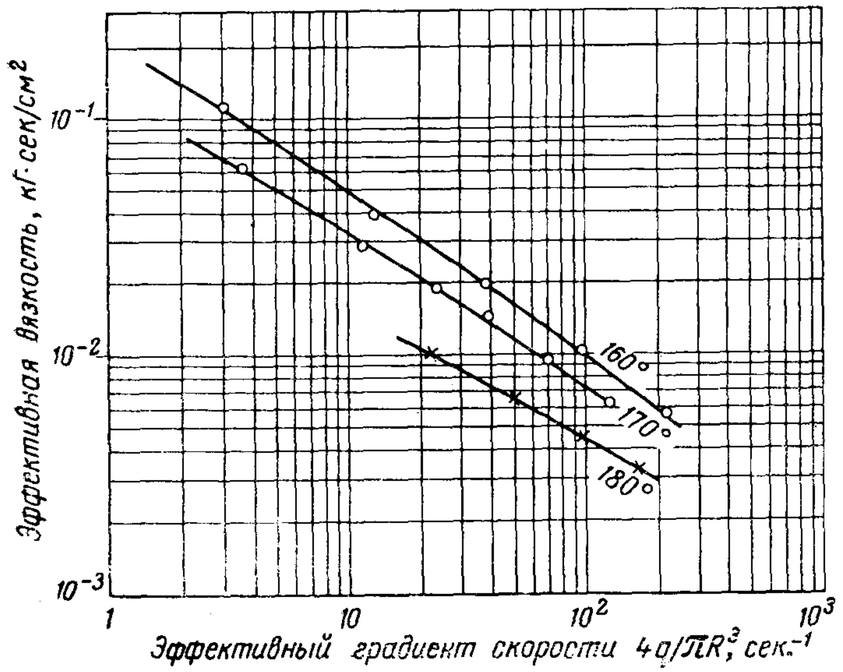


Рис. 223. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости (цифры на кривых—температура в °С).
Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*, L/D=16.

Поливинилхлоридацетат VYHH (Union Carbide Co.)

Сополимер 13% винилацтата и 87% винилхлорида

Плотность при 23 °С равна 1,36 *г/см³*.

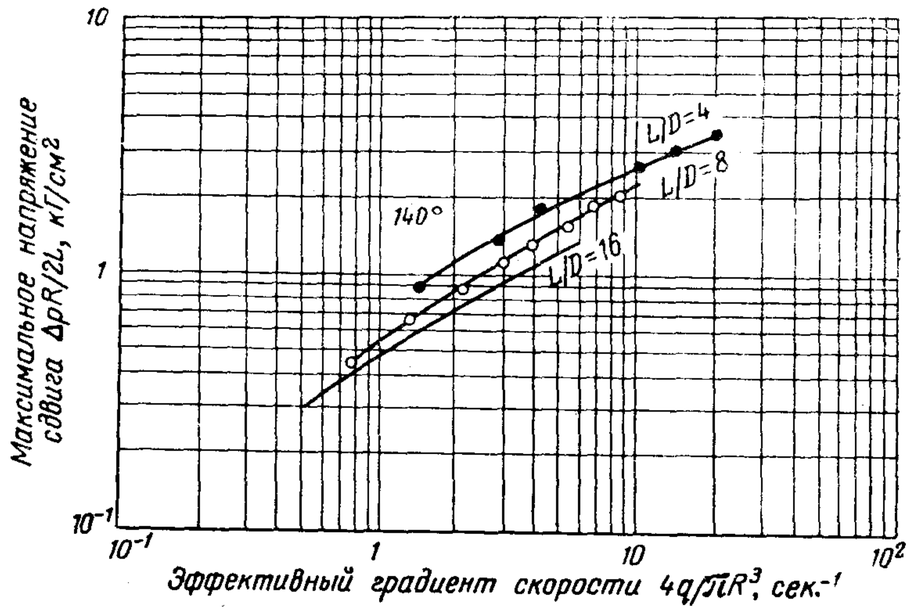


Рис. 224. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости при 140 °С.

Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*.

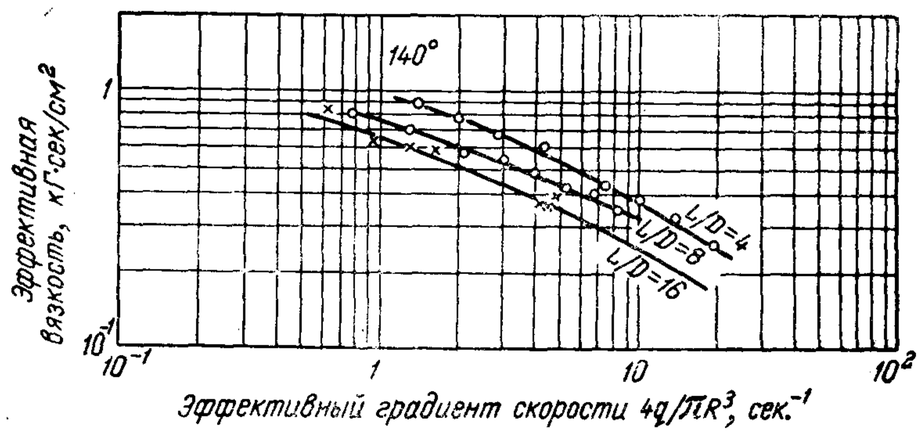


Рис. 225. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости при 140 °С.

Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*.

Поливинилхлоридацетат VYHH (Union Carbide Co.)

Сополимер 10% винилацетата и 90% винилхлорида

Плотность при 23 °С равна 1,36 *г/см³*.

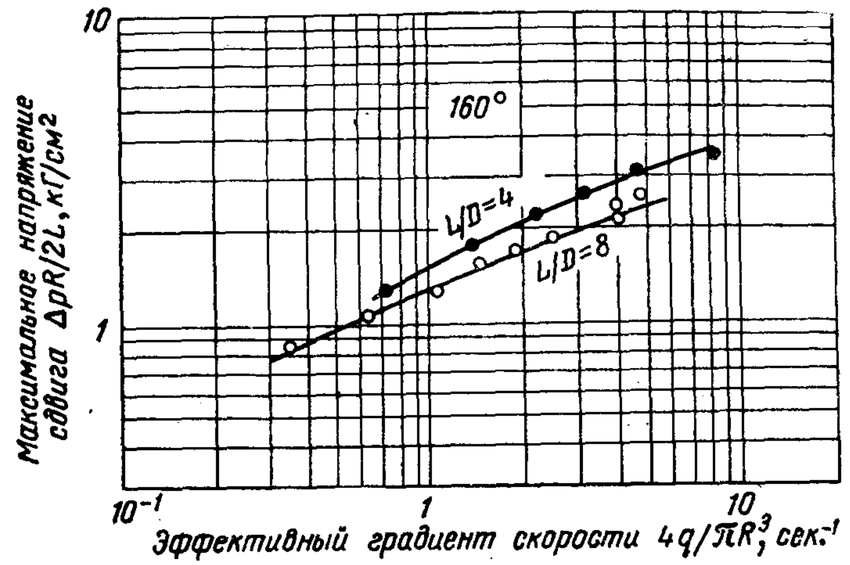


Рис. 226. Изменение максимального напряжения сдвига в зависимости от эффективного градиента скорости при 160 °С.

Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*.

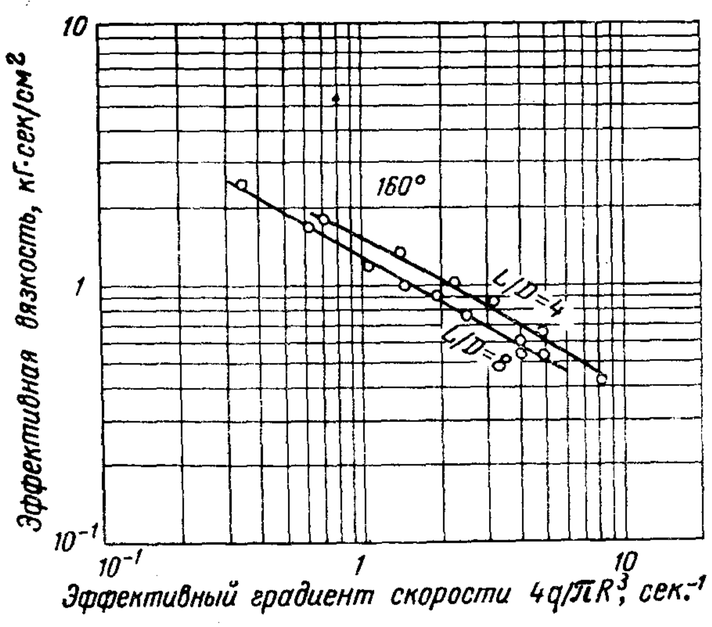


Рис. 227. Изменение эффективной вязкости в зависимости от эффективного градиента скорости при 160 °С.

Внутренний диаметр капилляра 3,18 *мм*.

УКАЗАТЕЛЬ

Адиабатическое шприцевание см. Пластицирующая шприц-машина, адиабатический режим
Алатоны 660—667
Ардичвили уравнение 433, 436
Ацетат целлюлозы
  диэлектрическая постоянная 595
  коэффициент линейного расширения 557
  кривые течения 630, 632
  припуск на усадку 389
  режимы формования 557, 562
  теплоемкость 586
  теплопроводность и теплостойкость 557, 586
  фактор мощности 595
  формование полых изделий 569
  электрическая прочность 595
  эффективная вязкость 631, 633
Ацетобутират целлюлозы
  коэффициент линейного расширения 557
  кривые течения 634, 636
  режимы формования 557, 562
  температура размягчения 557
  теплопроводность и теплостойкость 557
  эффективная вязкость 635, 637

Бенбери смеситель 428, 463, 477, 482
Бингама тело 27, 28, 31
Больцмана закон 102
Бомбировка валков 444, 446
Бэгли уравнение 297, 298

Вайссенберга эффект 43 сл.
Вакуумформование 503, 508 сл.
  комбинирование с пневмоформованием 517
  режимы 539
  способы 508 сл.
  техника безопасности 539
  формы 532 сл.
Вакуумформовочные машины 517 сл
  для формования из рулонных материалов 522, комбинирование со шприц-машинами 525
  — с резательными машинами 564
  основные элементы 526
  планетарные режущие 564, 565
Валки каландра 431
  бомбировка 444, 446
  конструирование 431
  контризгиб 444, 446
  перекрещивание (перекашивание) 444, 446
  прогиб (изгиб) 432, 444, 445
  регулирование зазора 433, 434, 444
Вальцевание 461 сл.
  как процесс смешения 468, 469
  на каландре 430
  практические приемы 470
  теория 430, 465, 472
Вальцы 461, 465, 470, 490
Ван-дер-Ваальса уравнение для полимеров 49
«Веерный впуск» 396
Вискозиметры 78, 80, 81
Воронка загрузочная 173, 174
Впуск (впусковые каналы) 352, 394, 396
«Временная релаксация» 26
Входовые эффекты 34, 64, 66, 297,, 298
Вынужденный поток 177, 178, 189 190
Высокочастотная сварка 583, 584
Вытяжка листов 432, 452, 555
  двумерная 547
  одномерная 546
  при вакуумформовании 511, 514 515, 533, 544
  при каландровании 432, 452
  при шприцевании 317
  при штамповании 504

Вязкость
  материала при смешении 481
  методы определения 438
  ньютоновской жидкости 22
  объемная 48
  «поперечная» 23, 44
  расплава при каландровании 437
  — при литье под давлением 413, 421
  — при шприцевании 187, 205, 231, 233, 241, 289
  — при формовании полых изделий 579, 581
  эффективная см. Эффективная вязкость
Вязкоупругие жидкости 23
Вязкоэластичные системы 284, 437

Газовая сварка 583, 597
Гаскелла уравнение 433, 435, 453
Геоны 714—717
Головка шприц-машины 232
  для круглых стержней 293
  для «массивных профилей» 318
  для профильных изделий 278, 316
  кабельная 305, 339
  клиновидная 313
  конструирование 278 сл.
  ленточная 299
  листовальная 278, 280, 307
  офсетная 303
  профильная 304
  расчет 283, 291
  «рыбий хвост» (клинового типа) 311
  с удлиненными губками 320
  стержневая 234
  трубная 278, 303
  угловая 303
  цилиндрическая 232
  щелевая 232, 290, 299
Гранулы, дозирование 359, 371, 373, 405
Грасгофа критерий 112, 329
Гука закон 19

Давление
  в литьевом цилиндре 369
  в прессформе 356, 402 сл.
  в шприц-машине 275
  влияние на реологические свойства 47
  литьевого цикла 354, 356
Давление
  при адиабатическом шприцевании 249
  при изотермическом шприцевании 231, 242
  при литье под давлением 369, 402
  при каландровании 429, 432 сл.
  при сварке 585, 588, 604
  при пневмоформовании 532
  при формовании полых изделий 570
  распределение в шприц-машине 265
Деформация упругого твердого тела 20
Джи—Лайона уравнение 293, 310
Диаграммы давление—температура 402 сл.
  для режимов формования 417, 421
Дилатантные системы 31, 32, 40
Диспергирование 131, 153, 456 и сл.
  теория 131, 457
Диэлектрическая постоянная 593
  ацетата целлюлозы 595
  найлона 595
  поливинилхлорида 595
  полиметилметакрилата 595
  полистирола 595
  полиэтилена 595
  пропионата целлюлозы 595
Дозаторы
  литьевых машин 357
  шприц-машин 173

Загрузочная воронка 173, 174
Зайтелы 646—649
Закон
  Больцмана 102
  Гука 19
  Кирхгофа 115
  степенной 41
  Фурье 101
Заребрение 535

Идеальная жидкость 19, 20, 22
Идеальная упругая пружина 20, 24
Идеальное твердое тело 19
Идеализированные материалы 19
Излучение 101, 115
Изотермическое шприцевание см. Пластицирующая шприц-машина, изотермический режим

Имплекс А
кривые течения 626
плотность 627
эффективная вязкость 626, 627
Индекс
разнотолщинности 309, 311
течения 30, 42
Индукционная сварка 583, 599

Каландрование 428
давление в зазоре 432 сл.
распорное усилие 432 сл.
регулирование профиля листа 444 сл.
температура смеси 449
Каландры 428
валки см. Валки каландра
конструирование 430, 443, 451
регулирование температуры 431, 449
— зазора 433, 434
типы 428, 429, 431, 449, 452
Кельвина тело 25, 26
Кирхгофа закон 115
Конвекция 101, 109 сл.
Контризгиб валков 444, 446
Концевые эффекты 23, 27, 34, 301 362
Коэффициент
вариации 134
геометрического подобия 270, 272
использования смесителя 144
полезного действия смесителя 152
«поперечной вязкости» 44
температуропроводности 101
теплопередачи 102, 104, 330, 540
теплопроводности 329, 540
формы вынужденного потока 190, 191 сл.
— противотока 191 сл.
Краевые эффекты 206, 207, 226, 290, 301
Кривые 28, 34, 38, 40
затвердевания 404
охлаждения 104, 105, 404
течения 32, 38, 281, 287, 294, 295, 611 и сл.
Критерий
времени сдвига 440
Грасгофа 112, 329
интенсивности разделения 133, 138
Критерй
Нуссельта 112
Прандтля 112, 329
продолжительности сдвига 438 сл.
Рейнольдса 60, 112
степени неоднородности 133, 138, 460
Крутящий момент при каландровании 450

Листовые материалы 501, 544, 555, 558 сл.
из виниловых полимеров 561
из полиакрилатов 560
из полиамидов 563
из полиолефинов 561
из полистирола 559
из полиэфиров 563
из целлюлозы 562
охлаждение 432, 452, 555
раздувание 530, 573, 575
разрисовка 566
формование 501 сл.
Литник центральный 391
Литниковые каналы 392
Литье под давлением 349 сл.
режимы 355, 356, 402 сл.
полых изделий 570
теория процесса 349, 402 сл.
уравнение процесса 411 сл.
формы 387
Литьевой цикл
влияние свойств материала 410, 411
— характеристик машины и прессформы 410, 411
диаграмма «Т—Р» 403 сл.
минимальный 418, 421
продолжительность 423 сл.
стадии 403
Литьевые машины 349 сл.
аппаратура управления 353
нагревательный цилиндр см. Нагревательный цилиндр литьевых машин
основные части 352 сл.
предпластикатор 358
прессформы 352
производительность 364
форсунки см. Форсунки литьевых машин
Люстрексы 698—709
Люциты 295, 619
кривые течения 614, 616, 618
эффективная вязкость 614—619

Максвелла тело 24, 25, 36, 47
Марлекс 40, свойства 676 сл.
Модели механические 20
Модель ньютоновской жидкости 23
Модуль
сдвига 20
упругости 19
Юнга 19

Нагревание
за счет внутреннего сопротивления 120, 126
индукционное 120, 125
листов при вакуумформовании 539
— при формовании полых изделий 570
материала при шприцевании 172, 175, 176
— при литье под давлением 352, 361
смеси при каландровании 431
формы при литье полых изделий 573
с применением электросопротивлений 120, 121
токами высокой частоты 120, 121 и сл.
Нагреватели 352, 381, 526, 584
импульсные 584, 585
ленточные 381, 526
сопротивления 584, 585
стержневые 527
Нагревательная камера
конструкция 373
с разделением расплава 379
Нагревательный цилиндр 352, 360 и сл.
давление 369, 374, 381
конструкции 352, 378 сл.
предпластикатор 358
производительность 364
распределение скоростей 374
температура 361, 381
термический к. п. д. 363 сл.
Найлон
диэлектрическая постоянная 595
коэффициент мощности 123
кривые течения 642, 644
плотность 643
припуск на усадку 389
фактор мощности 595
электрическая прочность 123, 595
эффективная вязкость 643, 645
Напряжения
касательные (тангенциальные) 23, 45
нормальные 43 сл.
сдвига, зависимость от скорости сдвига 24
Нуссельта критерий 112
Неньютоновские жидкости 29
Ньютоновские жидкости 20, 336
обобщенные 32
Ньютоновский вязкий элемент 23

Обрезные штампы 563
Опалон 1028, свойства 718 сл.
Ориентация при течении 396, 409, 553
Отборочное оборудование 321, 325, 326 сл.
Отражательная способность 115
Охлаждающее оборудование 321, 322 сл.
расчет систем 327, 333
Охлаждение при каландровании 432, 452

Пенополистирол
свойства 560
формование 560
Перекрещивание (перекашивание) валков 444, 446
Пласкон-найлоны 8201, свойства 642—645
Пластизоли 33, 572
Пластицирующая шприц-машина
адиабатический режим 247
зона дозирующая 264
— переходная 263
— питания 257
изотермический режим 229 сл.
канал с переменными размерами 239
— с постоянными размерами 229 сл.
моделирование 269
мощность 228, 239, 250, 267, 277
основные уравнения течения 226 сл.
проектирование 255 сл.
производительность 227, 230, 234, 237, 240 сл.
теория 256 сл.
Пластометры 81
Плексигласы 620—625

Пневмоформование (формование сжатым воздухом) 503, 505 сл.
комбинирование с вакуумформованием 517
Поглощательная способность материала 115
Поднутрения 535
Пойнтинга и *Томсона* тело 27
Полиакрилаты
свойства 556
удельная ударная вязкость, зависимость от растяжения 550
формование из листов 501, 505, 511, 553, 556, 560
Полиамиды
свойства 557, 642 сл.
формование из листов 557, 562, 563
Поливинилбутираль 53
Поливинилиденхлорид 586
Поливинилхлорид
диэлектрическая постоянная 595
коэффициент линейного расширения 557
кривые течения 714, 716, 718, 720, 722, 724, 726
непластифицированный 552, 557, 560, 561, 586, 595, 714 и сл.
пластифицированный 552, 557, 561, 586, 595, 718 сл.
стабильность размеров 552
температура размягчения 557
теплоемкость 586
теплопроводность 557, 586
теплостойкость 557, 586
фактор мощности 595
формование из листов 557, 560, 561
электрическая прочность 595
эффективная вязкость 714, 717, 719, 721, 723, 725, 727
Поливинилхлоридацетаты 728—737
Поликарбонаты 557
Полиметилметакрилат
диэлектрическая постоянная 595
кривые течения 614, 616, 618, 620, 626
припуск на усадку 389
сопротивление растрескиванию 553
температуропроводность 619
теплоемкость 586, 619
теплопроводность 586, 619
фактор мощности 595
электрическая прочность 595
Полиметилметакрилат
эффективная вязкость 614, 615, 617, 618, 621, 626, 627
Полиоксиметилен 557
Полиолефины 557
режимы формования 557
формование из листов 558, 561
Полипропилен 557
режимы формования 557
формование из листов 562
Полистирол
диэлектрическая постоянная 595
— проницаемость 123
коэффициент линейного расширения 556
кривые течения 688, 690, 692, 694, 696, 698, 700, 702, 704, 706, 708, 712
плотность 691
припуск на усадку 389
стабильность размеров 554
стойкость к истиранию 559
температура размягчения 556
теплоемкость 586, 689
теплопроводность 556, 586, 689, 701
теплостойкость 556
удельная ударная вязкость 549, 550
фактор мощности 123, 595
формование из листов 518, 553, 556, 558, 559
электрическая прочность 123, 595
энтальпия 689
эффективная вязкость 688, 689, 691, 693, 695, 697, 699, 701, 703, 705, 707, 709, 713
Полистирол TMD-2155, TGDA, свойства 712, 713
Полиэтилен
диэлектрическая постоянная 595
— проницаемость 123
индекс течения 53
коэффициент линейного расширения 557
— объемного расширения 94
кривые течения 650, 652, 654, 657, 658, 660, 662, 664, 666, 668, 670, 672, 674, 676, 678, 680, 682, 685, 686, 688
плотность 655, 663, 673
припуск на усадку 389
сжимаемость 47, 93, 94
температура размягчения 557
теплоемкость 586, 655, 663, 673

Полиэтилен
теплопроводность 557, 586
теплостойкость 557, 586
фактор мощности 123, 595
физико-механические свойства 551, 555
формование из листов 557, 561
— полых изделий 569, 570
электрическая прочность 123, 595
энтальпия 94, 100, 655, 663, 673
эффективная вязкость 561, 653, 657, 659, 661, 663, 665, 667, 669, 671—673, 675, 677, 679, 681, 683, 685, 687, 688
Полиэтилен, марки
Dow M.1.2, свойства 654, 655
Dow M.1.7, свойства 658, 659
Dow M.1.20, свойства 656, 657
DYNH, свойства 684, 685
DYNK, свойства 686, 687
1200H, свойства 652, 653
204E, свойства 650, 651
Полиэтилентерефталат 557
Полиэфирные смолы
свойства 557, 562
формование из листов 518, 557, 562
Полые изделия 569, 579
литье под давлением 570
методы выдувания 573
рабочие параметры 579
раздувание листа 570
рукава 573
сборка 570
формование 579 сл.
центробежное литье 572
Поправки входа 439
Постоянная Стефана-Больцмана 102
Прандтля критерий 112, 329
Предпластикатор 358
Прессформы см. Формы
Приемное оборудование 321, 326 сл.
Прижимная рама 529
Прогиб валков каландра 445
Пропионат целлюлозы
диэлектрическая постоянная 595
кривые течения 638, 640
теплоемкость 586
теплопроводность 586
теплостойкость 586
фактор мощности 595
электрическая прочность 595
эффективная вязкость 639, 641
Пропускательная способность 115
Противоток 191, 192
Псевдопластичные жидкости 29, 30
Пуазейля уравнение 293, 337

Раздувание листа 570, 573
основные стадии 575
Распорное усилие 432
методы измерения 432, 434
Рассекатель (торпеда) 376, 378
Реальные материалы 31, 32, 34 сл.
Регулирование
времени заполнения формы 395
давления впрыска 394
— каландрования 432 сл.
— сварки 585, 588
— шприцевания 275
зазора между валками 433, 434, 444
литьевого цикла 353, 354, 405
профиля листа 444
рабочего цикла сварки 585, 587 сл.
температуры вакуумформования 536, 538
— каландрования 431, 449
— нагревательного цилиндра 354, 381
— процесса формования полых изделий 579
— прессформы 354, 390
— сварки 585
Регуляторы температуры 273, 274
Режимы формования 556, 557
Рейнольдса критерий 112
Реологические свойства термопластов 19 сл.
Реопексия и тиксотропия 33, 56, 82

Саран, свойства 123
Сварка, 582 сл.
виды 583
высокочастотная 583, 584, 594
газовая 583, 597
давление 585, 588
индукционная 584, 599
мощность потребляемая 596
параметры процесса 585, 603, 604
под прессом 583, 584
при помощи целей сопротивления 601
— — шприц-машины 584, 601, 602
«рабочая карта» 587, 588
рабочий цикл 585, 587, 597

Сварка
температура 585, 588, 598
термоконтактная 583, 599
техника безопасности 601
фрикционная 584
Сварочные
аппараты 590, 591
горелки 598
Сен-Венана тело 23, 24
Серое тело 115
Сжимаемость 47, 93, 94
«Скольжение» 483
Смеси
количественное описание 132
простые и случайные 133
Смесители закрытые 428, 461, 464, 477, 479, 481, 491 и сл.
Бенбери 428, 463, 477, 482
«ко-кнедер» 489, 490
непрерывного действия 161, 165
червячные 461, 486, 488, 490
Смешение 131, 456 сл.
в замкнутой емкости 146
в простом смесителе 162
время 144, 146
идеальный процесс 140
интенсивность разделения 138
моделирование 484
непрерывный процесс 148
оборудование 461 сл.
мощность потребляемая 150
периодический процесс 146
степень, методы определения 460
расчет процесса 152
с применением маточных смесей 154
теория 132, 457 сл.
Сополимер
винилхлорида и винилацетата, свойства 728—737
— — — формование из листов 561
стирола и акрилонитрила (RMD 4511), 556, 710, 711
— — — с бутадиеном 556, 559
Сопротивление растрескиванию 553
«Степенной закон» 41, 42 и сл.
Стержневое течение 260
Стефана-Больцмана постоянная 102
Стироны 688—695
Сушка гранул 361

Тайрил 767, свойства 696, 697
Твердое тело, идеальное упругое 19
Текучесть 334
Тело
абсолютно черное 115
Бингама 27
Максвелла 24, 25, 36, 47
Пойнтинга и Томсона 27
Сен-Венана 23, 24
смешанные модели 27
Фойгта (Кельвина) 25, 26, 36
Температура
влияние на время достижения равновесия 49
— на индекс течения 52
— на ньютоновскую вязкость 53
— на реологические свойства 51 сл.
в литьевых машинах 361
в шприц-машинах 235
каландруемой смеси 449
литьевого цикла 355, 424
нагревательного цилиндра 361, 381
при адиабатическом шприцевании 247
при вакуумформовании 247, 536, 538, 543, 556, 558
при изотермическом шприцевании 235
при смешении и диспергировании 473, 475
при формовании полых изделий 579
сварки 585, 588, 598
Тенайт-ацетаты 630—633
Тенайт-бутираты 634, 636, 637
Тенайт-полиэтилены 668—671
Тенайт-пропионаты 638—641
Тепловые характеристики полимеров 610
Теплоемкость 91
ацетата целлюлозы 631, 633
поливинилхлорида 586
полиметилметакрилата 586, 619
полистирола 586, 689
полиэтилена 586, 655, 663, 673
пропионата целлюлозы 586
Теплообмен 101
Теплопередача 89 сл.
Теплопроводность 101, 103 сл.
ацетата целлюлозы 557, 586
ацетобутирата целлюлозы 557
поливинилхлорида 557, 586
полиметилметакрилата 586, 619
полистирола 556, 586, 689, 701
полиэтилена 557, 586

Теплопроводность
пропионата целлюлозы 586
этилцеллюлозы 557
Теплостойкость
ацетата целлюлозы 557, 586
ацетобутирата целлюлозы 557
поливинилхлорида 557, 586
полистирола 556
полиэтилена 557, 586
пропионата целлюлозы 586
этилцеллюлозы 557
Теплофизические расчеты 90
Термодинамические функции 89, 90 сл.
Термоконтактная сварка 583, 599
Течение
в кольцевых каналах 72
в трубах простой геометрической формы 56
двумерное 203
изотермическое в круглых трубах 56, 60, 61, 68, 69.
— в трубах прямоугольного сечения 71
— между двумя плоскостями 70
неизотермическое в круглых трубах 76
неустановившееся 47
ньютоновской жидкости через кольцевой канал 336
одномерное 192 сл.
полный энергетический баланс 96
стержневого типа 260
термопластов 19
установившееся 27, 28, 34
Тефлон, свойства 123
Техника безопасности 59, 601
Технологические свойства полимеров 609
Тиксотропия и реопексия 33, 56, 82
Транспортирование материала при шприцевании 253, 254

Удельный критерий сдвига 479, 497
Уравнение
Ардичвили 433, 436
Бэгли 297, 298
Ван-дер-Ваальса, для полимера 49
Гаскела 433, 435, 453
Джи—Лайона 293, 310
полного энергетического баланса 97
Уравнение
Пуазейля 293, 337
состояния 49, 402
«степенное» 42
теплопроводности 101
Эйринга—Пауэлла 40, 41, 61
Усадка 390 сл.
Утечки 215 сл.

Фактор мощности 593, 595
Факторы потерь 593
Фойгта тело 25
Формование 501 сл.
вакуумное см. Вакуумформование
вакуум- и пневмо-, комбинированное 517
из листов см. Листовые материалы
методы 502, 504
полых изделий см. Полые изделия
режимы 421, 556, 557
сжатым воздухом см. Пневмоформование
Формуемость 407 и сл.
методы определения 416 сл.
режимы 417
теория 407, 409 сл.
Формы 387, 532
деформация 401
для вакуумформования 532 сл.
для литья под давлением 352, 387, 419
для полых изделий 571, 572
конструкции 393, 395, 397 сл., 532 сл.
материал 399, 537
основные части 387
сроки службы 537
Форсунки литьевых машин 352, 384
свободного истечения 384
смесительные 386
с обратным клапаном 406
— — конусом 384
с шариковым клапаном 385
удлиненные 386
Фрикционная сварка 584
Фурье закон 101

Хи-Факсы 672—674
Хи-Факс 1700, свойства 674, 675

Целлюлоза
свойства 557, 628 сл.
формование из листов 501, 557, 562
Центральный литник 391
Центробежное литье 572
Цикл формования 354, 356

Червяки 174
деление на зоны 174, 257 сл.
конструкция 175
распределение скоростей в канале 187 сл.
регуляторы скорости вращения 277
поправки, учитывающие кривизну канала 211 сл.
с частично заполненными каналами 208 сл.
Число Рейнольдса 60, 112

Шприцевание 171 сл.
адиабатическое 247
изотермическое 229
режимы 231, 235, 242, 247, 249, 275
контроль и управление 277, 278
плунжерное 171
теория 171, 184, 256 сл.
Шприц-машины 171 сл.
головки см. Головки шприц-машины
зоны 174
комбинирование с вакуумформованием 525
конструкция 172, 270 сл.
многочервячные 176
мощность 179, 220, 221, 266, 267 сл.
одночервячные 172, 185 сл.
основные элементы 173
периодического действия 183
пластицирующие см. Пластицирующие шприц-машины
проектирование 171 сл., 256 сл.
профиль скоростей 198 сл.
рабочие характеристики 178
регуляторы температуры 272, 274
с вентилируемым корпусом 181
смесительные 183
специального назначения 181 сл.
течение вдоль канала 187 сл.
— поперек канала 197 сл.
Шприц-машины
— с переменной вязкостью 205 сл.
червяк и головка, характеристики 178, 211, 277
Штампование 502, 504
Штампы обрезные 565

Эйринга—Пауэлла уравнение 40
Экструзия см. Шприцевание
Электрическая прочность
ацетата целлюлозы 595
найлона 123, 595
полиметилметакрилата 595
полистирола 123, 595
полиэтилена 123, 595
пропионата целлюлозы 595
Электрические свойства термопластов 123, 593, 595
Энергия активации вязкого течения 54, 55
Этилцеллюлоза
коэффициент линейного расширения 557
кривые течение 628
температура размягчения 557
теплопроводность 557
теплостойкость 557
формование, режимы 557
эффективная вязкость 629
Этоцел 856, свойства 628, 629
Эффект(ы)
Вайссенберга 43
входовые 34, 64, 66, 297, 298
зависящие от времени 28, 33
концевые 23, 27, 34, 301, 362
краевые 206, 209, 226, 290, 301
ориентации 34 сл.
пристенного скольжения 56, 57
тиксотропии 34
угловые 305
Эффективная вязкость
ацетата целлюлозы 631, 633
ацетобутирата целлюлозы 635, 637
влияние давления 49
зависимость от эффективного градиента скорости 281, 611 и сл.
имплекса А 627
люцитов 614, 615, 617 сл.
методы определения 294, 295 сл.
найлона 643, 645
поливинилхлорида 714, 717, 719, 721, 723, 725

ОПЕЧАТКИ

Стр.	Строка	Напечатано	Должно быть
55	Формула (31)	$Kv^{1/3} = C_1 e^{C_2/vt}$	$Kv^{1/3} = C_1 e^{C_2/v}\, t$
108	Формула (64)	$\overline{Y} = \frac{\overline{T} - T_j}{T_i - T_f}$	$\overline{Y} = \frac{\overline{T} - T_f}{T_i - T_f}$
127	Формула (104)	$\underline{(\tau dx\, dz)\, dy}$	$\underline{(\tau dx dz)\, du}$
134	Формула (1)	$E[(c) = 1, \Theta^2] + 0(1 - \Theta) = \Theta$	$E(c) = 1{,}0\Theta + 0(1 - \Theta) = \Theta$
134	Формула (2)	$\sigma^2 = E[(c - \Theta^2]$	$\sigma^2 = E[(c - \Theta)^2]$
194	Формула (24)	$\left(1 - \frac{ne}{i}\right)$	$\left(1 - \frac{ne}{t}\right)$
213	17 снизу	где R	где D
222	Формула (72)	$\mu\left[\left(\frac{\partial v_x}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial z_z}{\partial y}\right)^2\right]$	$\mu\left[\left(\frac{\partial v_x}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial v_z}{\partial y}\right)^2\right]$
234	9 сверху	понимается	понижается
255	Формула (141)	$\pi^2 D^2 h \cos\varphi_b \sin\varphi_b$	$\pi^2 D^2 h \cos\varphi_b \sin\varphi_b \left(1 - \frac{ne}{t}\right)$
413	11 снизу	η	η_0
413	Формула (23)	$\eta_0 = \eta^* [-k(T - T^*)]$	$\eta_0 = \eta_0^* [-k(T - T^*)]$
445	Формула (16)	$\overline{(8l^3 \mid 4w^2 l + w^3 w}$	$\overline{(8l^3 - 4w^2 l + w^3)\, w}$
447	Формула (17)	$\sqrt{\frac{C_1^2 (l - 2Z)^2}{l^2} + D^2} - D$	$\sqrt{\frac{C_1^2 (l - 2Z)^2}{l^2} + D^2} - D$

Заказ № 3018.

Эффективная вязкость
полиметилметакрилата 614, 615, 617, 618, 621, 626, 627
полистирола 688, 689, 691, 69, 695, 697, 699, 701, 703, 705, 709, 712
полиэтилена 651, 653, 657, 659, 661, 663, 665, 667, 669, 671, 673, 675, 677, 679, 681, 683, 685, 687, 688
Эффективная вязкость
пропионата целлюлозы 639, 641
функция скорости сдвига 31
этилцеллюлозы 629
Эффективный (средний) коэффициент теплопередачи 329

Юнга модуль 19

Э. БЕРНХАРДТ

Переработка термопластичных материалов

М., Издательство «Химия», 1965 г.

747 с. УДК 678.073 : 678.027/029-20-82

Редакторы *А. А. Рогайлина* и *Р. В. Торнер*
Техн. редактор *М. Басина*
Художник *Е. В. Бекетов*

Подписано к печати 20/VII 1962 г.
Формат 60×90¹/₁₆. Бум. л.—23,75 Печ. л.—46,75
Уч.-изд. л. 43,10 Тираж 6000 экз.
Цена 2 руб. 78 к. Заказ № 3018

Московская типография № 21 «Главполиграфпрома»
Государственного комитета Совета Министров СССР
по печати. Москва, 88. Угрешская, 12