

**М.В. СОКОЛОВ, А.С. КЛИНКОВ,
П.С. БЕЛЯЕВ, В.Г. ОДНОЛЬКО**

**ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЭКСТРУЗИОННЫХ МАШИН
С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИХ
ИЗДЕЛИЙ**

МОСКВА
"ИЗДАТЕЛЬСТВО МАШИНОСТРОЕНИЕ-1"
2007

УДК 621.929.3
ББК Л710.514
П791

Р е ц е н з е н т ы:

Заведующий кафедрой "Основы конструирования оборудования"
Московского государственного университета инженерной экологии доктор технических наук, профессор
В.С. Ким

Заместитель директора ОАО "НИИРТМаш"
кандидат технических наук
В.Н. Шашков

П791 Проектирование экструзионных машин с учетом качества резинотехнических изделий : монография / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев, В.Г. Однолько. – М. : "Издательство Машиностроение-1", 2007. – 292 с. – 400 экз. – ISBN 978-5-94275-325-2.

Рассмотрены основные технологические и конструктивные аспекты проектирования одношнековых машин для переработки полимерных материалов с учетом качества получаемых изделий. Особое внимание уделено вопросам моделирования процессов экструзии в рабочих зонах шнековых машин. Приведены инженерные методики оптимального проектирования для решения задач минимизации технологической мощности, массы основных деталей шнековых машин при обеспечении заданного качества изделий.

Предназначена для инженерно-технических работников, занимающихся проектированием и эксплуатацией экструзионного оборудования по переработке полимерных материалов, может быть полезна аспирантам, магистрантам и студентам старших курсов, специализирующимся в области переработки пластмасс и эластомеров.

УДК 621.929.3
ББК Л710.514

ISBN 978-5-94275-325-2

© Соколов М.В., Клинков А.С.,
Беляев П.С., Однолько В.Г., 2007
© "Издательство Машиностроение-1",
2007

Научное издание

СОКОЛОВ Михаил Владимирович,
КЛИНКОВ Алексей Степанович,
БЕЛЯЕВ Павел Серафимович,
ОДНОЛЬКО Валерий Григорьевич

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЭКСТРУЗИОННЫХ МАШИН С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ

Монография

Редактор Т.М. Г л и н к и н а
Инженер по компьютерному макетированию М.А. Ф и л а т о в а

Подписано к печати 9.02.2007
Формат 60 × 84/16. 16,97 усл. печ. л. Тираж 400 экз. Заказ № 124

"Издательство Машиностроение-1",
107076, Москва, Стромьинский пер., 4

Подготовлено к печати и отпечатано в издательско-полиграфическом центре
Тамбовского государственного технического университета
392000, Тамбов, Советская, 106, к. 14

ПРОИЗВОДСТВО РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ (РТИ) В ПРОМЫШЛЕННОСТИ ЯВЛЯЕТСЯ ОДНИМ ИЗ СТАРЕЙШИХ И ВАЖНЕЙШИХ В НАРОДНОМ ХОЗЯЙСТВЕ.

Резина обладает следующими свойствами: высокая эластичность; способность к большим обратимым деформациям как в условиях статического, так и динамического нагружения; прочность; стойкость во многих агрессивных средах; малая водо- и газопроницаемость; тепло- и электроизоляционные и многие другие ценные качества.

Такие свойства резины дали возможность ее применения во всех областях промышленности.

Важное место в переработке полимерных материалов занимают длинномерные РТИ, массовое производство которых характеризуется повышенными требованиями к качеству.

Технология получения длинномерных изделий на заводах РТИ заключается в использовании метода экструзии и вулканизации изделий в вулканизационных котлах. При таком методе существует проблема нерационального использования экструзионного оборудования с точки зрения значительных энергозатрат на пластикацию перерабатываемого материала, ухудшения физико-механических показателей экструдата и иногда брака изделий за счет термодеструкции и изменения размеров их поперечного сечения при изменении режимных параметров процесса.

Перевооружение производства предусматривает привлечение существенных инвестиций. Более целесообразным, по нашему мнению, в сложившихся экономических условиях будет модернизация существующего оборудования путем замены его основных рабочих узлов и деталей на новые, спроектированные на основе современных методов расчета, учитывающих качество конечного продукта.

В условиях рыночной экономики и конкурентной борьбы требуется более совершенная технология производства и оборудование для успешной работы того или иного предприятия. Основным путем совершенствования является оптимизация технологических (режимных) и конструктивных параметров процесса и оборудования при минимизации технологической мощности и получения качественного экструдата.

Существующие математические модели процесса и оборудования для экструзии не содержат уравнений, описывающих качество экструдата, в частности при переработке резиновых смесей – подвулканизацию. Методики инженерного расчета процесса и оборудования для экструзии резиновых смесей не содержат разделы, учитывающие качество получаемых изделий.

Кроме того, проведено не достаточно теоретических и экспериментальных исследований по оценке качества получаемого экструдата, в частности для резиновых смесей – его подвулканизация, которая зависит как от технологических, так и от конструктивных параметров процесса экструзии и оборудования.

Разработка усовершенствованной математической модели процесса экструзии и оборудования для переработки резиновых смесей, позволяющей минимизировать полезную мощность с учетом получения качественного экструдата при ограничении на прочность материала (жесткость, устойчивость конструкции) шнека, а также программного обеспечения для оптимального проектирования оборудования, позволят устранить перечисленные недостатки.

В связи с этим исследования процесса и оборудования экструзии резиновых смесей, математическая модель, а также методика инженерного расчета оптимальных технологических параметров процесса и конструктивных параметров оборудования имеют актуальное научное и практическое значение.

Настоящая работа посвящена теоретическому и экспериментальному исследованию процесса экструзии резиновых смесей на шнековых машинах; разработке алгоритма и программного обеспечения для расчета процесса экструзии резиновых смесей; результатам экспериментальных исследований процесса экструзии резиновых смесей с широким диапазоном варьирования технологических (ΔT , ΔP , ω) и конструктивных параметров; выбору технологических и конструктивных параметров управления; определению оптимальных технологических параметров процесса и конструктивных параметров оборудования при условии минимизации энергозатрат и получении качественного экструдата с ограничением на прочность материала (жесткость, устойчивость конструкции) шнека; разработке методики инженерного расчета и программного обеспечения на ЭВМ для автоматизированного проектирования шнекового оборудования.

1. Описание процесса течения аномально вязких жидкостей в винтовых каналах шнека

1.1. АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ТЕЧЕНИЯ АНОМАЛЬНО ВЯЗКИХ ЖИДКОСТЕЙ В ВИНТОВЫХ КАНАЛАХ ШНЕКА

КОНСТРУКЦИЯ ЛЮБОЙ ШНЕКОВОЙ МАШИНЫ СОСТОИТ ИЗ СЛЕДУЮЩИХ ОСНОВНЫХ УЗЛОВ: ЗАГРУЗОЧНОЕ УСТРОЙСТВО, РАБОЧИЕ ОРГАНЫ (ШНЕК И ЦИЛИНДР), ПРИВОД ВРАЩЕНИЯ ШНЕКА, УЗЕЛ УПОРНОГО ПОДШИПНИКА, УЗЕЛ ПОДАЧИ ТЕРМОСТАТИРУЮЩЕЙ ЖИДКОСТИ В ШНЕК И ЦИЛИНДР КИПА И АВТОМАТИКИ.

Принципиальное устройство и работа этих узлов показаны на схеме шнековой машины (рис. 1.1).

Возможны два варианта питания шприц-машины: непрерывная подача ленты холодной или подогретой резиновой смеси непосредственно в загрузочное окно *10* материального цилиндра *8*; периодическая загрузка рулона смеси в загрузочный люк, из которого она передавливается в загрузочное окно *10* плунжером пневмоцилиндра. Далее резиновая смесь попадает в винтовой канал вращающегося шнека *6*. При транспортировке шнеком в зоне загрузки материал частично уплотняется, а заключенный между слоями воздух частично уходит обратно через окно *10*.

Попадая в зону пластикации *5*, материал прогревается и пластицируется. Прогрев его осуществляется за счет тепла, выделяющегося при собственном интенсивном деформировании от вращения шнека *6*. На этой стадии воздушное пространство между пластицирующимися слоями резиновой смеси исчезает полностью. Объем, занимаемый материалом, при этом уменьшается, поэтому во избежание такого нежелательного явления, как образование пустот в потоке материала, движущегося по винтовому каналу, нарезку шнека в зоне загрузки делают с несколькими заходами и с монотонно уменьшающейся по ходу продвижения материала глубиной.

Подготовленная таким образом пластицированная резиновая смесь продавливается шнеком через формирующий инструмент (экструзионная головка), укрепляемый на фланце *1* материального цилиндра.

Одним из важных факторов обеспечения стабильной производительности экструдера, а значит и стабильного экструдированного изделия, является надежная подача материала в канал шнека и равномерность захвата. Поэтому шнековые машины оснащают специальными загрузочными устройствами, предназначенными для принудительного питания. Так, например, при питании экструдера резиновой смесью в виде ленты загрузочное устройство представляет собой тянущий валик, приводимый в движение посредством зубчатого зацепления шестерен, расположенных на валу шнека и валика.

Все конструкции шнековых машин включают систему термостатирования шнека и цилиндра. Обогрев цилиндра и шнека используется в период пуска. По выходу на режим установившейся работы следует отводить тепло системами термостатирования, так как выделяющееся в результате диссипации тепло при транспортировании материала в канале шнека превышает количество, необходимое для нагрева материала до заданной температуры.

Цилиндр охлаждается водой или высококипящими жидкостями, которые подаются из устройства *18* в пространство *2* между внешней стенкой материального цилиндра *8* и внутренней стенкой рубашки обогрева-охлаждения. Шнек охлаждается через центральное отверстие в нем.

При продавливании пластика через формирующий инструмент вследствие большого гидравлического сопротивления головки и высокой вязкости материала на входе в головку развивается давление до 50 МПа.

В результате этого возникает значительное осевое усилие, действующее на шнек. От шнека это усилие передается на выходной вал *12* редуктора *13*, далее на упорную шайбу *15*, упорный подшипник *16* и его корпус *17*. Корпус подшипника болтовыми соединениями *14* неподвижно укреплен на корпусе редуктора *13*, где и замыкается усилие.

Такое же усилие действует на головку. Так как головка закреплена на фланце *1*, то это усилие передается на него и затем через резьбу на цилиндр *8*, далее через болтовое соединение *11* на корпус редуктора. Таким образом, существует замкнутая силовая цепь деталей шнековой машины. Все указанные выше детали при проектировании шнековой машины должны быть рассчитаны на это усилие.

Основными технологическими параметрами, которые определяют процесс пластикации резиновой смеси, являются производительность шнековой машины, температура перерабатываемого материала на входе в материальный цилиндр и выходе из него, полезная мощность.

Большое количество работ, посвященных теоретическому исследованию течения жидкости в каналах нарезки шнека, в основном касаются переработки термопластов, реактопластов и резиновых смесей.

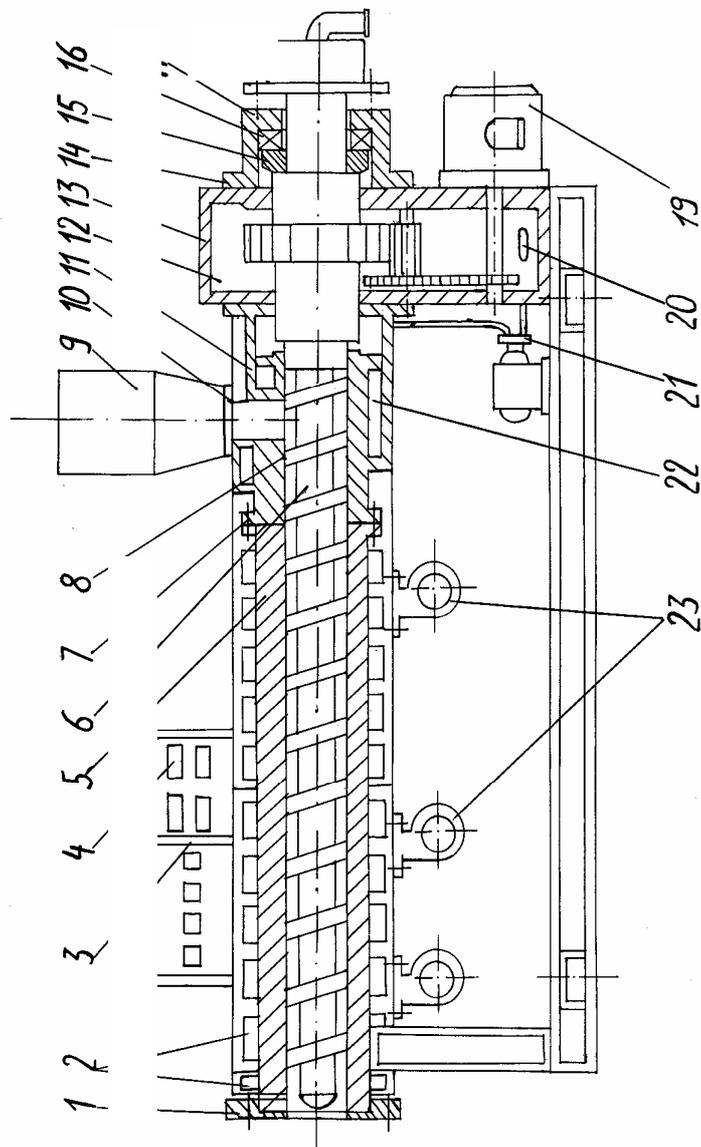


РИС. 1.1. ПРИНЦИПИАЛЬНАЯ СХЕМА ОДНОШНЕКОВОГО ЭКСТРУДЕРА ДЛЯ ПЕРЕРАБОТКИ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Процесс течения жидкостей в каналах нарезки шнека описывается системой дифференциальных уравнений второго порядка: неразрывности, движения, энергии и реологического уравнения, которые имеют следующий вид в векторной форме:

$$\frac{D\rho}{Dt} = -\rho(\nabla\bar{V}); \quad (1.1)$$

$$\rho \frac{D\bar{V}}{Dt} = -\nabla p + \nabla\tau + \rho\bar{g}; \quad (1.2)$$

$$\rho c_V \frac{DT}{Dt} = -(\nabla\bar{q}) - AT \left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_p (\nabla\bar{V}) + (\tau/\nabla\bar{V})A; \quad (1.3)$$

$$\tau = \eta\Delta, \quad (1.4)$$

где t – время, с; $\frac{D}{Dt}$ – полный дифференциал; ρ – плотность жидкости, кг/м^3 ; ∇ – дифференциальный оператор; \bar{V} – вектор скорости жидкости; p – гидростатическое давление, Па; \bar{g} – главный вектор массовых сил, действующих на жидкость в данной точке; c_V – удельная теплоемкость жидкости при постоянном объеме, Дж/(кг·град); T – температура, К; \bar{q} – вектор теплового потока, связанный с градиентом температуры в изотропной среде законом теплопроводности Фурье $\bar{q} = k\nabla T$, где k – коэффициент теплопроводности жидкости, Вт/(м·град); A – термический эквивалент работы; η – вязкость жидкости, Па·с; τ – тензор напряжения; Δ – тензор скорости деформации.

Данная система уравнений (1.1 – 1.4) описывает неизотермическое течение неньютоновской жидкости в канале нарезки шнека для всех случаев. Но общее решение этой системы очень сложно и до настоящего времени еще не найдено. Поэтому для успешного ее решения делаются необходимые допущения и упрощения.

В работе [1] приведено решение задачи течения жидкости в каналах нарезки шнека. Авторами исследовалось течение на моделях в форме двух пластин (вязкая жидкость находится между двумя пластинами: неподвижной и движущейся в своей плоскости) и на модели "желоб с крышкой" (жидкость находится между U-образным желобом и

скользящей поверху крышкой). В работе применялись общие основы теории гидродинамики [2]. Авторы предполагали, что течение жидкости подчиняется закону течения Ньютона:

$$\tau = \mu \frac{\partial \bar{V}}{\partial n},$$

где n – координата, перпендикулярная к плоскости потока; течение ламинарное, силы инерции по сравнению с силами вязкого трения пренебрежимо малы ($Re \leq 1$), среда несжимаема ($\text{div} \bar{V} = 0$), течение изотермическое, одномерное. Учитывалось прилипание жидкости как к подвижной, так и неподвижной стенкам. Предполагалось, что поток жидкости не встречает сопротивления в сечении, через которое он течет, т.е. отсутствует противодавление, а значит, $\text{grad}P = 0$, $\Delta \bar{V} = 0$. Результатом решения уравнений (1.1 – 1.4) при таких упрощениях и допущениях являлись выражения для определения скорости локальных потоков в сечении и производительности (количества экструдата в единицу времени в конце выходного канала).

Далее в специальной форме дано решение неоднородного дифференциального уравнения, полученного подстановкой уравнения (1.4) в (1.1) для изотермических условий процесса течения по каналам нарезки шнека и исходя из условия несжимаемости ньютоновской жидкости. При этом в качестве частного интеграла применены величины давления потока в трубе прямоугольного сечения [4], общий интеграл неоднородного дифференциального уравнения (при $\text{grad}P = 0$) и частного интеграла неоднородного дифференциального уравнения.

В работах [5, 6] приведены результаты экспериментальных исследований, а также диаграммы распределения скоростей по сечению нарезки канала шнека.

В работе [7] рассмотрены вопросы распределения скоростей, производительности и полезной мощности, а также сравнение теоретических результатов с экспериментальными.

В целом ряде работ [8 – 26] рассматривались процессы изотермического течения несжимаемой ньютоновской изотропной жидкости. В большинстве этих работ считали шнек неподвижным, а корпус вращающимся. На рис. 1.2 показано расположение неподвижной системы координат и модели, отображающей работу одношнековой машины, при этом кривизной канала пренебрегали.

При движении корпуса со скоростью

$$V = \omega D/2,$$

где ω – угловая скорость шнека, s^{-1} ; D – наружный диаметр шнека, м, движущая стенка увлекает за собой жидкость, а неподвижная оказывает тормозящее действие. У внутренней поверхности корпуса скорость увлекаемой им жидкости максимальна, а у поверхности равна нулю.

Так как ось канала расположена под углом φ к направлению скорости V , то V раскладывается на две составляющие V_x и V_l , первая из них $V_x = V \cos \varphi$ направлена вдоль оси канала x , а вторая $V_l = V \sin \varphi$ направлена перпендикулярно его оси по оси l . Скорость V_x – скорость прямотока, объемный расход которой определяет объемную производительность одношнековой машины.

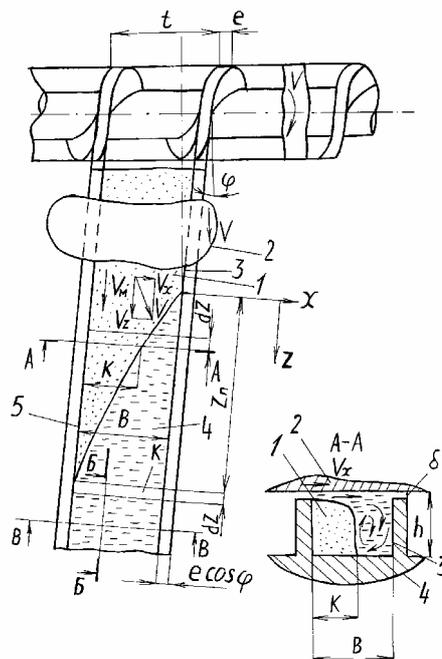


РИС. 1.2. ФИЗИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ, ОТОБРАЖАЮЩАЯ РАБОТУ ШНЕКОВОЙ МАШИНЫ

Скорость V_l – скорость циркуляционного потока. Это течение представляет собой круговое движение жидкости в направлении, перпендикулярном оси винтового канала шнека. При движении поперек канала поток встречает стенку

гребня и поворачивает в обратную сторону, не оказывая влияния на производительность, но способствуя перемешиванию, гомогенизации жидкости и улучшению условий теплообмена.

Для существенного упрощения математического описания процесса анализ влияния компонентов скорости V рассматривается независимо друг от друга.

Противодавление создает в канале шнека обратный поток, или поток под давлением. Он направлен противоположно поступательному или прямому потоку.

Кроме того, перепад давления вдоль винтового канала и наличие зазора δ вызывают поток утечки, направленный в сторону загрузочной воронки.

Объемный расход получают интегрированием компоненты V_x вектора скорости жидкости по поперечному сечению канала:

$$Q = \int_0^h \int_0^B V_x \, d\ell \, dy \quad (1.5)$$

где h, B – глубина и ширина винтового канала шнека, м, соответственно.

В результате совместного решения уравнений (1.2) и (1.4) получено дифференциальное уравнение движения для изотермического установившегося ламинарного течения вязкой несжимаемой изотропной ньютоновской жидкости в канале шнека, пренебрегая массовыми и инерционными силами с учетом того, что поперечное сечение канала не является функцией координаты x [33]:

$$\frac{1}{\mu} \left(\frac{\partial P}{\partial x} \right) = \left(\frac{\partial^2 V_x}{\partial \ell^2} + \frac{\partial^2 V_x}{\partial y^2} \right), \quad (1.6)$$

где μ – вязкость ньютоновской жидкости, Па·с.

Граничные условия при решении уравнения (1.6) для однозаходного шнека в предположении, что зазор между наружным диаметром и поверхностью цилиндра равен нулю, имеют вид:

$$\begin{aligned} V_x(0, y) = 0, \quad V_x(\ell, 0) = 0, \\ V_x(b, y) = 0, \quad V_x(\ell, d) = V_x. \end{aligned} \quad (1.7)$$

где V_x – компонента скорости движения у поверхности цилиндра.

Уравнение (1.6) с граничными условиями (1.7) решают методом разделения переменных. Результаты решения представлены в работах [14, 27].

Аналогичные результаты получены в работах [8, 29], в которых кроме прямотока и противотока учтен и поток утечки

$$Q_L = \frac{\pi D \delta^3 m \Delta P_3}{12 c \mu \cos^2 \varphi}, \quad (1.8)$$

где ΔP_3 – падение давления в зазоре между выступами нарезки и стенкой цилиндра, Па; c – толщина выступа в направлении оси шнека, м; m – коэффициент, учитывающий эксцентриситет шнека относительно цилиндра.

В работах [12] и [31] приведены уравнения для расчета скорости и расхода потока, направленного поперек канала. Этот поток способствует перемешиванию жидкостей, улучшает условия теплообмена и влияет на технологическую мощность. Авторами предполагается, что компонента скорости V_x зависит только от координаты y . Учитывая указанные допущения, получено выражение для объемного расхода:

$$Q = \int_0^d V_x \, dy = 0, \quad (1.9)$$

где

$$V_x = y \left(\frac{U_x}{H} \right) \left[3 \frac{y}{H} - 2 \right], \quad (1.10)$$

Из уравнения (1.10) видно, что распределение скоростей не зависит от вязкости жидкости и градиента давления.

В работах [34 – 38] путем эксперимента установлена справедливость основных положений теории для работы шнековой машины в режиме, близком к изотермическому. В работе [39] учитывали монотонно убывающую глубину канала, а в работе [40] – влияние на расход кривизны канала.

В работах [41 – 42] изложена теория изотермического течения с рекомендациями по конструированию машин и выбору технологического режима.

При использовании упрощенной ньютоновской модели изотермического течения можно легко разобраться в механизме движения жидкости. Количественная и качественная картины течения подтверждены экспериментально. Одним из достоинств упрощенной модели является простота методов расчета.

К недостаткам следует отнести большие погрешности при расчетах из-за того, что не учитываются реологические особенности течения расплавов и смесей, таких как аномалия вязкости, температурная зависимость вязкости, процессы теплообмена.

В работах [44 – 47] рассмотрена задача течения жидкости в общей форме, с учетом температурных эффектов и пьезоэффектов вязкости. Недостатком полученных решений является невозможность проведения общего анализа процесса, так как представленные модели относились к конкретной конструкции шнековой машины. Так, в работах [39, 48

– 57] исследуются модели изотермического режима, учитывающие аномалию вязкости, заданную в виде зависимости скорости сдвига $\dot{\gamma}$ от напряжения сдвига τ , а в работах [25, 58 – 62] рассматриваются модели адиабатического режима при теплообмене с системой термостатирования и окружающей средой, в работах [39, 46, 47, 63 – 74] – модели неизотермического режима, учитывающие аномалию вязкости и теплообмен с окружающей средой.

Уже в ранних работах [10, 75, 76] отмечалась необходимость учета аномалии вязкости при построении математической модели течения жидкости в шнековой машине. Некоторые методы учета изложены в работах [24, 77 – 83]. Наиболее распространенный и дающий хорошие результаты метод состоит в том, что в уравнения модели, построенной в ньютоновском приближении, вводят значения эффективной вязкости, которые рассчитаны по среднему значению градиента скорости [23, 25, 35 – 37, 81, 84, 85].

Фактически величина эффективной вязкости зависит от квадратичного инварианта тензора скоростей деформаций, в который входят $\frac{\partial v_i}{\partial x_j}$ и $\frac{\partial v_j}{\partial x_i}$, но такой подход к учету аномалии вязкости является более сложным. В работах [80, 82, 86 – 91] авторы пытались сформулировать математическую модель изотермической экструзии, основанную на интегрировании одной проекции уравнения движения, предполагая, что величина эффективной вязкости зависит только от одной из компонент тензора скоростей деформации. Авторы работ [54, 92 – 94] ввели еще одно упрощение, которое состоит в пренебрежении влиянием стенок, и рассматривали плоское одномерное течение при наличии противодавления. При этом реологическое уравнение записывается в виде степенного закона.

К недостаткам такого подхода относятся отсутствие учета влияния циркуляционного и вынужденного потока на температурное поле.

В работах по исследованию адиабатического режима экструзии [25, 58 – 62] предполагалось, что все тепло, возникающее в результате вязкого трения, расходуется на разогрев жидкости, а теплообмен со стенками цилиндра и поверхностью шнека отсутствует. Мак-Келви [25, 32, 37] был первым, кто исследовал адиабатическое течение в каналах шнека. Он предполагал, что при течении ньютоновской несжимаемой жидкости изменение температуры происходит в направлении оси канала. Система уравнений (1.1 – 1.4) дополнялась уравнением температурной зависимости вязкости в виде

$$\mu = \mu_0 e^{-b(T-T_0)} \quad (1.11)$$

и уравнением энергетического баланса

$$\partial w = Qc\partial T + Q\partial P, \quad (1.12)$$

Результатом решения системы являются уравнения для распределения температуры и давления вдоль винтового канала шнека, для определения производительности и технологической мощности шнекового пресса.

Далее, в работах [14, 38, 77, 98] исследовался режим экструзии аномально вязкой жидкости. Вообще, адиабатический режим в реальных условиях не может быть осуществлен, так как для этого материал шнека и цилиндра должен быть идеальным теплоизолятором. Так как разогрев и теплообмен расплава или смеси за счет внутреннего трения имеет место, то температура расплава или смеси на выходе из шнека будет отличаться от температуры стенок корпуса и поверхности шнека.

В силу того, что изотермическое приближение не позволяет оценить температуру расплава или смеси и адиабатическое не достаточно точно описывает значения температуры, ученые делали попытки создания неизотермических моделей экструзии [65, 74]. Торнер Р.В. в работах [73, 74] наиболее полно разработал теорию экструзии с учетом теплообмена. Его математическая модель учитывает аномалию вязкости, взаимное влияние циркуляционного и поступательного потоков, влияние тепла за счет внутреннего трения на эффективную вязкость расплава и теплообмен с окружающей средой. Уравнения математической модели позволяют устанавливать количественные соотношения между конструкцией шнека и головки, свойствами полимера, основными параметрами процесса и заданным технологическим режимом.

В работе [93] предложена математическая модель процесса экструзии резиновых смесей, в основе которой лежат уравнения, описывающие зависимость энергосиловых параметров процесса от технологических и конструктивных параметров при двумерном течении аномально вязкой жидкости в каналах шнека, полученные в работе [74].

Разработаны программы, позволяющие определять параметры состояния (N , Q , ΔP) в зависимости от параметров управления (φ , h , D , L , ω , T и т.д.).

Следует отметить, что реологическое поведение аномально вязкой жидкости описывалось с помощью степенного закона:

$$\tau = \mu_0 \left(\frac{1}{2} J_2 \right)^{(n-1)/2\dot{\gamma}}, \quad (1.13)$$

где τ – напряжение сдвига; $\dot{\gamma}$ – скорость сдвига, c^{-1} ; μ_0 – мера консистенции перерабатываемого материала, Па·с^{*n*}; $1/2 J_2$ – второй инвариант тензора скоростей деформации

$$\frac{1}{2} J_2 = \left(\frac{dv_x}{dy} \right)^2 + \left(\frac{dv_z}{dy} \right)^2,$$

где v_z и v_x – скорости в поступательном и циркуляционном течениях смеси.

Адекватность математической модели процесса экструзии резиновых смесей в работе [93] реальному технологическому процессу проверялась для шнековой машины холодного питания МЧХ-200. Так, например, при проверке адекват-

ности модели реальным процессам сравнивалось экспериментальное значение потребляемой мощности (по показаниям приборов) с мощностью на валу электродвигателя, полученной расчетным путем, которая определялась отношением мощности, потребляемой в канале шнека, к КПД передачи и КПД электродвигателя.

В работе [94] изложена математическая модель течения anomalно вязкой жидкости при неизотермическом режиме экструзии с учетом следующих допущений и упрощений:

1. Рассматривается процесс ламинарного течения неньютоновской жидкости между стенкой материального цилиндра (МЦ) и витком шнека, причем стенка МЦ движется в обратном движении со скоростью v_x .
2. Жидкость несжимаема, а, значит

$$(\nabla \bar{v}) = \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0. \quad (1.14)$$

3. Движение жидкости установившееся, т.е. все производные по времени равны нулю.
4. Все производные по z равны нулю, так как движение в плоскости xu плоскопараллельное.
5. Ввиду малости массовых сил ими можно пренебречь:

$$g_x = g_y = g_z = 0. \quad (1.15)$$

6. Установившийся характер течения перерабатываемого материала в области винтового канала позволяет пренебречь инерционными членами в уравнении движения системы (1.1 – 1.4).

7. На границе раздела жидкость – поверхность цилиндра выполняется условие прилипания (проскальзывание отсутствует).

8. Известно, что в реальных экструзионных машинах глубина винтового канала значительно меньше его ширины, т.е. $B/h \geq 10$. Поэтому влиянием стенок винтового канала пренебрегаем.

9. Так как $B/h \geq 10$, то изменением температуры по глубине винтового канала пренебрегаем.

10. Все пространство материального цилиндра представляет собой зону дозирования, так как резиновая смесь в процессе переработки не меняет своего фазового состояния.

Физическая модель процесса пластикации резиновой смеси показана на рис. 1.3. а поля скоростей на рис. 1.4.

Уравнения, позволяющие определить энергосиловые и технологические параметры, имеют следующий вид:

– полезная мощность, Вт

$$N = N_1 + N_2 + N_3, \quad (1.16)$$

где $N_1 = (B/h)(4V_x^2 + V_z^2) m_0(V/h)^{n-1} z_d F_z$ – мощность диссипации, Вт; $N_2 = (V_d/2) B h \Delta P$ – мощность, затрачиваемая на преодоление перепада

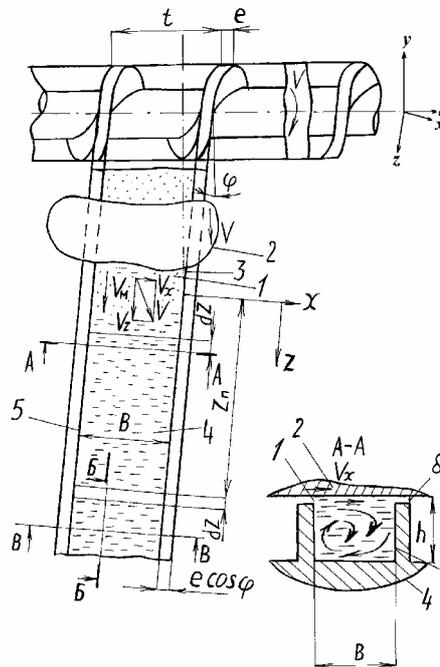


Рис. 1.3. Физическая модель процесса пластикации резиновой смеси

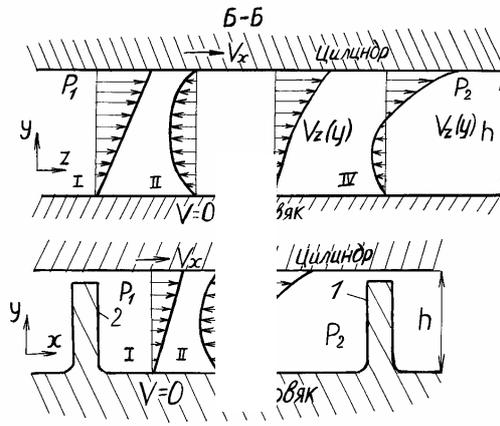


Рис. 1.4. Поля скоростей перерабатываемого материала в продольном (а) и поперечном (б) сечениях канала зоны дозирования (соответственно Б-Б и В-В на рис. 1.3)

давления по длине шнека, Вт; $F_z = \frac{1}{z_d} \int_0^{z_d} \exp \frac{E}{RT(z)} dz$ – коэффициент, учитывающий неизотермичность процесса;

$N_3 = V(V/\delta)^n m_0 \exp[E/(RT_u)] \times e \cos(\varphi) z_d$ – мощность, затрачиваемая на трение в зазоре δ , Вт; $V_z = V \cos \varphi$; $z_d = L/\sin \varphi$ – длина винтового канала, м; L – длина шнека, м; $V = \omega D/2$ – окружная скорость шнека, м/с; ω – угловая частота шнека, s^{-1} ; m_0 – мера консистенции, Па·сⁿ; n – индекс течения; E – энергия активации, Дж; R – газовая постоянная перерабатываемого материала, Дж/(моль·К); T – температура перерабатываемого материала, К; ΔP – перепад давления по длине шнека, Па;

– производительность шнековой машины

$$Q = Q_1 - Q_2, \quad (1.17)$$

где $Q_1 = V_z/(2Bh) F_g$ – производительность прямого потока; $Q_2 = Bh^3 F_p \Delta P / 12(V/h)^{n-1} m_0 F_z z_d$ – производительность обратного потока; e – ширина гребня витка, м; F_g и F_p – коэффициенты, учитывающие форму канала шнека (рис. 1.5).

Схема тепловых потоков, входящих в элементарный объем канала размерами B , h и δz и выходящих из него, показана на рис. 1.6. Тепло переносится вместе с перерабатываемым материалом в направлении продольной оси z , средняя скорость которого V_M :

$$V_M = Q/BH, \quad (1.18)$$

ПРИ ЭТОМ ТЕПЛОВЫЙ ПОТОК Q_z

$$q_z = \rho c V_M T, \quad (1.19)$$

После дифференцирования (1.19) по z получено:

$$\partial q_z / \partial z = \rho c V_M (\partial T / \partial z). \quad (1.20)$$

F_g, F_p

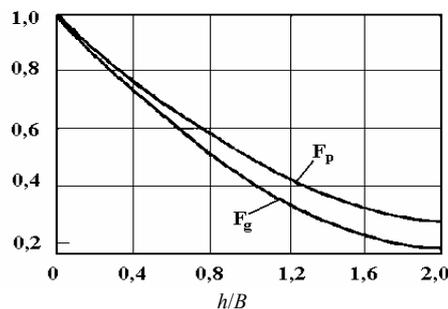


Рис. 1.5. Зависимость коэффициентов формы канала F_g и F_p от относительной глубины его h/B

За счет диссипации резиновой смеси генерируется тепловой поток q_d :

$$q_d = \tau \dot{\gamma} = \eta \dot{\gamma}^2. \quad (1.21)$$

Далее условно принимается, что $\dot{\gamma} = V/h$, а температура равна среднеинтегральному ее значению по длине шнека:

$$\tilde{T} = \frac{1}{z_d} \int_0^{z_d} T(z) dz. \quad (1.22)$$

Тепловые потоки, отводимые в каналы цилиндра и шнека соответственно пропорциональны коэффициенту теплоотдачи α и разности температур перерабатываемого материала и стенок цилиндра и шнека. Принимали $T_w = T_u$, поэтому

$$q_{\text{ц}} = q_{\text{ч}} = \alpha(T - T_{\text{ц}}). \quad (1.23)$$

Коэффициент теплоотдачи определяется соотношением:

$$\alpha = k\lambda/h. \quad (1.24)$$

ТЕПЛОВОЙ БАЛАНС РАССМОТРЕННЫХ ПОТОКОВ ОПИСЫВАЕТСЯ УРАВНЕНИЕМ

$$q_z BH + q_{\text{д}} BH \partial z = [q_z + (\partial q_z / \partial z) \partial z] BH + q_{\text{ц}} B \partial z + q_{\text{ч}} B \partial z. \quad (1.25)$$

Решение теплового баланса путем интегрирования по z дает уравнения для температурного поля по длине шнека.

1. Политропный процесс:

$$T(z) = T_{\text{ц}} + G \exp[E/(RT)] - (G \exp[E/(RT)] - T_{\text{см.вх}} + T_{\text{ц}}) \exp(-Az), \quad (1.26)$$

где $G = m_0 h^2 / (2K\lambda)(V/h)^{n+1}$; $A = 2KaB/(Qh)$; $a = \lambda/(\rho c)$; $K = \alpha h/\lambda$; $V_{\text{м}} = Q/Bh$; a – температуропроводность, $\text{м}^2/\text{с}$; B – ширина винтового канала шнека, м ; c – теплоемкость резиновой смеси, $\text{Дж}/(\text{кг}\cdot^\circ\text{C})$; $T_{\text{ц}}$, $T_{\text{см.вх}}$ – температура материального цилиндра, резиновой смеси на входе, К ; α – коэффициент теплоотдачи от резиновой смеси к стенке материального цилиндра и шнека, $\text{Вт}/(\text{м}^2\cdot^\circ\text{C})$; λ – теплопроводность резиновой смеси, $\text{Вт}/(\text{м}\cdot^\circ\text{C})$; ρ – плотность резиновой смеси, $\text{кг}/\text{м}^3$.

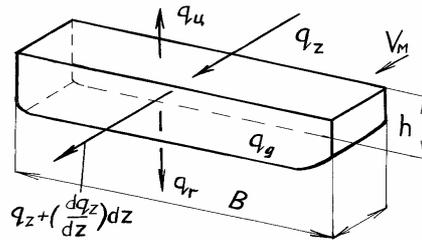


Рис. 1.6. Схема тепловых потоков для элементарного объема винтового канала

Трансцендентное уравнение для определения средней по длине зоны температуры $T_{\text{ср}}$:

$$T_{\text{ср}} = T_{\text{ц}} + G \exp(E/RT_{\text{ср}}) \times (1 + (\exp(-Az_{\text{д}}) - 1)/(Az_{\text{д}})) + (T_{\text{ц}} - T_{\text{см.вх}})(\exp(-Az_{\text{д}}) - 1)/(Az_{\text{д}}). \quad (1.27)$$

2. Адиабатический процесс:

$$T(z) = T_{\text{см.вх}} + GBh/(\rho c Q) \exp(E/RT_{\text{ср}}) z. \quad (1.28)$$

Трансцендентное уравнение для определения средней по длине зоны температуры $T_{\text{ср}}$:

$$T_{\text{ср}} = T_{\text{см.вх}} + GBh/(\rho c Q) \exp(E/RT_{\text{ср}}) z_{\text{д}}/2. \quad (1.29)$$

3. Изотермический процесс:

$$T_{\text{см.вх}} = T_{\text{см.вых}}. \quad (1.30)$$

В работах [95 – 107] показан единый подход к решению краевых задач неизотермического течения изотропных и трансверсально-изотропных сред, заключающийся в переходе от классических решений уравнений движения, баланса массы и энергии в класс обобщенных решений и дискретизации интегродифференциальных уравнений по методу конечных элементов.

Состояние сплошной химически однородной движущейся среды характеризуется макроскопическими параметрами: температурой, давлением, скоростью и другими. Эволюция этих параметров описывается уравнениями движения, баланса массы и энергии [95]:

$$\rho \left[\frac{\partial \bar{v}}{\partial t} + (\bar{v} \nabla) \bar{v} \right] = (\bar{\nabla} \bar{\sigma}) + \rho \bar{f}; \quad (1.31)$$

$$\frac{\partial p}{\partial t} + (\bar{\nabla} p \bar{v}) = 0, \quad (1.32)$$

$$\rho C_p \left[\frac{\partial \bar{v}}{\partial t} + (\bar{v} \nabla) T \right] = \nabla (\lambda \nabla T) + (\bar{\sigma} / \bar{e}) \quad (1.33)$$

с соответствующими граничными условиями.

Связь между тензорными величинами – напряжением $\bar{\sigma}$ и скоростями деформации \bar{e} определяется реологическими свойствами конкретной среды. Для простых однородных жидкостей эта связь может быть линейна (ньютоновская жидкость), тензор может быть функцией второго инварианта тензора скоростей деформации (аномально вязкие среды). Тензор напряжения может зависеть от времени и истории деформирования (вязкоупругие среды). Кроме того, высоконаполненные дисперсные материалы могут обладать внутренней структурой, которая при деформировании ориентируется, что приводит к анизотропии свойств. Поскольку экструзия – непрерывный процесс и течение обычно установившееся, упругие свойства не играют большой роли при движении материала по червячному каналу и проявляются лишь на выходе из экструзионной головки разбуханием экструдата. В связи с этим физические уравнения принимались в виде

$$\bar{\sigma} = M/\bar{e}, \quad (1.34)$$

где M – тензор четвертого порядка, который в случае трансверсально-изотропной среды имеет компоненты:

$$M_{iklm} = \mu_0 \delta_{il} \delta_{km} + \mu_1 (\langle n_i n_l \rangle \delta_{km} + \delta_{im} \langle n_k n_l \rangle) + \\ + 1/5 \mu_2 (6 \langle n_i n_m \rangle \langle n_k n_l \rangle - \langle n_i n_k \rangle \langle n_l n_m \rangle),$$

где \bar{n} – вектор ориентации.

При равенстве нулю констант μ_1 и μ_2 уравнение (1.34) описывает линейную изотропную среду. Если μ_0 является функцией второго инварианта тензора скоростей деформации, то уравнение (1.34) соответствует аномально вязким материалам. Таким образом, запись физических уравнений в виде (1.33) позволяет описывать поведение трансверсально-изотропных ориентирующихся сред и, как частный случай, изотропных аномально вязких материалов.

При численной реализации задачи порядок производных, входящих в уравнения баланса (1.31–1.32), понижался и осуществлялся переход в класс обобщенных решений путем умножения дифференциальных уравнений на произвольные функции, интегрирования по области решения и преобразования по формулам Остроградского-Гаусса. В результате получались интегро-дифференциальные уравнения, которым должны удовлетворять основные независимые переменные \bar{v}, P, T :

$$\int_V \left\{ p \left(\frac{\partial \bar{v}}{\partial t} + (\bar{v} \nabla) \bar{v} \right) \bar{u} - P(\nabla \bar{u}) + M : Def \bar{v} \right\} dV = \int_V \bar{g} \cdot \bar{u} dS, \quad \forall \bar{u} \in W_2^1(V); \\ \int_V \left(\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} + \nabla(p \bar{v}) \right) \cdot H dV = 0, \quad \forall H \in L_2(V); \quad (1.35) \\ \int_V \left\{ p C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + (\bar{v} \nabla) T \right) \Psi + \lambda \nabla T \nabla \Psi \right\} dV = \int_{S_1} q \Psi dS + \int_{S_2} \alpha (T - T_\infty) dS + \\ + \int_V M : Def \bar{v} : Def \bar{v} \Psi dV, \quad \forall \Psi \in W_2^1(V).$$

Класс обобщенных решений, удовлетворяющих системе (1.35), шире, чем класс решений дифференциальных уравнений (1.31 – 1.33). Иначе говоря, для обобщенных решений достаточно существования непрерывных первых производных, в то время как для классических решений требуется существование непрерывных производных до второго порядка включительно. Граничные условия второго рода, в том числе условия Коши, являются естественными [95].

При постановке задачи в приближении Стокса для несжимаемых материалов использовался метод штрафа, а обобщенное решение отыскивалось из интегро-дифференциального уравнения:

$$\int_V \{ M : Def \bar{v} : \nabla \bar{v} - K(\nabla \bar{v})(\nabla \bar{u}) \} dV = \int_S \bar{g} u dS; \quad (1.36) \\ P_k = -K(\nabla \bar{v}), \quad K \gg 1.$$

Произвольные функции \bar{u}, H, ψ в соответствии с методом Галеркина принимались равными координатным функциям для \bar{v}, P и T , соответственно.

Дискретизация задачи осуществлялась согласно стандартной процедуре метода конечных элементов.

Также предложены методы расчета одночервячных машин. Рассматриваемые в данной работе математические модели относятся к дозирующим зонам пластицирующих экструдеров и к червячным машинам, в загрузочную зону которых материал поступает в вязкотекучем состоянии. Предполагается, что материал полностью заполняет межвитковое пространство, винтовой канал либо разворачивается на плоскость, либо рассматривается торообразный канал. Винт считается неподвижным, а корпус вращается.

Для расчета течения и теплообмена разработаны квазитрехмерные модели, содержащие в качестве основных неизвестных три компоненты вектора скорости, давление и температуру, зависящие от двух пространственных координат. Для цилиндрических шнеков рассматривается поперечное сечение канала реальной геометрической формы, включая зазоры между гребнем витков и втулкой. При постановке задачи все производные по продольной координате, за исключением постоянного градиента давления, считались пренебрежимо малыми.

В случае малого отношения глубины канала к радиусу червяка задача ставилась в декартовых координатах. Для глубокой нарезки, где существенной становится кривизна канала, использовались цилиндрические координаты.

Для червяков с переменной по длине глубиной нарезки рассматривалось продольное центральное сечение винтового канала. В этом случае исключались производные по поперечной координате.

Отличительными особенностями всех рассматриваемых моделей являются способы учета проскальзывания материала по стенкам канала, расчета потока утечек и задания расхода в виде интегрального уравнения, которое добавляется к уравнениям движения. При этом вектор распределенной нагрузки, действующий на границу S_y , считается неизвестным и определяется из решения. Таким образом может задаваться расход утечек, если он нулевой или известна функциональная связь между расходом утечек и перепадом давления на виток.

Проскальзывание материала учитывалось в виде зависимости $V_{ск} = \varphi(\tau_s)$ на основе эксперимента. При численном решении методом конечных элементов к границам, на которых возможно проскальзывание материала, добавляется тонкий фиктивный слой толщиной δ , состоящий из одного ряда элементов и заполненный жидкостью, свойства которой вычисляются следующим образом:

$$\tau = \mu^* \dot{\gamma}^{1/n} = \mu^* \left[\frac{v_{\text{ск}}}{\delta} \right]^{1/n} = \mu^* \left[\frac{\varphi(\tau_s)}{\delta} \right]^{1/n}.$$

При заданной произвольным образом толщине δ константы μ^* и n^* легко вычисляются как в обычной капиллярной вискозиметрии. Скорости по наружной границе слоя зануляются. По внутренней границе слоя, совпадающей с реальной границей области решения, нормальная к границе компонента скорости зануляется, а касательная составляющая соответствует скорости проскальзывания и определяется из решения наравне с остальными узловыми неизвестными.

Для обоснования принятых в квазитрехмерных моделях упрощающих предположений и определения диапазона их применимости проведено сравнение результатов с полной трехмерной моделью неизотермического течения ньютоновской жидкости в развернутом канале шнек-винта трапециевидного сечения переменной глубины. Показано, что модель течения в перпендикулярном сечении канала достаточно хорошо описывает циркуляционный поток и распределение температуры в зонах установившегося теплообмена, но не учитывает изменения профиля продольной скорости и температуры по длине. Модель течения в центральном продольном сечении в диапазоне отношений глубины канала к его ширине от 0,2 до 1,0 дает удовлетворительную точность по циркуляционному потоку, профили скорости продольного потока практически совпадают с центральным профилем продольной скорости, полученным из трехмерной модели. Эта модель учитывает теплоперенос и диссипацию энергии по длине, но не дает распределения температуры по перпендикулярному сечению. При отношениях $h/w < 0,1$ квазитрехмерная модель дает профиль продольной скорости, совпадающий с центральным профилем трехмерной модели, но ближе к боковым стенкам трехмерный поток становится несимметричным. Циркуляционный поток, набегаящий на стенку, дает вклад в продольный поток вдоль стенки, скорость вблизи этой стенки в трехмерной модели выше, чем в середине канала. У противоположной стенки, наоборот, скорость ниже и может иметь отрицательное значение при положительном общем расходе. В квазитрехмерной модели учесть это невозможно, поэтому для очень мелких широких $h/w < 0,1$ и для очень узких $h/w > 1,1$ глубоких каналов необходимо использовать полную трехмерную модель.

Предложены методы расчета формирующей части экструзионных головок, которые заключаются в том, что в процессе экструзии шнек-винт и головка работают как одно целое. Расчет шнек-винта и головки ведется раздельно, но учитывается их связь через расходно-напорные характеристики и непрерывность температурных полей.

Рассмотрены приближенные аналитические и численные методы расчета. В соответствии с методом разбиения сложной геометрии формирующей части экструзионной головки на участки простой формы разработан алгоритм и программа расчета расходно-напорных характеристик для достаточно сложных, в том числе разветвляющихся каналов.

По размерам элементарных участков вычисляются коэффициенты сопротивления отдельных участков. На втором этапе, в случае последовательного соединения участков для заданного значения расхода, вычисляются перепады давления на отдельных участках и путем простого суммирования определяется общий перепад давления. В случае разветвляющихся каналов используется идея Кирхгофа: в точках разветвления алгебраическая сумма расходов равна нулю; перепад давления по любому замкнутому контуру равен нулю. Зная общий расход материала и коэффициенты сопротивления отдельных участков, для точек разветвления и выделенных замкнутых контуров составляется система нелинейных алгебраических уравнений [95], решение которой дает перепады давления и расходы на каждом из отдельных участков:

- $\sum_{i=1}^{m_1} Q_i = 0$ для точек разветвления;
- $\sum_{i=1}^{m_2} \Delta P_i = \sum_{i=1}^{m_2} \mu_0 \exp(-bT) Q_i^{1/n} = 0$ для замкнутых контуров.

В связи с нелинейностью задачи неизотермического течения, решение ее может быть неоднозначным. На примере течения степенной жидкости с температурной зависимостью коэффициента консистенции в трубе конечной длины, на вход которой поступает жидкость с более высокой температурой, чем температура охлаждаемых стенок, получены аналитические выражения для расходно-напорной характеристики и условия ее немонотонности:

$$P_0 = Q^{1/n} \exp(-bT) [Ei(-B) - Ei(-B \exp(-1/Q))], \quad (1.37)$$

$$nB \geq Q^* \exp(-1/Q^*), \quad (1.38)$$

где \bar{Q}^* определяется из решения трансцендентного уравнения

$$\frac{1+n}{n} \bar{Q}^* \left[Ei \left(-\frac{\bar{Q}^*}{n} \exp \left(\frac{1}{\bar{Q}^*} \right) \right) - Ei \left(-\frac{\bar{Q}^*}{n} \right) \right] - \exp \left(\frac{\bar{Q}^*}{n} \right) = 0,$$

где \bar{P}_0 , \bar{Q} , \bar{B} – безразмерные параметры.

Показано, что условие неоднозначности для $n = 1 \dots 3$ может быть заменено приближенным

$$n\bar{B} = nb(T_0 - T_s) \geq 3. \quad (1.39)$$

Это условие проверено экспериментально на специально разработанной установке.

Для расчета полей скоростей, температур, давлений, интенсивности напряжений и скоростей деформации разработана численная 2- и 3-мерная модели расчета сложных формирующих каналов. Алгоритм решения опробован на одной из конструкций экструзионных головок.

В соответствии с вышеизложенными принципами автором в работе [95] разработан АРМ технолога-конструктора на базе ИВК-20 и РС АТ-286 с целью решения проблемы проектирования и целенаправленного управления технологическими параметрами экструзионных процессов с помощью многоуровневой управляющей программы, работающей в диалоговом режиме и базирующейся как на экспресс-расчетах по эмпирическим и приближенным аналитическим формулам с выдачей информации на дисплей в виде графиков, в текстовой и цифровой форме, так и на численных моделях, которые при необходимости позволяют уточнить полученную приближенную информацию, учесть характерные особенности процесса. В связи с ускоряющимся распространением современных персональных компьютеров появляется возможность разработать автоматизированное место технолога-конструктора экструзионных процессов.

АРМ технолога-конструктора [95] заключается в следующем. В начальной стадии разработки конструктор располагает минимальной информацией: вид продукции, материал, требуемая производительность. Из справочной литературы или из предварительно проведенных исследований ему должны быть известны температура переработки и реологические свойства материала при этой температуре. По эмпирическим формулам, заложенным в программе, вычисляются геометрические параметры шнек-винта: диаметр, глубина нарезки, угол подъема и число витков. Полученная геометрия шнек-винта выдается на дисплей для контроля и возможности корректировки входных параметров.

Далее по приближенным аналитическим выражениям для различных оборотов шнек-винта вычисляются расходно-напорные характеристики, распределение давлений и температур по длине винтового канала. Результаты выдаются в виде графиков на дисплей и записываются в буферную память.

Исходя из вида продукции, конструктор выбирает тип головки, по запросу машины вводит информацию о ее геометрии с пульта дисплея. Эскиз заданной головки для контроля выдается на экран дисплея. Расчет гидродинамического сопротивления головки производится по приближенным формулам для простых участков типа цилиндрического, коаксиального цилиндрического, конусного, дискового, сферического и других, на которые разбивается сложный формирующий канал. После чего путем простого суммирования или решения системы Кирхгофа для разветвляющихся каналов рассчитывается полный перепад давления по длине головки. Информация о расходно-напорных характеристиках и температуре выводится на дисплей и также записывается в буферную память. Результирующая подпрограмма считывает записанную информацию по шнек-винту и головке, рассчитывает рабочие точки, давление, температуру, крутящий момент и мощность.

Если по каким-либо параметрам результаты не устраивают конструктора, то по запросу машины он может вернуться на любую из стадий расчета, внести коррективы и повторить расчет. Окончательный вариант расчета выдается на графопостроитель в виде эскизов и графиков, а также на принтер в виде таблиц.

При необходимости контроля и получения дополнительной информации по команде оператора осуществляется переход на следующий уровень, включающий в себя программы численного расчета методом конечных элементов по двумерным, квазитрехмерным и трехмерным моделям экструдеров и экструзионных головок. Эти модели подробно изложены выше. Все программы этого уровня совместимы с сервисными программами первого уровня и также могут работать в диалоговом режиме.

Основные выводы, сделанные в работе [95], состоят в следующем:

- теоретически обоснованы, разработаны и внедрены методы расчета одно- и двухчервячных экструдеров для переработки полимеров и дисперсных систем с учетом гидромеханических, тепловых и ориентационных явлений. Разработанные методы базируются на конечно-элементной дискретизации задач неизотермического течения аномально вязких и трансверсально-изотропных сред и легко адаптируются к сложной геометрии области решения и различным типам граничных условий, что позволило создать математические модели различных типов экструдеров;
- впервые разработаны квазитрехмерные модели одно- и двух-червячных машин, содержащие все три компоненты вектора скорости, давление и температуру как функцию двух координат;
- впервые разработаны трехмерные модели одночервячных экструдеров с гладкой втулкой и с винтовой нарезкой по корпусу;
- впервые теоретически исследовано явление срыва массы с рифов при шнековой переработке дисперсных материалов и обнаружены тепловой и ориентационный механизмы этого явления;
- при переработке дисперсных материалов с анизометричными частицами и маловязким растворителем срыв может происходить за счет ориентации частиц вдоль потока и возникающей при этом анизотропии свойств. Для описания ориентационного механизма срыва предложено реологическое уравнение, установлены необходимые и достаточные условия срыва, даны практические рекомендации по устранению этого явления;
- разработанные модели и методы расчета позволили сформулировать принципы организации и создать математическое обеспечение автоматизированного рабочего места (АРМ) технолога-конструктора экструзионных процессов на базе персональных компьютеров, с помощью которого осуществляется научно обоснованный выбор технологических режимов, что позволяет снизить трудоемкость и повысить качество проектирования и, таким образом, решить важную народнохозяйственную задачу [95].

В работе [108 – 110] указывается на основную проблему, которая заключается в использовании адекватных реологических уравнений состояния расплавов полимерных материалов, которые в количественном отношении гарантируют приемлемую инженерную точность прогнозирования работы экструзионного оборудования. Моделирование работы экструзионного оборудования с формальной точки зрения сводится к математическому описанию совместного взаимодействия зоны дозирования червячного пресса и формирующего инструмента (экструзионных головок различного типа). Иными словами, имеет место задача о решении системы уравнений, описывающих движение расплава полимера в пределах зоны дозирования червячного пресса и канала используемого формирующего инструмента.

При решении данной задачи использовались следующие допущения:

- течение расплава полимера в канале дозирующей зоны червяка – безынерционное, изотермическое и установившееся;
- расплав полимера – несжимаемая среда;
- кривизной канала и влиянием боковых стенок червяка пренебрегают;

– глубина и шаг нарезки дозирующей зоны червяка постоянны;

– движение рабочих органов червячного пресса – обращенное: червяк неподвижен, вращается цилиндр.

С учетом принятых допущений уравнения движения расплава полимера в канале зоны дозирования червяка во введенной прямоугольной декартовой системе координат имеют следующий вид [108]:

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} \equiv a; \quad \frac{\partial p}{\partial y} = \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} \equiv 0; \quad \frac{\partial p}{\partial z} = \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} \equiv b, \quad (1.40)$$

где τ_{xy} , τ_{yz} , σ_{yy} – компоненты тензора напряжений; $p = p(x, z)$ – функция распределения давления, возникающего в среде в результате ее движения и деформирования.

Интегрируя уравнения (1.40), получим:

$$\tau_{xy} = ay + a_1; \quad \tau_{yz} = by + b_1, \quad (1.41)$$

где a_1 , b_1 , – постоянные интегрирования.

Необходимо использовать реологические уравнения состояния вязкоэластической среды [109] для дальнейшего решения поставленной задачи, адекватность которых подтверждена в решениях практических задач [110]. Для случая двумерного сдвигового течения рассматриваемых сред эти уравнения выглядят следующим образом:

$$\dot{\gamma}_{xy} \Theta_0(T) = \frac{\bar{\tau}_{xy}}{1 - (\bar{\tau}_{xy}^2 + \bar{\tau}_{yz}^2)} A; \quad (1.42)$$

$$\dot{\gamma}_{yz} \Theta_0(T) = \frac{\bar{\tau}_{yz}}{1 - (\bar{\tau}_{xy}^2 + \bar{\tau}_{yz}^2)} A, \quad (1.43)$$

где $A = \left[\left(\frac{1}{\sqrt{1 - (\bar{\tau}_{xy}^2 + \bar{\tau}_{yz}^2)}} - 1 \right) \left(7,8 \sqrt{1 - (\bar{\tau}_{xy}^2 + \bar{\tau}_{yz}^2)} \right) - \beta \right]$; $\dot{\gamma}_{xy}$, $\dot{\gamma}_{yz}$ – соответствующие сдвиговые компоненты тен-

зора скоростей деформации среды: $\Theta_0(T)$ – характерное время релаксации вязкоэластической среды в ньютоновской области ее течения, зависящее от температуры; $0 < \beta < 1$ – безразмерный параметр, характеризующий гибкость макромолекулярных цепей полимера; $\bar{\tau}_{xy} = \tau_{xy}/G_0$, $\bar{\tau}_{yz} = \tau_{yz}/G_0$ – безразмерные сдвиговые компоненты тензора напряжений; G_0 – эластический модуль сдвига.

Уравнения (1.42) и (1.43) с учетом полученного решения (1.41) позволяют найти выражения для определения скоростей течения

вязкоэластической среды в канале дозирующей зоны червячного пресса в поступательном (по оси z) и циркуляционном (по оси y) движениях:

$$V_x(y) = \frac{1}{\Theta_0(T)} \int_0^y \frac{ay + a_1}{1 - [(ay + a_1)^2 + (by + b_1)^2]} B dy; \quad (1.44)$$

$$V_z(y) = \frac{1}{\Theta_0(T)} \int_0^y \frac{by + b_1}{1 - [(ay + a_1)^2 + (by + b_1)^2]} B dy, \quad (1.45)$$

где $B = \exp \left[\left(\frac{1}{\sqrt{1 - [(ay + a_1)^2 + (by + b_1)^2]}} - 1 \right) \times \right. \\ \left. \times \left(7,8 \sqrt{1 - [(ay + a_1)^2 + (by + b_1)^2]} \right) - \beta \right].$

Из выражения (1.46) легко определить объемный расход рассматриваемой среды в дозирующей зоне одночервячного пресса:

$$Q_z = \frac{1}{\Theta_0} w \int_0^H \int_0^y \frac{by + b_1}{1 - [(ay + a_1)^2 + (by + b_1)^2]} B dy dx, \quad (1.46)$$

где w , H – соответственно ширина и глубина канала червячного пресса в зоне дозирования.

Из анализа зависимости (1.46) установлено, что она определяется не только реологическими характеристиками перерабатываемых полимеров и геометрическими параметрами канала дозирующей зоны червяка, но и четырьмя параметрами a , a_1 , b , b_1 . При известном значении градиента давления $b = \Delta p/l_d$, возникающего на длине зоны дозирования червяка l_d и определяемого гидравлическим сопротивлением каналов используемого формирующего инструмента, три оставшихся параметра – a , a_1 , и b_1 легко найти решением системы уравнений, физический смысл которых очевиден:

$$\begin{cases} v_x(H) = \pi D n \cos(\varphi); \\ v_z(H) = \pi D n \sin(\varphi); \\ Q_x = \int_0^H v_x(y) dy = 0, \end{cases} \quad (1.47)$$

где D – диаметр червяка в дозирующей зоне (обращенное движение); n – частота вращения червяка; φ – угол наклона винтовой нарезки червяка; Q_x – объемный расход материала при его циркуляционном движении поперек канала.

С учетом зависимостей (1.44) и (1.45) в развернутом виде система уравнений (1.47) будет выглядеть следующим образом [108]:

$$\begin{cases} \frac{1}{\Theta_0} \int_0^H \frac{ay + a_1}{1 - [(ay + a_1)^2 + (by + b_1)^2]} B dy dx = \pi D n \cos(\varphi); \\ \frac{1}{\Theta_0} \int_0^H \frac{by + b_1}{1 - [(ay + a_1)^2 + (by + b_1)^2]} B dy dx = \pi D n \sin(\varphi); \\ \frac{1}{\Theta_0} w \int_0^H \int_0^y \frac{by + b_1}{1 - [(ay + a_1)^2 + (by + b_1)^2]} B dy dx = 0. \end{cases} \quad (1.48)$$

Моделирование совместной работы одночервячного пресса с формующим инструментом с формальной точки зрения представляет собой достаточно тривиальную задачу, сводящуюся к совместному решению уравнений, описывающих их напорно-расходные характеристики. В результате находятся рабочие параметры реализуемого процесса экструзии: перепад давлений и объемный расход экструдированной среды

На практике в большинстве случаев используется формующий инструмент, профиль каналов которого имеет сложную и непостоянную геометрическую форму, поэтому проведение строгого математического анализа течения расплава полимера в каналах таких экструзионных головок – весьма сложная задача. Вместе с тем можно предложить достаточно простой практический способ, обеспечивающий моделирование работы одночервячного пресса, оснащенного формующим инструментом. Суть этого способа состоит в условной замене конкретного формующего инструмента каналом простой конфигурации (плоская щель, круглая труба) с эквивалентным гидравлическим сопротивлением. Предположим, что реальный формующий инструмент условно заменен круглой трубой, объемный расход среды в которой

$$Q = -\frac{\pi R_w^3}{\tau_w^3} \int_0^{\tau_w} \dot{\gamma}(\tau) \tau^2 d\tau, \quad (1.49)$$

где R_w , τ_w – соответственно радиус трубы и напряжение сдвига на ее стенке; $\dot{\gamma}(\tau)$ – определяется реологическим уравнением состояния экструдированного материала.

Учитывая, что напряжение сдвига на стенке трубы тривиальным образом выражается через перепад давлений Δp и геометрические параметры трубы, зависимость (1.49) может быть представлена в следующем виде

$$Q = -\frac{8V}{\Delta p^3} \frac{1}{k^2} \int_0^{\frac{1}{2} k \Delta p} \dot{\gamma}(\tau) \tau^2 d\tau, \quad (1.50)$$

где V – объем полости трубы, $k = R_{тр} / l_{тр}$ – безразмерный параметр, характеризующий геометрию трубы.

Указывается, что зависимость (1.50) можно использовать для моделирования работы червячного пресса, оснащенного реальным формующим инструментом, если известны параметры V и k . Эти параметры легко найти по результатам экспериментов на действующем оборудовании: при фиксированных температурных режимах и различных частотах вращения червяка определяются соответствующие им объемные расходы полимерного материала. Используя полученные экспериментальные данные при совместном решении уравнений (1.48) и уравнения (1.46), получены перепады давлений Δp , соответствующие различным объемным расходам материала. На основании полученных значений Q и Δp путем регрессионного анализа зависимости (1.50) можно вычислить наиболее вероятные значения V и k .

Система уравнений (1.46), (1.48) и (1.50) оказывается полностью замкнутой и может быть использована для моделирования работы червячного пресса во взаимодействии с имеющимся конкретным формующим инструментом. Таким образом, представленная математическая модель позволяет рассматриваемый процесс не только при различной частоте вращения червяка и разнообразной его геометрии, но и при использовании всех известных видов вязкоэластических сред (расплавов полимеров) при различных температурных режимах их переработки, независимо реализуемых как в формующем инструменте, так и в зоне дозирования червячного пресса.

В работе [111] разработана математическая модель процесса экструзии псевдопластичных сред на одночервячных машинах с постоянной глубиной нарезки, учитывающая наличие в экструдере трех зон: питания, буферной и напорной, а также влияние утечки перерабатываемого материала через зазор между гребнем червяка и цилиндром и позволяющая анализировать существующие и разрабатывать новые улучшенные технологические режимы процесса экструзии псевдопластичных сред с пониженным энергопотреблением и меньшим процентом брака готовых изделий.

Автор получил уравнение для определения производительности напорной зоны червячной машины, которое является новым и обобщает известные уравнения для перерабатываемых материалов с ньютоновскими и неньютоновскими реологическими свойствами как для случая одномерного течения перерабатываемого материала, так и для случая течения со сложным сдвигом. Данное уравнение получено в явном виде и не требует вычисления двойного интеграла [111].

Разработанная автором [111] математическая модель состоит из двенадцати уравнений.

Обобщенное уравнение для расчета безразмерной производительности напорной зоны:

$$q_p = \frac{2}{n+2} \left[(1-\eta_0) + \chi \operatorname{tg} \varphi (1-\eta_{\text{оц}}) - (n+1) \frac{(1+\chi \operatorname{tg} \varphi) \Phi(0)}{\Phi(1)-\Phi(0)} \right], \quad (1.51)$$

где $\Phi(\eta) = [(\eta - \eta_0)^2 + \chi^2 (\eta - \eta_{\text{оц}})^2]^{(n+1)/2}$.

Уравнение (1.51), в отличие от известных автору аналогов, применимо для случаев одномерного течения $\chi = 0$ и течения со сложным сдвигом $\chi \neq 0$, для материалов с ньютоновскими ($n = 1$) и неньютоновскими ($n > 1$) реологическими свойствами и не требует вычисления двойного интеграла. Расчеты показывают, что уравнение (1.51) корректно вычисляет значение безразмерной производительности. Для расчета параметров η_0 , $\eta_{\text{оц}}$, χ в зависимости от n , φ , q_p в среде Borland Delphi была разработана программа, доступная как в виде отдельного приложения, так и в виде модуля расширения (DLL) к системе MathCAD. Результаты расчета безразмерной производительности напорной зоны для угла нарезки червяка $\varphi = 17,65^\circ$.

Уравнение для расчета безразмерной величины утечки при $n_1 = n$:

$$q_3 = \frac{2}{n_2 + 2} \frac{(\delta/D)}{k \left[1 - \left(\frac{e}{D} \right) \right] \left(\frac{h}{D} \right)} \left[(1-\eta_{0,3}) - (n_3 + 1) \frac{\Phi_3(0)}{\Phi_3(1) - \Phi_3(0)} \right] \frac{1}{F_d \varepsilon_k}.$$

Уравнение для вычисления величины расчетной безразмерной производительности q_p напорной зоны:

$$q_p = q_m + q_3. \quad (1.53)$$

Уравнение (1.53) положено в основу учета влияния утечки на процесс в напорной зоне. Схема материального баланса в напорной зоне изображена на рис. 1.7.

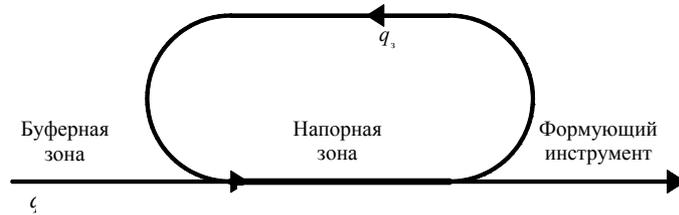


Рис. 1.7. Схема материального баланса напорной зоны

Из уравнения (1.53) следует принципиально важный вывод, что при переработке резиновых смесей утечка не влияет на производительность червячной машины, а влияет только на длину напорной зоны, согласно уравнению (1.55), где $B_{z,p}$ вычисляется по q_p , значение которого определяет параметры η_0 , $\eta_{\text{оц}}$, χ .

Уравнение для вычисления безразмерного градиента давления в зависимости от q_p (Торнер):

$$B_{z,p} = (1 + \chi \operatorname{tg} \varphi)^{1/n} (\Phi(1) - \Phi(0))^{1/n}. \quad (1.54)$$

Уравнение для вычисления длины напорной зоны (Торнер Р.В.):

$$L_H = P_\Phi \frac{h^{1+1/n}}{\mu_0 (\pi D N \cos \varphi)^{1/n} (n+1)^{1/n} B_{z,p}} \sin \varphi. \quad (1.55)$$

Уравнение для потребляемой мощности в напорной зоне:

$$W = 2v_M^{\max} P_\Phi [(1-\eta_0) + \chi \operatorname{tg} \varphi (1-\eta_{\text{оц}})]. \quad (1.56)$$

Уравнение для потребляемой мощности в зазоре в пределах напорной зоны (Торнер Р.В.):

$$W_{3,T} = k \mu_{0,3} \frac{(\pi D N / 60)^{1/n_3+1}}{\delta^{1/n_3}} e \cos \varphi L_{H3} \cdot 10^3. \quad (1.57)$$

Уравнение для оценки удельного количества деформации, получаемого резиновой смесью в напорной зоне, Дж/кг:

$$Q_{H3}^{\text{уд}} = \frac{Q_{H3}}{G_M t_{H3}} = \frac{P_\Phi}{\rho_p} \left\{ \frac{2}{q} [(1-\eta_0) + \chi \operatorname{tg} \varphi (1-\eta_{\text{оц}}) - 1] \right\} \cdot 10^3. \quad (1.58)$$

Уравнение для численного расчета средней температуры на выходе элементарного участка напорной зоны:

$$t_{i+1} = B / A, \quad (1.59)$$

где $A = 3c_p \rho_p w h \varepsilon_k + \frac{120 w L_{H3} \operatorname{tg} \varphi}{q_p \pi D N I} (k_{\text{ч}} - k_{\text{ц}})$;

$$B = 555,56 \frac{1}{k} \frac{G_M P_\Phi}{\rho_p} \left\{ \frac{2}{q_m} [(1-\eta_0) + \chi \operatorname{tg} \varphi (1-\eta_{\text{оц}}) - 1] \right\} \frac{120}{q_p \pi D N \cos \varphi I} + \left(3c_p \rho_p w h \varepsilon_k - \frac{120 w L_{H3} \operatorname{tg} \varphi}{q_p \pi D N I} (k_{\text{ч}} - k_{\text{ц}}) \right) t_1 + \frac{240 w L_{H3} \operatorname{tg} \varphi}{q_p \pi D N I} (k_{\text{ч}} \overline{t_{\text{оx.ч}}} - k_{\text{ц}} \overline{t_{\text{оx.ц}}}).$$

Уравнение для оценки максимальной температуры резиновой смеси на выходе напорной зоны:

$$t_{\max} \approx (18 t_{\text{cp}} - 7 \overline{t_{\text{оx.ч}}} - 3 \overline{t_{\text{оx.ц}}}) / 8. \quad (1.60)$$

11. Уравнение для вычисления расчетной скорости сдвига (Р.В. Торнер):

$$\dot{\gamma}_p = (\pi DN(n+1))/h. \quad (1.61)$$

Реологическое уравнение:

$$\tau = (\eta_n(T) \cdot \dot{\gamma}) / (1 + C_2 \cdot |\dot{\gamma}|^{2\alpha}). \quad (1.62)$$

Преобразованное уравнение Р.В. Торнера для расчета мощности, потребляемой в напорной зоне, показывает, что мощность, потребляемая в напорной зоне, не зависит от коэффициента консистенции перерабатываемого материала, а зависит только от величины безразмерной производительности червячной машины, индекса течения перерабатываемого материала и угла нарезки червяка, а коэффициентом консистенции перерабатываемого материала определяется длина напорной зоны.

В работе [112] приведены традиционные модели процесса экструзии полимерных материалов и обобщенная (полная) модель.

При рассмотрении выдавливающей зоны (зоны дозирования) автор [112] ограничился массами, которые с достаточным приближением можно считать подчиняющимися закону течения жидкостей Ньютона.

Для случая автогенного нагрева на участке без внешнего обогрева справедливо следующее выражение [1, 35]

$$T_2 - T_1 = \frac{1}{\beta} \ln \left[1 + \varepsilon \delta_s \left(1 + \frac{\delta^*}{K} \right) N_2^{1-\alpha} \right], \quad (1.63)$$

где α – безразмерная константа материала, которая определяет зависимость вязкости ньютоновского расплава (Па·с) от скорости сдвига $\dot{\gamma}$, $\mu = \mu_0(T) \left(\frac{\dot{\gamma}_0}{\dot{\gamma}} \right)^\alpha$; β – константа материала ($^{\circ}\text{C}^{-1}$), которая определяет зависимость вязкости ньютоновского расплава от температуры T , $\mu = \mu_1 \exp[-\beta(T - T_1)]$; K – характеристика пропускной способности формующего инструмента, см^3 ; ε – обобщенная характеристика материала (с)

$$\varepsilon = \frac{2\pi \mu_1 \beta}{I \gamma C_p},$$

где I – механический эквивалент тепла, равный 42 700 г·см/кал; δ_s – безразмерный симплекс параметров шнека

$$\delta_s = \frac{DL_2}{h_2^2 \sin \alpha \cos \alpha} = \frac{D^2 C_2}{h_2^2 \sin \alpha \cos \alpha};$$

$$\delta^* = \frac{\pi h_2^3 D \sin^2 \alpha}{12 L_2} = \frac{\pi h_2^3 \sin^2 \alpha}{12 C_2}, \quad (1.64)$$

где δ^* – характеристика размеров шнека, см^3 .

Далее, условие, согласно которому масса на участке L_2 D -шнека должна приобретать такую же температуру T_2 , как на участке $L_{2,0}$ D_0 -шнека, приводит (поскольку $\varepsilon = \varepsilon_0$) к уравнению следующего вида:

$$\delta \left(1 + \frac{\delta^*}{K} \right) N_2^{1-\alpha} = \delta_0 \left(1 + \frac{\delta_0^*}{K_0} \right) N_{2,0}^{1-\alpha}. \quad (1.65)$$

Это равенство проще всего удовлетворяется, если принять, что

$$\delta^* / K = \delta_0^* / K_0 \quad (1.66)$$

и

$$\delta N_2^{1-\alpha} = \delta_0 N_{2,0}^{1-\alpha}. \quad (1.67)$$

Из уравнений (1.64), (1.66) получено

$$K = K_0 \left(\frac{h_2}{h_{2,0}} \right)^3. \quad (1.68)$$

Так, например уравнение (1.68) может быть выражено, в частном случае формующего инструмента с круглым симметричным выходным отверстием, при помощи геометрических размеров этого инструмента. Имея в виду, что в случае мундштука круглого сечения для экструзии круглых прутков и стержней

$$K = \frac{\pi d^4}{128l},$$

где d – диаметр, l – длина мундштука, а в случае мундштука кольцевого сечения для экструзии шлангов и труб

$$K = \frac{\pi d}{12l} \alpha^3,$$

где d – средний диаметр; l – длина; b – ширина зазора и что длина l такого мундштука пропорциональна его диаметру, т.е. $d/l = \text{const}$, получено

$$K = K_0 \left(\frac{d}{d_0} \right)^3, \text{ или } K = K_0 \left(\frac{\alpha}{\alpha_0} \right)^3.$$

Если в эти выражения подставить $d = d_0 h_2 / h_{2,0}$ или, соответственно, $\alpha = \alpha_0 h_2 / h_{2,0}$, то получено уравнение (1.68) [112].

Из уравнения (1.67) и определения δ получено:

$$N_2^{1-\alpha} = N_{2,0}^{1-\alpha} \left(\frac{h_2}{h_{2,0}} \right)^2 \left(\frac{D_0}{D} \right)^2. \quad (1.69)$$

С учетом условия равенства скоростей сдвига

$$\frac{DN_2}{h_2} = \frac{D_0 N_{2,0}}{h_{2,0}} \quad (1.70)$$

получено [112]:

$$h_2 = h_{2,0} D / D_0 \quad (1.71)$$

и

$$N_2 = N_{2,0}. \quad (1.72)$$

Автор указывает, что эти уравнения были выведены без учета некомпенсируемых потерь тепла, которые всегда имеют место в случае чисто автогенного способа работы, а при учете их получаются равенства (если связанное с потерями тепла снижение температуры одинаково для D -шнека и D_0 -шнека):

$$h_2 = h_{2,0} \sqrt[3]{D / D_0} \quad (1.73)$$

и

$$N_2 = N_{2,0} \sqrt[3]{(D / D_0)^2}. \quad (1.74)$$

Такой же математический результат получается, если шнек и стенка цилиндра охлаждаются при отводе избыточного тепла. При этом, конечно, не следует оставлять без внимания, прежде всего, побочное действие охлаждения шнека, выражающееся в уменьшении эффективной глубины нарезки.

Так как требования об одинаковой величине автогенного повышения температуры и одинаковых последствиях тепловых потерь несовместимы, то при $D > D_0$ получены следующие уравнения:

$$h_{2,0} \sqrt[3]{D / D_0} < h_2 < h_{2,0} D / D_0; \quad (1.75)$$

$$N_{2,0} \sqrt[3]{(D / D_0)^2} < N_2 < N_{2,0}. \quad (1.76)$$

Автором [112] предложено также полное решение проблемы моделирования. Он рассматривает шнек как последовательное соединение загрузочной, средней и выдавливающей зон. В случае преимущественно теплопроводно-конвекционного нагрева получены иные выводы, чем в случае выраженного автогенного способа работы.

РАБОЧИЕ ЗОНЫ ШНЕКА БЫЛИ ОХАРАКТЕРИЗОВАНЫ АВТОРОМ [112] СЛЕДУЮЩИМ ОБРАЗОМ:

Участок L_1 :

- с обогревом цилиндра и нейтральным шнеком;
- с обогревом цилиндра и обогреваемым шнеком.

Участок L_2 :

- преобразование в тепло механической энергии без внешнего обогрева (автогенный режим работы);
- превращение в тепло механической энергии с дополнительным обогревом.

В своей работе [112] автор вводит единую характеристику, которая позволяет непосредственно определять долю теплопроводно-конвекционного нагрева в общем приросте энтальпии при переработке массы на шнековом прессе. При этом он исходит из комбинации участка L_1 с обогреваемой стенкой цилиндра и нейтральным шнеком и участка L_2 с преобразованием механической энергии без внешнего обогрева, где для чисел оборотов шнека N_1 и N_2 действуют следующие законы моделирования:

$$N_1 = N_{1,0} \sqrt{D_0 / D} \quad \text{и} \quad N_2 = N_{2,0};$$

$$N = N_0 \left(\frac{D_0}{D} \right)^\Psi, \quad (1.77)$$

где $0 < \Psi < 0,5$ и определяется по уравнению

$$\Psi = \frac{1}{2} \frac{T_1 - T_0}{T_2 - T_0}, \quad (1.78)$$

причем крайнее значение $\Psi = 0$ относится к случаю автогенного способа работы ($T_1 = T_0$), а величина $\Psi = 0,5$ – к случаю чисто теплопроводно-конвекционного режима с обогревом цилиндра ($T_1 = T_2$).

Автор [112] исследует также законы моделирования для числа оборотов N и глубин нарезки h_1 и h_2 шнека, рассматриваемого как одно целое и указывает на вытекающие из них правила моделирования для характеристик мундштука K , давлений массы p , производительностей G , мощностей привода P_a и мощностей нагрева P_h .

Предложены правила моделирования для комбинированных участков L_1 с обогреваемой стенкой цилиндра и нейтральным шнеком и L_2 с преобразованием в тепло механической энергии без внешнего обогрева для глубин нарезки шнека.

Из уравнений (1.77), (1.71), а также из требования о равенстве скоростей сдвига в случае D -шнека и D_0 -шнека получены следующие соотношения [23]:

$$h_1 = h_{1,0} \left(\frac{D}{D_0} \right)^{1-\Psi} \quad (1.79)$$

и

$$h_2 = h_{2,0} \left(\frac{D}{D_0} \right)^{1-\Psi}. \quad (1.80)$$

При этом величины компрессии для D -шнека и D_0 -шнека равны:

$$\chi = h_1 / h_2 = h_{1,0} / h_{2,0} = \chi_0.$$

С учетом уравнения (1.80) получено уравнение константы мундштука (1.68) следующим образом [23]:

$$K = K_0 \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3(1-\Psi)}. \quad (1.81)$$

Выделены три способа настройки величины K [112]:

- 1) подгонкой длины мундштука (длины того участка, на котором поверхность формующего канала имеет параллельные образующие, – так называемой "длины обоймы");
- 2) путем изменения ширины конического зазора между концом шнека и специальной вставкой (при этом либо сам шнек, либо вставка перемещается в осевом направлении);
- 3) установкой регулирующего вентиля между концом шнека и мундштуком.

Автор указывает, что если машина снабжается формующими инструментами, имеющими различные характеристики, то не всегда выполняется правило, приведенное в уравнении (1.81) и при таких отклонениях становится неприменимым правило моделирования (1.77) для числа оборотов шнека, основывающееся на сохранении режима работы D_0 -шнека (T_a, N_0). Например [112], если характеристика больше, чем полагается по уравнению (1.81) (следовательно, сопротивление формующего инструмента меньше), то для D -шнека следует повысить либо температуру T_a , либо число оборотов N , либо обе величины вместе.

Производительность Q при экструзии термопластичной массы через любой формующий инструмент, характеризуемый величиной K [112]:

$$Q = \frac{6\pi^2 C_2 N_0 h_{2,0} D_0^2 K_0 \sin \alpha \cos \alpha}{12C_2 K_0 + \pi h_{2,0}^3 \sin^2 \alpha} \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-2\Psi} = Q_0 \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-2\Psi}. \quad (1.82)$$

Получено следующее выражение для давления массы p :

$$p = p_0 \left(\frac{D}{D_0} \right)^\Psi.$$

При адиабатическом способе работы ($\Psi = 0$) и исполнении шнека, а также формующего инструмента в соответствии с правилами моделирования D -шнек развивает такое же давление экструзии p , как D_0 -шнек. В случае же неадиабатического режима работы давление растет пропорционально $(D/D_0)^\Psi$.

Получены оптимальные значения угла подъема α и глубины нарезки h .

$$\sin^2 \alpha = \frac{6C_2 K}{\pi h_2^3}; \quad \sin^2 \alpha = \frac{12C_2 K}{24C_2 K + \pi h_2^3},$$

тогда $\sin \alpha(\text{оптим.}) = 0,5$, $\alpha(\text{оптим.}) = 30^\circ$ и

$$h_3(\text{оптим.}) = \sqrt[3]{\frac{24}{\pi} C_2 K} = 1,97 \sqrt[3]{C_2 K}. \quad (1.83)$$

Автор [112] указывает, что теоретические оптимальные значения h_2 и α не зависят от диаметра шнека и величина h_3 определяется только константой формующего мундштука и длиной выдавливающей зоны шнека (кратностью диаметра), в то время как α для всех шнеков и формующих инструментов имеет одинаковую оптимальную величину (30°), но эти положения справедливы в том случае, если термопластичный материал ведет себя как ньютоновская жидкость.

Практически применяют угол подъема винтовой линии, например $17^\circ 40'$, соответствующим шагу нарезки, равному $1D$, повышение угла подъема винтовой линии выше $17^\circ 40'$ лишь незначительно увеличивает производительность выдавливающей зоны, особенно при больших сопротивлениях мундштука, а глубина нарезки при меньшем угле подъема винтовой линии должна быть больше, чем при угле 30° [112].

Мощность привода одношнекового экструдера рассчитывается по формуле [21, 112]

$$P_a = \frac{\pi^2}{2} D^2 N h_2 p \cdot \operatorname{tg} \alpha + \pi^3 D^2 N^2 \mu L_2 \left(\frac{D}{h_2 \cos \alpha} + \frac{e}{\delta \operatorname{tg} \alpha} \right). \quad (1.84)$$

Автор указывает, что при точных расчетах второй член в правой части этого уравнения требует корректировки, которая связана с тем, что в узком зазоре между выступами шнека и стенкой цилиндра расплав испытывает особенно интенсивный сдвиг и нельзя принимать, что вязкость μ остается постоянной на всем протяжении выдавливающей зоны. Поэтому целесообразно применять среднюю величину вязкости $\bar{\mu}$ [112] и второй член в уравнении (1.84) разбить на сумму двух слагаемых с различными значениями вязкости:

$$\pi^2 D^2 N^2 L_2 \left(\bar{\mu} \frac{D}{h_2 \cos \alpha} + \mu' \frac{e}{\delta \operatorname{tg} \alpha} \right),$$

где $\mu' < \bar{\mu}$.

При изотермической работе обычно пренебрегают уменьшением производительности, связанным с утечкой материала через зазор между гребнем шнека и материальным цилиндром, но при адиабатическом режиме в определенных условиях утечку через зазор необходимо учитывать.

При изотермическом способе работы P_a растет пропорционально числу оборотов шнека.

В случае изотермического способа работы получено [112]:

$$P_{\text{изот}} = C_1 \mu N^2.$$

Крутящий момент

$$M_{\text{дизотерм}} = \frac{P_{\text{аизот}}}{N} = C_1 \bar{\mu} N$$

изменяется пропорционально числу оборотов шнека N .

При адиабатическом способе работы потребляемая мощность привода выражается соотношением [112]:

$$N_{\text{ад}} = C \bar{\mu} N^\nu,$$

в котором $1 < \bar{\mu} < 2$. Отсюда следует, что крутящий момент

$$M_{\text{ад}} = C \bar{\mu} N^{-1}.$$

Необходимо учитывать зависимость автогенного повышения температуры и зависимость средней величины структурной вязкости $\bar{\mu}$ от числа оборотов шнека при более точном исследовании [112]. Было найдено, что в случае адиабатического способа работы потребляемая мощность привода при малом числе оборотов шнека повышается пропорционально N^2 , а при больших числах оборотов – пропорционально N . Следовательно, в данном случае крутящий момент на валу шнека при малых рабочих скоростях растет пропорционально ν , в то время как при больших скоростях остается постоянным. На рис. 1.8 [112] показаны потребляемая мощность и крутящий момент в зависимости от числа оборотов шнека при изотермическом и адиабатическом режимах работы, а также для случая обычного режима работы (автогенный нагрев при одновременном теплообмене с окружающей средой постоянной температуры).

Уравнение (1.84) после преобразования с учетом h_2 :

$$P_a = \pi^3 C_2 \bar{\mu} \frac{N_0^2 D_0^4}{h_{2,0} \cos \alpha} \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-\Psi} + \frac{\pi^2}{2} N_0 h_{2,0} p_0 \operatorname{tg} \alpha D_0^2 \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-\Psi},$$

или

$$P_a = P_{a0} \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-\Psi}. \quad (1.85)$$

Для крутящего момента $M_d = P_a / N$ на основе уравнений (1.85) и (1.77) получено следующее правило моделирования [112]:

$$M_d = \frac{P_0}{N_0} \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-2\Psi} = M_0 \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-2\Psi}. \quad (1.86)$$

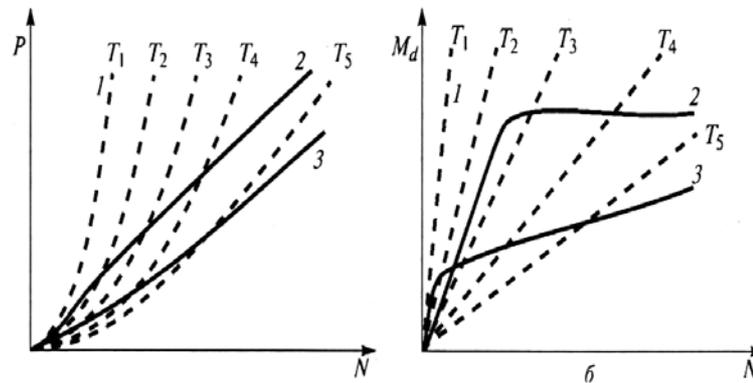


Рис. 1.8. Зависимости потребляемой мощности $P(a)$ и крутящего момента $M_d(b)$ от числа оборотов N :

1 – при изотермическом; 2 – при адиабатическом и 3 – при политропном режимах работы одношнекового экструдера

Уравнение мощности привода требует корректировки, так как необходимо учесть, что происходит некоторое преобразование механической энергии в тепловую на участке L_1 шнека и вследствие этого уменьшается количество тепла, которое должно быть подведено от внешнего обогрева. В связи с этим повышается потребляемая мощность привода как в случае D -шнека, так и в случае D_0 -шнека. Как это отражается на уравнении $P_a = f(D/D_0)$, заранее сказать нельзя. Однако можно считать, что следствием автогенного процесса на участке L_1 , так же как и на участке L_2 , будет повышение показателя степени у отношения D/D_0 [112].

Предложено правило моделирования потребляемой мощности обогрева, которое получено из общего баланса мощности [112].

Баланс мощности шнекового пресса имеет следующий вид:

$$P_a + (P_h - P'_h) I = Q(T - T_0) \gamma c I + QP, \quad (1.87)$$

где P_h – подводимая мощность обогрева, включая покрытие потерь, кал/с; P'_h – потери мощности путем излучения, теплопроводности и конвекции, кал/с; c – средняя удельная теплоемкость массы в интервале температур от T_0 до T , включая удельную скрытую теплоту превращения, кал/(г °С); $I = 42\,700$ гс-см/кал – механический эквивалент тепла.

Произведением QP в правой части уравнения (1.87) по сравнению с тепловой мощностью $Q(T - T_0) \gamma c I$ в большинстве случаев пренебрегают.

После подстановки в уравнение (1.87) выражения [112]

$$P_h = P'_{h0} \left(\frac{D}{D_0} \right)^2 \quad (1.88)$$

с учетом уравнений (1.85), (1.82) и (1.88), получено следующее правило моделирования мощности обогрева:

$$P_h = P'_{h0} \left(\frac{D}{D_0} \right)^2 + \frac{1}{I} \left[(Q_0 p - P_{a0}) \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-2\psi} + Q_0 I (T - T_0) \gamma c \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-2\psi} \right]. \quad (1.89)$$

При условии, что машина имеет хорошую тепловую изоляцию и можно пренебречь мощностью, расходуемой на выдавливание массы, уравнение (1.89) упрощается:

$$P_h = Q_0 (T - T_0) \gamma c \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-2\psi} - \frac{P_a}{I} \left(\frac{D}{D_0} \right)^{3-2\psi}. \quad (1.90)$$

Вывод. Во всех изложенных выше моделях не учитывается качество получаемого экструдата, а, именно для резиновых смесей – подвулканизация при переработке в экструзионном оборудовании, что не позволяет прогнозировать качество длинномерных резинотехнических изделий при расчете и проектировании процесса и оборудования.

1.2. ЭКСТРУЗИОННОЕ ОБОРУДОВАНИЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ ПРОЦЕСС С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ЭКСТРУДАТА

1.2.1. Типичные длинномерные резинотехнические изделия и схема их производства [113]

Производство резиновых профилей и шлангов осуществляется в настоящее время в увеличенном объеме на непрерывно работающих производственных установках.

Это касается, прежде всего, вулканизации экструдированных профилей из каучуковой смеси с применением микроволн или установок ультравысокой частоты (рис. 1.9).

При этом речь идет, в частности, об однокомпонентных профилях из резиновой смеси и губчатой резиновой смеси, но в том числе и более сложных многослойных профилях, состоящих из трех резиновых смесей, которые имеют частично в профильных сердечниках стальные армирования. Большинство этих профилей находят применение в автомобилестроении и в строительном секторе и берут на себя уплотняющие функции, например, между металлом и стеклом, металлом и металлом и т.д.

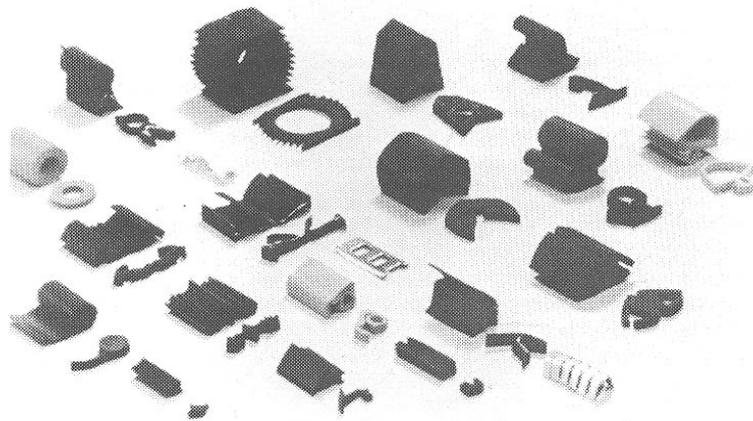


Рис. 1.9. Типичные продукты, которые – исходя из полуфабрикатов (готовая каучуковая смесь) – непрерывно экструдированы и вулканизируются

Рис. 1.10 показывает схематически машинотехнический объем современной профильной производственной линии, а также расположение основных машинных узлов. Следовательно, производственная линия для простых резиновых профилей состоит из экструдера с калибровочным инструментом, нагревательного и вулканизационного участка, канала теплого воздуха и охлаждающего участка с подключенными намоточными приспособлениями или приемными столами.

Каждая из этих машин и машинных устройств берет на себя, соответственно их расположению на линии, определенные функции.

Машинотехнические затраты для непрерывно работающей профильной производственной линии зависят – как показывают рисунки – прежде всего от спецификации продукта.



Рис. 1.10. Экструзионная и вулканизационная установка для профилей

Она же в свою очередь ссылается, с одной стороны, на специальную конструкцию профиля, а, с другой стороны, на требуемое качество профиля.

В настоящее время отмечается тенденция, что в особенности автомобильная промышленность принуждает изготовителей профилей улучшать их продукцию при перспективах постоянства размеров и физических качеств. Эти требования могут быть реализованы при долговременных перспективах согласно опыту только благодаря целенаправленной оптимизации машин, точному анализу производственной технологии со знанием влияющих параметров и воздействий всех мешающих величин, а также с помощью повышенного применения управления производственными процессами.

При этом оказалось рациональным отдельное исследование в первую очередь каждой машины и каждого машинного агрегата, фиксирование влияющих величин и переменных воздействий со всей установкой после осуществленной оптимизации и, основываясь на этом, осуществление плана управления и регулирования для всей системы.

1.2.2. ЭКСТРУДЕР [113]

ДЛЯ НЕПРЕРЫВНОЙ ВУЛКАНИЗАЦИИ ШЛАНГОВ И ПРОФИЛЕЙ ПРИМЕНЯЮТ ПРИБЛИЗИТЕЛЬНО В ТЕЧЕНИЕ 15 – 20 ЛЕТ ЭКСТРУДЕРЫ ХОЛОДНОГО ПИТАНИЯ С ЗОНОЙ ДЕГАЗАЦИИ.

Как известно, каучуковые смеси содержат, в зависимости от их рецептуры и процесса подготовки, летучие компоненты и влагу.

При нагревании смеси до температуры вулканизации при атмосферном давлении (так называемая свободная вулканизация, в противоположность вулканизации в прессах при высоком статическом давлении) эти компоненты расширяются и вызывают пористое поперечное сечение профиля.

Так как все непрерывно работающие установки вулканизации могут нагружаться по причине проблем уплотнения только атмосферным давлением или минимальным избыточным давлением, то вакуумированию каучуковой смеси в технологической части экструдера придается особое значение относительно элиминации газовых пор и дефектов в резиновом профиле.

Итак, экструдер должен брать на себя следующие задачи на линии производства профилей:

- втягивание, предварительное нагревание и пластикация холодных листов каучуковых смесей и их грануляция;
- сжатие смеси и формование мелких частичек для обеспечения интенсивного вакуумирования смесей;
- новое сжатие и гомогенизация для формирования поперечного сечения профиля в формирующем инструменте.

Аналогично обстоит дело с постоянством размеров экструдированных профилей. Для непрерывной регистрации размеров профилей в настоящее время все больше применяют бесконтактно работающие лазерные приборы для измерения размеров. Как видно из рис. 1.11, эти приборы оснащены электронным блоком обработки результатов измерений, который позволяет накапливать заданные значения размеров и отклонений от заданного / действительного значения в качестве аналогового сигнала для дальнейшей переработки в последовательных регуляторах. Таким образом, для соблюдения допусков профиля может автоматически корректироваться скорость вытяжки ленты или число оборотов экструдера.

При этом является возможным оказание влияния на обе величины в зависимости от временной характеристики отклонений от допуска. Так, например, отрегулирование высокочастотных отклонений посредством сопровождения скорости транспортной ленты, а низкочастотных, которые могут происходить от отклонений по вязкости смеси, напротив, посредством подгонки числа оборотов экструдера.

Показано, [113] что при производительности в 170 кг/ч постоянная размеров плоского профиля 32,1 мм × 10 мм составляла в горизонтальной профильной оси $\pm 0,25$ мм. Отклонения от допуска можно распознать уже по колебаниям записи давления массы в технологической части экструдера.

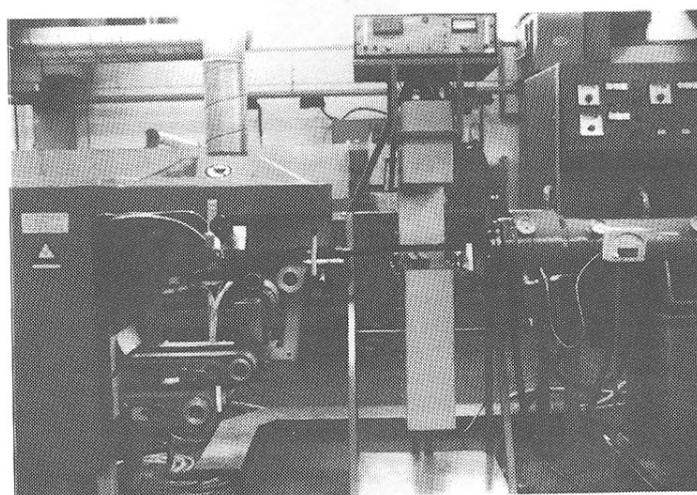


Рис. 1.11. Оснащение экструдера прибором регистрирующим изменение размеров экструдата

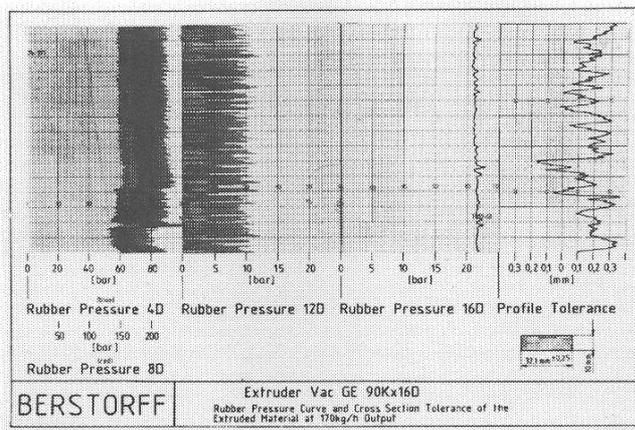


Рис. 1.12. Запись данных процесса и допусков размеров обычного вакуумного экструдера Vac GE 90Kx15D

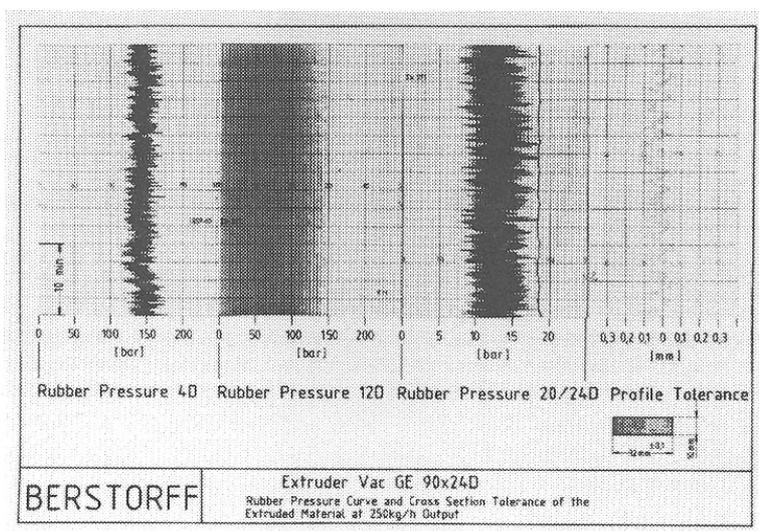


Рис. 1.13. Сравнительная запись данных процесса для экструдера высокой производительности Vac GE 90KSx24D

При производительности в 250 кг/ч отклонения по горизонтальной оси профиля составляли у этой машины (рис. 1.13) только $\pm 0,1$ мм, измерено в течение 40 мин. Машина имеет в противоположность к стандартному варианту с отношением $L/D = 20$ длину технологической части в $L/D = 24$. Удлинение на $4D$ учитывает более высокие давления масс при использовании обкладочных инструментов, которые находят применение при производстве армированных сталью профилей.

1.2.3. УСТАНОВКИ УЛЬТРАВЫСОКОЙ ЧАСТОТЫ [113]

При вулканизации каучуковых смесей важное значение для качества конечного продукта имеет, с одной стороны, величина температуры обработки, а, с другой стороны, время, в течение которого продукт удерживается на этом температурном уровне.

Поэтому при производстве профилей важным является быстрое и равномерное нагревание поперечного сечения профиля до температуры вулканизации.

В противоположность обычным вулканизационным установкам (паровым, горячего воздуха, соляным ваннам) на установках ультразвуковой частоты и микроволновых установках передача тепловой энергии на продукт вулканизации происходит не посредством проведения тепла снаружи из конечных зон, а с помощью магнитных волн.

Как каучуковые смеси, так и резина обладают, как известно, очень плохой теплопроводностью.

В связи с этим тепловая энергия, переданная с экструдера на каучуковый профиль, не теряется, а также используется для вулканизации. Магнитные волны нагревают каучуковую смесь, находящуюся на температурном уровне от 120 до 130 °С, с более высоким коэффициентом полезного действия, чем каучуковую смесь при комнатной температуре.

Форма передачи тепла магнитной энергией является более выгодной как для вулканизации высокообъемных поперечных сечений профилей, так и для вулканизации профилей с поллой камерой, так как обеспечивается одновременное и равномерное нагревание всего поперечного сечения продукта. При этом на качество продукта во время процесса вулканизации не оказывают отрицательного влияния через поперечное сечение профиля более или менее высокие температурные градиенты. В отдельных случаях, например при паровой вулканизации или вулканизации горячим воздухом, данные условия вели к перевулканизации в краевых зонах профиля и недовулканизации в стержне профиля.

Применяются установки, использующие в своей работе принципы волновода и резонаторной камеры.

Установки по принципу волновода могут реализовываться соответственно современному уровню техники для полезных поперечных сечений профиля до 50×50 мм, а установки по принципу резонаторной камеры до полезных поперечных сечений приблизительно в 300×100 мм. Волноводные установки обладают более высокими коэффициентами полезного действия в отношении передачи энергии. Но все же установки с резонаторными камерами добиваются все больше и больше признания из-за более высокого поперечного сечения и более высокой гибкости. Итак, установки с резонаторной камерой предоставляют возможность последовательно-

го включения нескольких энергетических запиточных систем и приспособления установки к необходимой производственной мощности. Так как установки планируются по принципу агрегатирования, то может реализоваться беспроблемное дополнительное оборудование.

1.2.4. УСТАНОВКИ С СОЛЯНЫМИ ВАННАМИ [113]

Успешное применение установок ультравысокой частоты понизило значение установок с соляными ваннами для непрерывной вулканизации резиновых профилей (табл. 1.1).

Решающим для этой ситуации оказался плохой термический коэффициент полезного действия установок с соляными ваннами, а также проблемы в связи с очисткой профилей от солевого расплава.

Однако существуют специальные области, где, как и прежде, доминируют установки с соляными ваннами.

К ним относятся как вулканизация шитых перекисью каучуковых смесей, которые при нагревании нежелательно реагируют с кислородом воздуха, так и вулканизация неполярных (это значит, электрически не проводящих) смесей, которые непригодны для вулканизации на установках ультравысокой частоты.

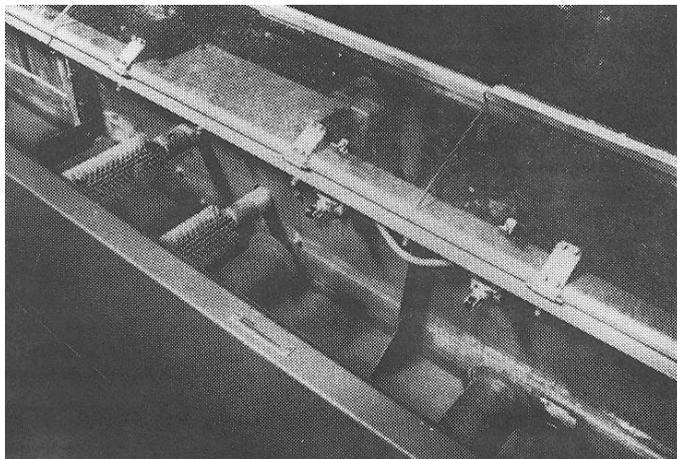


Рис. 1.14. Устройства для промывки профилей

В настоящее время делаются ванны расплава для полезных поперечных сечений профилей максимально в 100 × 100 мм и в 260 × 100 мм. Нагревание ванны осуществляется снаружи через пластинчатые радиаторы, которые включаются по зонам электронными температурными регуляторами.

Для удовлетворения законоположения в отношении обессоливания сточных вод, а также для реализации регенерации соли, часто находят применение установки для обессоливания сточных вод, требующие затрат.

1.1. Сравнительные критерии установок с соляной ванной и ультравысокой частоты [113]

| Сравнительные критерии | Установка с соляной ванной | Установка ультравысокой частоты |
|---------------------------------------|---|---|
| Обрабатываемый материал | Почти все каучуковые смеси | Только полярные каучуковые смеси |
| Потери вулканизационной среды | Высокая потеря соли из-за прилипания соли к профилю | Почти никаких |
| Согласование вулканизационной энергии | Изменение температуры солевого расплава | Быстрое, немедленное согласование мощности магнетрона с требованиями производства |
| Ведение профиля | Неблагоприятное втягивание профиля с отводом, риск деформации поперечного сечения профиля, обусловленное приводным усилием расплава | Горизонтальный транспортный конвейер без отвода обеспечивает оптимальные условия |
| Дополнительная обработка профиля | Охлаждение и очистка остатков солевого расплава требуют сложного процесса промывки | Только охлаждение |
| Время пуска в эксплуатацию | 2 – 3 ч | 30 мин |
| Коэффициент полезного действия | 20...30 % | 40...50 % |
| Затраты на уход | Относительно низкие | Сравнительно высокие |
| Капитальные затраты | 70 % | 100 % |

1.3. КРИТЕРИИ КАЧЕСТВА ИЗДЕЛИЙ ПРИ ПЕРЕРАБОТКЕ АНОМАЛЬНО ВЯЗКИХ ЖИДКОСТЕЙ

1.3.1. Оценка подвулканизации экструдата при переработке резиновых смесей

Существуют промышленные установки, в которых с целью предварительной вулканизации осуществлен способ разогрева резиновой смеси перед входом в фильеру за счет сдвиговых деформаций в кольцевой щели между вращающимся дорном и внутренними стенками Т-образной головки [114].

В работе [115] показан пример использования прогрессивного нагрева заготовки – сдвиговая профилирующая головка к экструдеру, разработанная и изготовленная фирмой "Трестер" (ФРГ). Головка содержит вращающийся с переменной скоростью дорн. Значительная часть тепловой энергии вводится в изделие за счет диссипации механической энергии, а другая – за счет теплопроводности от обогреваемых стенок цилиндра головки и дорна. Из сдвиговой головки резиновая смесь поступает в формующую зону мундштука, а затем в тепловую камеру с горячим воздухом.

В работе [116] описывается процесс изготовления профильных изделий на установках с удлиненными фильерами, который состоит в том, что резиновая смесь при температуре, близкой или равной температуре вулканизации, под высоким давлением непрерывно продавливается по обогреваемому профильному каналу, профиль сечения канала соответствует профилю готового изделия с учетом поправок на усадку. Такой процесс по аналогии с литьем под давлением называют процессом трансферного формования изделий [117].

Из патентной литературы [118 – 123] видно, что работы в направлении одновременного формования и вулканизации резиновых изделий идут за рубежом в широких масштабах.

В работе [124] проводились исследования показателей качества, таких как предел прочности и относительное удлинение вулканизированных образцов в зависимости от времени и температуры вулканизации (рис. 1.15 – 1.17).

В работах [125, 126] авторами предлагается в качестве критерия качества резиновой смеси использовать критерий Бейли:

$$JB(t) = \int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = 1, \quad (1.91)$$

где $\int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]}$ – оценка теплового старения, термодеструкции полимеров или подвулканизации резиновых смесей; $\tau[T(t)]$ –

кривая, характеризующая подвулканизацию (время достижения "скорчинга" в условиях постоянства температуры); t^* – время достижения "скорчинга" при заданном процессе подвулканизации $T(t)$.

В работе [127] представлены моделирование и методы количественной интерпретации кинетических кривых процесса вулканизации функциями распределения случайных величин.

Для целенаправленного управления экструзионными процессами необходимо иметь информацию о полях скоростей, давлений, температур, времени пребывания в зависимости от вида перерабатываемого материала. В работе [128] предложено численное решение этой задачи, которое дает возможность при известных параметрах объекта получить картину поля скоростей движения частиц полимера в канале шнека экструдера, развиваемых в материале давлений, температур и распределения вязкости, что в свою очередь даст возможность управлять качеством готовых изделий.

В работе [129] показана перспективность применения диссипативных головок при экструзии длинномерных изделий из резиновых смесей. Обоснована актуальность создания метода расчета технологических и конструктивных параметров сдвиговых головок с учетом подвулканизации материала в зоне деформации и оптимизации процесса разогрева резиновых смесей при профилировании. Разработана математическая модель гидродинамики неизотермического винтового напорного течения аномально вязкой жидкости в кольцевом канале диссипативной головки, позволяющая оценить подвулканизацию перерабатываемого материала, которая состоит из следующих уравнений:

– уравнение движения

$$\frac{\partial P}{\partial r} = 0, \quad \frac{\partial P}{\partial \theta} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r^2 \tau_{r\theta}) = 0, \quad \frac{\partial P}{\partial z} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial z} (r \tau_{rz});$$

– реологическое уравнение

$$\tau_{rz} = \eta \frac{\partial V_z}{\partial r}, \quad \tau_{r\theta} = \eta r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{V_\theta}{r} \right),$$

где $\eta = \mu_1 \left| \frac{I_2}{2} \right|^{\frac{n-1}{2}}$; $\mu_1 = \mu_0 e^{-b(T-T_0)}$; $I_2 = 2 \left[r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{V_\theta}{r} \right) \right]^2 + \left(\frac{\partial V_z}{\partial r} \right)^2$;

– уравнение неразрывности

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r V_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial V_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial V_z}{\partial z} = 0;$$

– уравнение энергии

$$\rho c V_z \frac{\partial T}{\partial z} = \lambda \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \eta \left\{ \left[r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{V_\theta}{r} \right) \right]^2 + \left(\frac{\partial V_z}{\partial r} \right)^2 \right\};$$

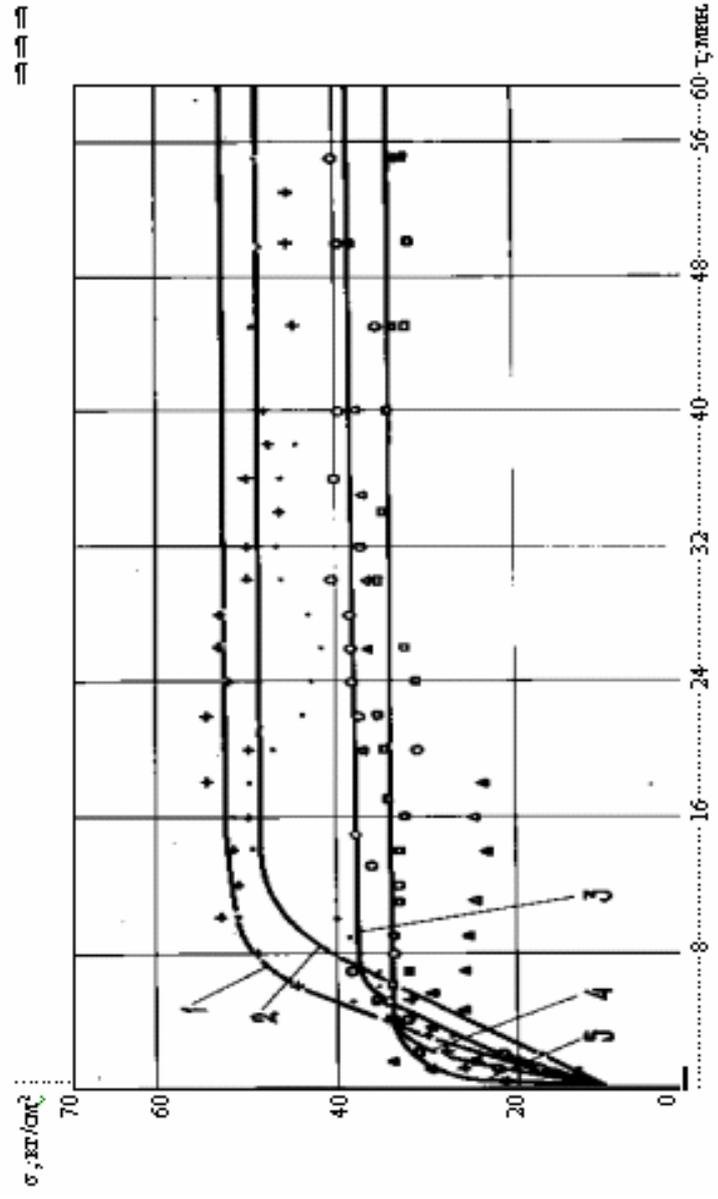


Рис. 1.15. Зависимость предела прочности от длины и температуры. 1 — 155°С; 2 — 165°С; 3 — 175°С; 4 — 185°С; 5 — 195°С

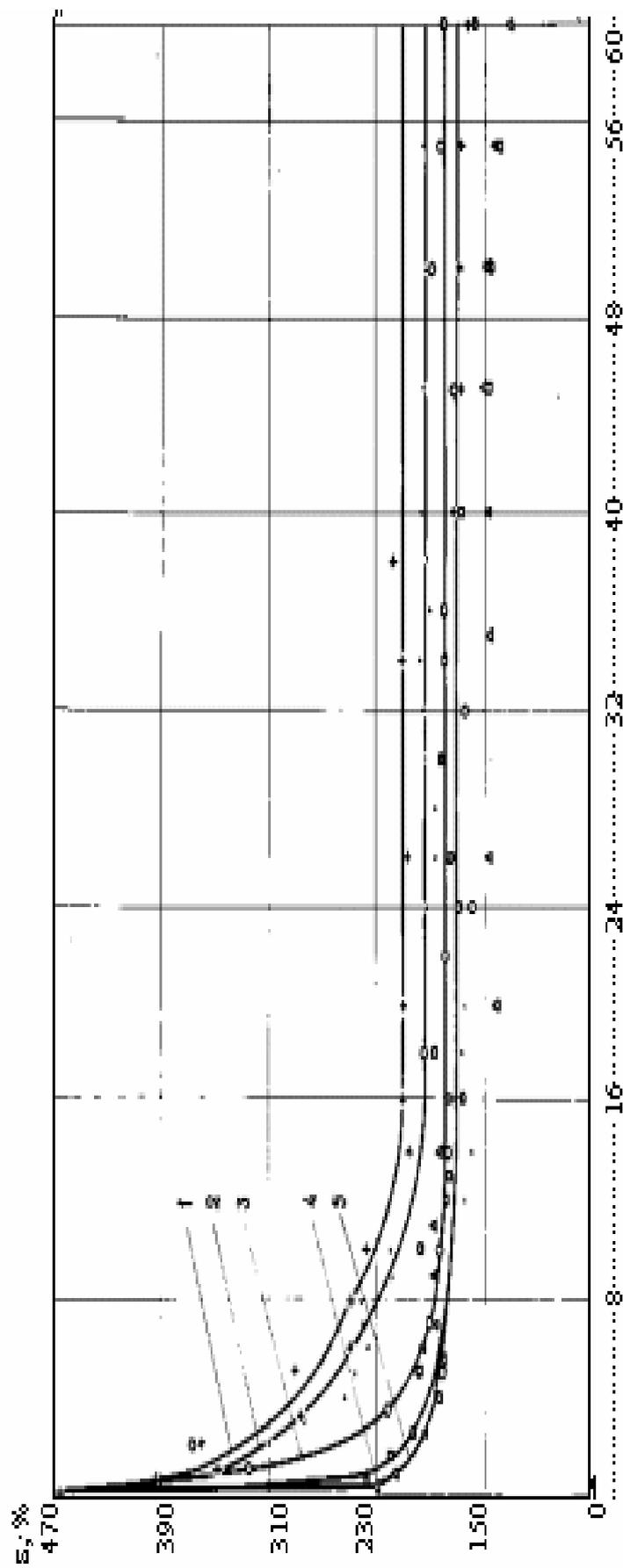


Рис. 1.16. Зависимость относительного удлинения δ от температуры для сталей: 1 — 155; 2 — 165; 3 — 175; 4 — 185; 5 — 195 °С

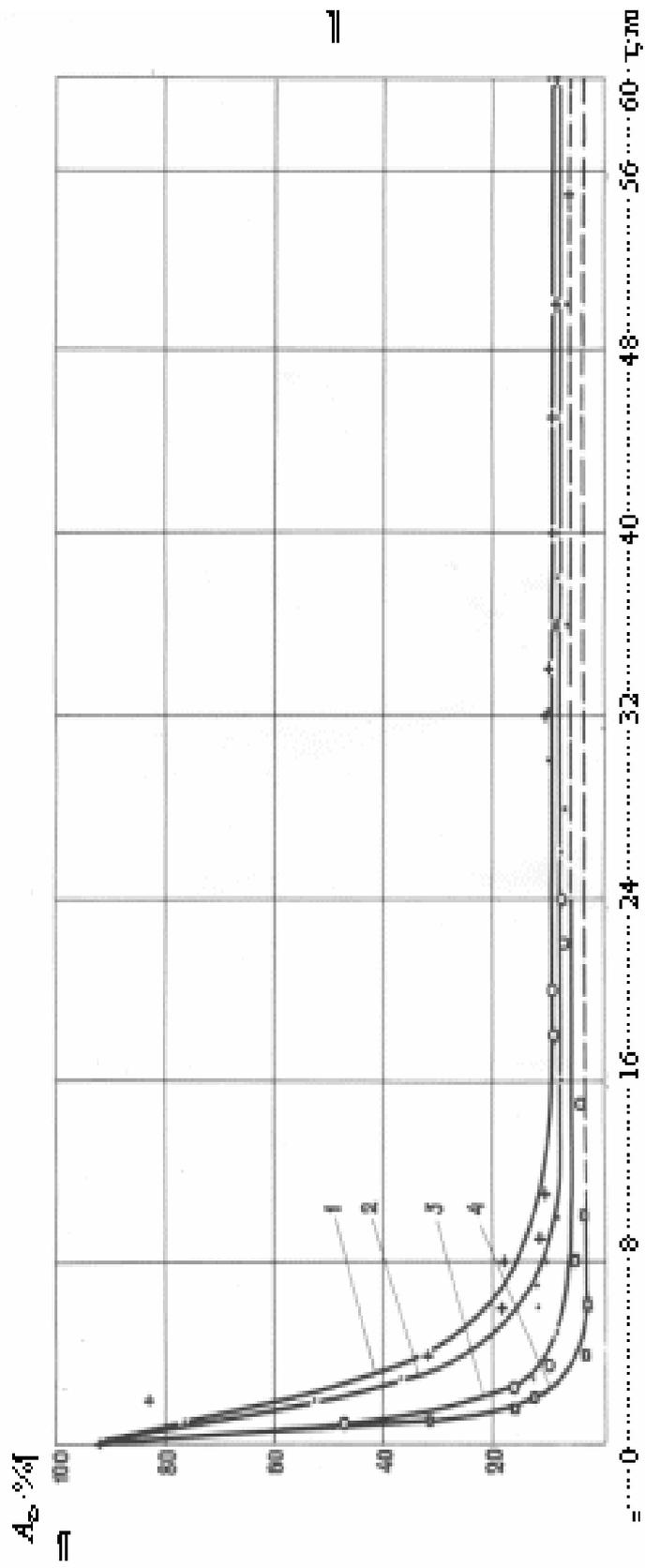


Рис. 1.17. Зависимость остаточного углерода A_c от времени t и температуры t .
 1 — 155 °C; 2 — 165 °C; 3 — 175 °C; 4 — 185 °C; 5 — 195 °C

и

– модифицированный критерий Бейли

$$I = \int_0^t \frac{dt}{\tau(T(t))}$$

со следующими граничными условиями (рис. 1.18):

при $r = R_2$, $V_\theta = 0$, $V_z = 0$; $r = R_3$, $V_\theta = \omega R_3$, $V_z = 0$;

при $z = 0$, $P = P_{\text{вх}}$, $z = L$, $P = 0$;

при $z = 0$, $T(r, 0) = T_{\text{вх}}$;

при $r = R_2$, $\lambda \frac{\partial t(R_2, z)}{\partial r} = \alpha_m [T(R_2, z) - T_{w1}]$;

при $r = R_3$, $\lambda \frac{\partial t(R_3, z)}{\partial r} = \alpha_m [T(R_3, z) - T_{w2}]$,

где V – скорость течения материала; V_z , V_θ , V_r – компоненты вектора скорости; r – текущий радиус точки среды; τ – напряжение сдвига; γ – скорость деформации (скорость сдвига); η – эффективная вязкость; η_1 – коэффициент консистентности материала; η_0 – коэффициент консистентности материала при температуре T_0 ; ρ – плотность материала; I_2 – второй инвариант тензора скорости деформации; n – индекс течения; Q – расход материала (объемная производительность экструзии); P – гидростатическое давление; c_v – теплоемкость материала; T – температура материала; T_0 – начальная температура материала; $T_{\text{вх}}$ – температура материала на входе в зону деформации; T_{w1} – температура внутреннего цилиндра; T_{w2} – температура наружного цилиндра; b – температурный коэффициент; λ – коэффициент теплопроводности; α_c – коэффициент теплоотдачи сталь – воздух; α_T – коэффициент теплоотдачи теплоноситель – сталь; α_m – коэффициент теплоотдачи материал – сталь; R_2 – внутренний радиус кольцевого канала; R_3 – наружный радиус кольцевого канала; ω – частота вращения наружного цилиндра головки; L – длина кольцевого канала; Δ – величина зазора кольцевого канала; I – модифицированный критерий Бейли; $\tau(t)$ – функция, отражающая время, необходимое для наступления подвулканизации при постоянной температуре T (время начала вулканизации).

Система вышеуказанных дифференциальных уравнений решалась численными методами. Сначала решается уравнение движения независимо от уравнения энергии, при известном распределении температуры и давления в фиксированном сечении ($z = \text{const}$) области деформации.

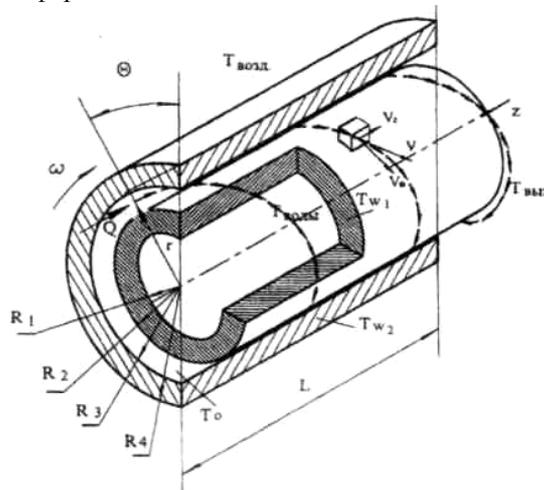


Рис. 1.18. Расчетная схема кольцевого канала диссипативной головки

Зная гидродинамические характеристики течения, решается уравнение энергии и вычисляется степень подвулканизации перерабатываемого материала в рассматриваемом сечении. В соответствии с вновь рассчитанным распределением температуры пересчитываются реологические параметры материала на следующем сечении, а затем и гидродинамические параметры и так по всей длине области диссипации. Чтобы рассчитать нулевое приближение эффективной вязкости $\eta_i^{s=0}$ для начального сечения, используется приближение распределения скоростей $V_z^{s=0}$ и $V_Q^{s=0}$, ранее полученное по упрощенной модели.

Последовательное решение уравнений движения и энергии проводилось численно с использованием метода конечных разностей. Для этого дифференциальное уравнение в частных производных заменялось системой алгебраических уравнений, используя разностные аналоги частных производных, после чего решалась полученная система методом прогонки.

Автором работы [129] получены значения скорости течения и давления, скорости деформации, напряжения, вязкости, температуры и степени подвулканизации в любой точке исследуемого канала.

В результате математического исследования установлено, что величина и распределение температуры материала на выходе из головки определяются параметрами области диссипации: величиной кольцевого зазора и длиной, а также

частотой вращения цилиндра головки, оставаясь практически инвариантными к изменению реологических свойств экструдруемого материала. Показано, что температурно-временной режим переработки различен для частиц материала,двигающихся по различным траекториям, что при экструзии резиновых смесей, склонных к подвулканизации, вызывает различную локальную степень подвулканизации материала.

Установлено, что использование диссипативной головки к экструдеру позволяет значительно сократить время последующей вулканизации заготовки, а именно исключить из процесса вулканизации ее первый период – индукционный, продолжительность которого составляет до 20 % от продолжительности процесса вулканизации.

На основе разработанной математической модели сформулирована и решена задача условной оптимизации процесса разогрева резиновых смесей, склонных к подвулканизации. Рассчитаны оптимальные параметры процесса и оборудования, которые обеспечивали бы получение с необходимой производительностью экструдата с минимальными затратами мощности, при сохранении удовлетворительного качества продукта, оцениваемого с помощью модифицированного критерия Бейли.

На основании результатов теоретических и экспериментальных исследований разработана методика проектирования и расчета диссипативных головок к червячным машинам при экструзии резиновых смесей [129].

1.3.2. Оценка изменения размеров поперечного сечения экструдата при переработке полимеров

Расплавы полимеров при течении, т.е. при деформировании способны к большим необратимым деформациям и, следовательно, проявляют свойства истинных жидкостей [130].

Ранее отмечалась специфическая особенность полимерных систем – высокоэластичность. Следует заметить, что для высокомолекулярных соединений не существует четкой границы между высокоэластичным и твердым состоянием. Это означает, что расплавы полимеров, будучи истинными жидкостями, одновременно проявляют упругие свойства, что присуще твердым каучукоподобным телам. Для описания двойственных свойств расплавов полимеров используют модельные представления, иллюстрируемые различными комбинациями простейших элементов, моделирующих свойства ньютоновских жидкостей (поршень в ньютоновской жидкости) и идеально упругих твердых тел (идеально упругая пружина). Не вдаваясь в подробности поведения различных сложных моделей, описывающих аномальное поведение неньютоновских жидкостей и, в частности, расплавов полимеров, скажем только, что наиболее полно физические и математические закономерности их поведения описаны в работах [131 – 133].

Для полимеров в текучем состоянии полнее всего изучено их поведение при сдвиге, когда мысленно выделенные в расплаве полимера две параллельные плоскости сдвигаются одна относительно другой без изменения расстояния между ними. При этом происходит смещение относительно друг друга макромолекул, которые находятся на разных расстояниях от указанных плоскостей. За меру деформации сдвига γ принимают тангенс угла поворота прямой, которой определялось расстояние между плоскостями до начала процесса. Скорость деформации $dy/dt = \dot{\gamma}$ определяет изменение деформации во времени и выражается в s^{-1} [130].

Полимер оказывает сопротивление деформированию из-за наличия межмолекулярного взаимодействия, а также вследствие изменения конформации макромолекул. В настоящее время структуру текучей полимерной системы принято представлять в виде флуктуационной сетки, узлами которой являются контакты между макромолекулами и их ассоциатами. В покое при постоянной температуре плотность узлов флуктуационной ветки в среднем остается постоянной. При деформировании расплава происходит разрушение сдерживающих деформирование узлов сетки, вязкость системы падает до определенного значения, определяемого скоростью деформации. Развивающаяся при этом высокоэластическая деформация достигает постоянного значения, а необратимая деформация течения увеличивается во времени равномерно, что приводит к установившемуся течению [130].

Деформирование полимеров в текучем состоянии при постоянно приложенной нагрузке качественно сходно с ползучестью полимеров в твердом или в высокоэластическом состоянии [134].

При сдвиге изменяется не только угол между начальным и текущим положением вертикали, но и длина линейных элементов. Выражение для градиента скорости U [130]

$$\frac{dU}{dh} = \operatorname{tg} \gamma,$$

Значение dU/dh для простого сдвига может использоваться для вычисления тензора больших деформаций $\{\gamma\}$.

Тензор деформаций $\{\gamma\}$ для простого сдвига записывается как:

$$\{\gamma\} = \begin{vmatrix} 0 & \gamma & 0 \\ \gamma & \gamma^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{vmatrix}, \quad (1.92)$$

Появление диагональной компоненты в тензоре деформаций при простом сдвиге представляет собой эффект Пойнтинга и объясняется возникновением нормальных напряжений, как следствие реакции расплава на принудительное изменение конформаций макромолекул при сдвиге [135].

Существует ряд геометрических схем течений, при которых реализуется простой сдвиг: установившееся течение в трубе (течение Пуазейля), течение в зазоре между двумя коаксиальными цилиндрами (течение Куэтта), сдвиговое течение в зазоре между конусом и плоскостью. Тензор скоростей деформации для всех этих течений имеет вид:

$$|\dot{\gamma}| = \begin{vmatrix} 0 & \dot{\gamma}/2 & 0 \\ \dot{\gamma}/2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{vmatrix}. \quad (1.93)$$

Частным случаем простого сдвига является чистый сдвиг, но при этом отсутствует вращение в окрестностях элементарного объема [131]. С точки зрения механики сплошных сред это различие несущественно. Однако при проявлении таких эффектов, как разбухание струи и неустойчивое течение, вращение элементарных объемов может быть существенным.

Для неньютоновских жидкостей, класс которых весьма широк и куда можно отнести расплавы полимеров, предложен целый ряд реологических уравнений, связывающих между собой напряжение и скорость сдвиговой деформации. В этих уравнениях коэффициентом является вязкость системы, зависящая от предыстории сдвига и его состояния [131, 132, 136].

У расплавов полимеров, которые можно отнести к эластическим жидкостям, сдвиговое деформирование вызывает нормальные напряжения, ответственные за такие явления, как эффект Вайссенберга, разбухание струи, неустойчивое течение и др. [131, 137].

Согласно [137], τ связано с высокоэластическим модулем G_3 и высокоэластической деформацией γ_3 следующим образом:

$$\gamma_3 = \frac{\sigma_1}{2\tau}, \quad (1.94)$$

где $\sigma_1 = P_{11} - P_{12}$ – первая разность нормальных напряжений.

$$G_3^0 = \frac{2\tau^2}{\sigma_1} = \frac{2\mu_0^2 \dot{\gamma}^2}{\sigma_1}; \quad (1.95)$$

$$\sigma_1 = \frac{2\mu_0^2 \dot{\gamma}^2}{G_3^0} = \xi_0 \dot{\gamma}^2, \quad (1.96)$$

где ξ_0 – начальное значение коэффициента нормальных напряжений.

В области низких скоростей сдвига касательные напряжения пропорциональны скорости сдвига, а нормальные – квадрату ее, т.е. нормальные напряжения меняются со скоростью сдвига сильнее, чем касательные. Таким образом, на основе измерения только одной вязкости и зависимости ее $\dot{\gamma}$ нельзя определить, происходят ли в расплаве структурные превращения, определяющие в конечном итоге свойства изделия.

Измерение вязкости должно быть дополнено оценкой σ_1 и γ_3 , более чутко реагирующих на изменение структуры.

Одноосное растяжение расплавов полимеров является еще одним важным типом деформирования. Оно широко используется в инженерной технологии при формировании волокон, пленок, листов. Режим растяжения может быть весьма сложным (в смысле зависимости напряжений и скорости деформации от времени) и неоднородным по длине растягиваемых образцов [130].

При растяжении, так же как и при сдвиге, возможна реализация установившихся режимов течения, которым отвечает сохранение значительных высокоэластических деформаций. При больших скоростях деформации расплавы полимеров переходят в состояние, которое подобно состоянию сшитых эластомеров. Это позволяет трактовать такой эффект, как переход в вынужденное высокоэластическое состояние и способность полимера к накоплению больших необратимых деформаций.

Тензор скоростей деформации при растяжении имеет вид

$$|\dot{\gamma}|_p = \begin{vmatrix} \dot{\gamma}_p & 0 & 0 \\ 0 & -\dot{\gamma}_p/2 & 0 \\ 0 & 0 & -\dot{\gamma}_p/2 \end{vmatrix}. \quad (1.97)$$

Здесь скорость растяжения определяется как продольный градиент скорости:

$$\dot{\gamma}_p = \frac{dU_z}{dz} = \frac{d\dot{\gamma}_p}{dt}. \quad (1.98)$$

В работах Трутона при количественном описании процесса растяжения жидкостей применяется зависимость, аналогичная закону Ньютона:

$$P_{11} = \lambda \dot{\gamma}_p, \quad (1.99)$$

где λ – коэффициент продольной вязкости.

Трутон определил, что $\lambda = 3\mu$. Для расплавов полимеров уравнение (1.70) строго справедливо при напряжениях, стремящихся к нулю.

В качестве количественной меры деформации при одноосном растяжении используется относительная деформации по Генки, обладающая свойством аддитивности по отношению к последовательным деформациям:

$$\varepsilon_p = \ln \frac{l}{l_0} = \ln x, \quad (1.100)$$

где l и l_0 – начальная и конечная длины образца; x – степень удлинения.

Сдвиг и растяжение расплавов полимеров показали количественное и качественное различие двух типов деформирования.

При сдвиге несимметричность формы молекул вызывает их ориентацию в потоке, которая тем больше, чем больше скорость сдвига. Так как при сдвиге осуществляется послойное течение расплава, причем скорости двух смежных слоев различны (телескопическое течение), молекулы скользят одна относительно другой [9]. Согласно [138], слой относительно слоя перемещается на элементарных структурных элементах, как на катках. При этом структурные элементы вращаются. Этим собственно и определяется понятие вязкости при сдвиговом течении. Отсюда понятно влияние на вязкость скорости сдвига и температуры, если учесть, что размер структурных элементов с ростом скорости сдвига должен уменьшаться до определенного момента.

Возникает вопрос о возможности предельной ориентации макромолекулы при сдвиговом деформировании. С одной стороны, исходя из представлений, впервые примененных Дебаем [139] и развитых Бики [140], в ламинарном стационарном потоке макромолекулярный клубок, кроме поступательного движения, еще и вращается. Вращение клубка вызывается различием в осевой скорости двух смежных слоев. С другой стороны, учитывая эффект Пойнтинга [141], при развитии достаточно больших высокоэластических деформаций при сдвиговом течении расплавов полимеров возникают ориентированные по потоку растягивающие напряжения.

Тем не менее, падение вязкости расплавов полимеров с ростом скорости деформации сдвига указывает на то, что при сдвиге, по-видимому, не достигается полного выпрямления макромолекул и их ориентации вдоль потока.

Как известно, вязкость расплавов при растяжении втрое больше сдвиговой вязкости, причем в условиях минимального напряжения. В области более высоких скоростей деформации продольная вязкость возрастает значительно быстрее сдвиговой и может превосходить ее в несколько сот раз. В отличие от сдвига при растяжении, когда происходит ориентация и выпрямление двух соседних макромолекул, с ростом степени ориентации меняется расстояние между ними (уменьшается) из-за поперечного сжатия расплава полимера при растяжении. Это приводит к увеличению внутреннего трения между молекулами и соответственно к росту вязкости. Однако и здесь может наступить такой момент, когда рост вязкости прекратится и начнется ее падение, связанное уже с разрывами флуктуационной сетки зацеплений при высокой степени ориентации.

Таким образом, при сдвиге и растяжении поведение макромолекул в расплаве существенно различно, что и приводит к различному характеру зависимости вязкости от скорости деформации. В конечном итоге это обстоятельство и привело к созданию самостоятельных теорий для описания одного и того же объекта в случае различных схем деформирования.

В процессах переработки полимеров осуществляется течение расплавов в каналах различной формы и размеров. При этом могут реализоваться в чистом виде рассмотренные типы деформирования, простой сдвиг и однородное растяжение. Однако чаще всего расплав полимера, двигаясь в каналах сложной формы, подвергается одновременному деформированию при сдвиге и растяжении. Учитывая сложный характер изменения поведения полимера, определяемый различием зависимости вязкости расплава в двух случаях деформирования, рассмотрено поведение расплавов полимеров в условиях сложного сдвига.

Течения расплавов полимеров могут рассматриваться как одномерные, т.е. скорость деформации в этих случаях определяется как производная по времени практически единственной компоненты скорости, направленной вдоль движения потока (продольный – для растяжения, поперечный – для сдвига градиенты скорости) [130].

Очевидно, в перерабатывающих машинах возможны такие формы каналов, в которых течение материала будет двумерным и соответственно свести деформирование расплава полимера к одной из простейших схем деформирования с большой степенью некорректности вообще неправомерно. Зонами двумерного течения расплава являются переходные участки между цилиндром экструдера и формующим каналом головки, зоны входа в различные каналы при существенно большем размере резервуара, различные типы конвергентных и дивергентных каналов, встречающихся в экструзионных головках для листов, пленок, труб, профилей, зоны выхода из каналов в случае свободной экструзии с отбором экструдата. Применительно к литью под давлением – это сопла и литниковые каналы литьевых машин; в валковых машинах и каландрах – это валковые зазоры, которые в плане представляют собой конвергентный канал с криволинейными стенками; при формовании волокон – зона перехода расплава из фильеры в атмосферу и последующая за ней зона перехода экструдата из состояния максимального размера (участок разбухания) в волокно за счет вытяжки расплава.

Все эти различные случаи деформирования расплава в тех или иных методах переработки объединены тем, что расплав полимера подвергается одновременному сдвигу и растяжению.

Создаются теории, позволяющие рассчитать оптимальный режим деформирования расплава и построить для реализации такого режима канал определенной геометрии. Следует указать, что с позиций гидромеханики поставлены и решены задачи течения вязких жидкостей в каналах постоянной геометрии: трубах круглых и прямоугольных, плоских щелях, кольцевых каналах. Однако приемлемая теория для описания движения текучих сред в каналах переменной геометрии, а также в многосвязных каналах (составленных из ряда призматических каналов) отсутствует.

На первый взгляд, обсуждаемые проблемы носят чисто исследовательский интерес, однако такие эффекты, как неустойчивое течение и разбухание экструдата, являющиеся следствием вязкоупругих свойств расплавов полимеров, представляют собой основное ограничение интенсификации процессов литья и экструзии полимерных материалов

[142 – 144].

Многочисленные исследования причин указанных явлений показали существенное влияние геометрии входовой зоны формирующих каналов. При визуальном наблюдении потоков вязкоупругих модельных жидкостей удалось установить, что при наступлении неустойчивого течения перед входом в канал образуется так называемая "застойная зона". При этом в канал попадают слои материала, расположенные значительно дальше от головки экструдера, а также из "мертвых зон" [145]. Оказалось, что именно входовая зона канала ответственна за развитие неустойчивого течения, так как даже при наличии гладкой поверхности экструдата на входе в канал наблюдаются изменения характера течения среды [146].

Исследование течения ПВХ-пластиков в каналах с "нулевой" длиной формирующего канала показало, что для таких каналов критическая скорость экструзии минимальна, а разбухание – максимально [147]. Это означает, что именно во входной зоне канала накапливаются высокоэластические деформации, ответственные за разбухание и неустойчивое течение.

Таким образом, роль предистории деформирования расплавов полимеров в перечисленных ранее зонах перерабатывающих машин с реализацией двумерного течения среды является определяющей в проблеме повышения производительности при одновременном улучшении качества изделий.

При двумерном течении расплавов полимеров из-за сходящегося характера линий тока элементы расплава имеют не только осевую, но и радиальную компоненту скорости. Осевая компонента скорости имитирует сдвиговое деформирование, однако не следует забывать о возникновении при сдвиге ориентированных по потоку растягивающих напряжений (эффект Пойнтинга). Радиальная компонента скорости вызывает сжатие элементарной структуры и имитирует деформирование при растяжении. Следовательно, в случае двумерного течения расплав полимера подвергается одновременно деформированию при сдвиге и растяжении. Ответить на вопрос, какому виду деформирования, сдвигу или растяжению принадлежит превалирующая роль, не представляется возможным из-за отсутствия единой меры деформации (единицы сдвига "S" и мера Генки), а математическая связь между этими мерами не получена.

Основная доля высокоэластических деформаций $\epsilon_{вз}$ накапливается перед входом в канал, где реализуется двумерное течение, а сам канал служит участком для релаксации части накопленных обратимых деформаций (оставшаяся часть проявляется в виде разбухания и неустойчивого течения) [148]. Степень проявления этих эффектов будет различной в зависимости от того, какому виду деформирования преимущественно подвергалась среда (предистория деформирования), так как обратимые высокоэластические деформации растяжения могут быть во много раз больше сдвиговых. Следовательно, вопрос соотношения между сдвигом и удлинением приобретает первостепенное значение.

Известен ряд работ, в которых для течений сходящегося характера предпочтение отдается растяжению. Например, по Лоджу [138], перед входом в канал коаксиальные жидкие цилиндры (в призматических каналах осуществляется телескопический сдвиг) должны увеличивать свою длину и уменьшаться в диаметре. При наличии у расплава полимера "памяти" по выходе из канала он "вспомнит" предисторию деформирования, и жидкие цилиндры вновь восстановят свою форму. Авторы работ [149, 151] указывают, что эластическое восстановление структуры (разбухание) объясняется результатом проявления напряжений удлинения, возникающих в расплаве перед входом в канал и только частично в нем релаксирующих. В течениях сходящегося характера разность нормальных напряжений растет, что указывает на накопление упругой энергии в расплаве по мере его приближения ко входу в канал [141]. Указывается [152], что течения сходящегося характера представляют собой растяжение, хотя могут присутствовать и некоторые сдвиговые деформации.

Общий подход к решению задач о течении заключается в применении к движению этих жидкостей основных физических принципов, сформулированных в законах сохранения момента количества движения, энергии и массы [153]. Для решения задачи о течении необходимо дополнительно ввести реологическое уравнение состояния, устанавливающее связь между тензором напряжений и тензором скоростей деформаций. Коэффициентом пропорциональности в различных уравнениях состояния является вязкость μ . В настоящее время для решения конкретных задач используют реологические уравнения состояния различных систем при сдвиге. Естественно, коэффициентом пропорциональности выступает сдвиговая вязкость. С учетом изложенного выше о течениях сходящегося характера (двумерных течениях) очевидна неправомерность применения реологического уравнения для сдвига или для растяжения, так как присутствуют одновременно два типа деформирования. После рассмотрения ряда работ о двумерных течениях приведем работы, в которых предпринимается попытка учесть сложный характер деформирования полимерных систем при двумерных течениях (рис. 1.19).

Автор [130] из анализа работ [131 – 173] сделал вывод о том, что изучение движения жидких сред в каналах сложной геометрии представляет большой интерес как с исследовательской, так и с инженерной точек зрения, и отмечает, что решить указанную проблему хотя бы частично методами инженерной технологии не представляется возможным, так как параметры процесса течения (физические – давление, расход, температура, природа материала и геометрические – размеры и форма сопрягаемых каналов и условия входа) связаны взаимовлиянием, т.е. изменение хотя бы одного из параметров вызывает изменение почти всех остальных и, следовательно, изменение процесса в целом.

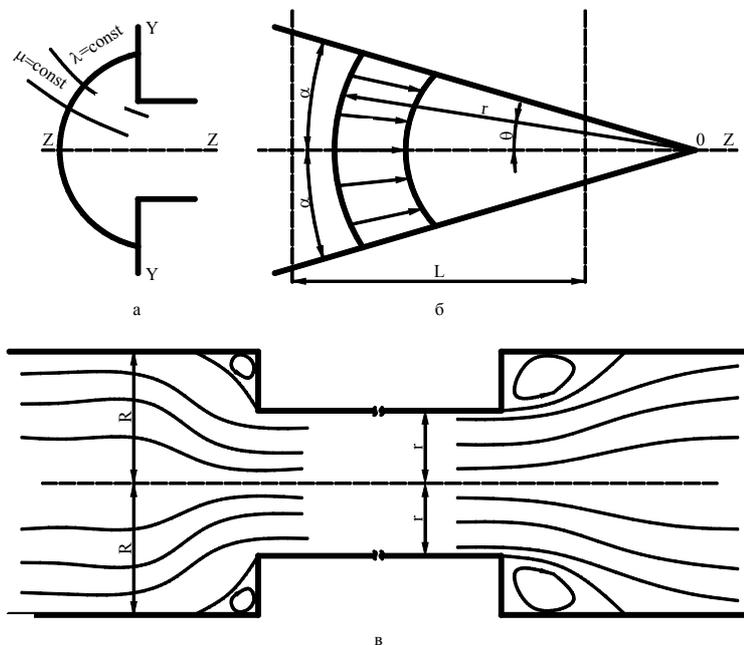


Рис. 1.19. Схема двумерных течений:

a – течение в конфузоре; *б* – истечение через круглое отверстие;
в – течение в сложном канале

Проблема представляет сложность и с исследовательских позиций, так как существует обширный класс неньютоновских жидкостей (растворы и расплавы полимеров, краски, консистентные смазки, суспензия и т.д.), закономерности течения которых значительно отличаются от течения ньютоновских жидкостей.

Наряду с аномалией вязкости некоторые виды неньютоновских жидкостей, например полимерные системы, обладают заметными вязкоупругими свойствами, связанными со способностью полимерных материалов к высокоэластическим деформациям. Дополнительную сложность в проблему вносит различие в поведении полимерных систем в условиях сдвигового деформирования и деформирования при растяжении. Рассмотрение поведения полимерных систем в условиях одновременного действия сдвига и растяжения в виде суперпозиции двух процессов некорректно, так как не отражает реальной картины поведения материала. Создание теории поведения жидких сред в каналах сложной геометрии представляет значительные трудности, поэтому весьма плодотворны прикладные методы исследования с применением методов визуализации потоков жидких сред.

Усилия в области теорий и экспериментального исследования поведения жидких сред в каналах сложной геометрии позволят создать инженерные методы расчета зон формования при экструзии и литье под давлением полимерных материалов [130].

В работах [174, 175] установлено, что основная роль в проявлении разбухания и неустойчивого течения при экструзии ПВХ пластикатов принадлежит предвходовой зоне формующего канала мундштука экструдера. Выявлена картина развития деформаций в материале в предвходовой зоне формующего канала мундштука экструдера путем определения полей скоростей и скоростей деформаций в этой зоне. Определены величины деформаций во входном сечении формующего канала мундштука, накопившихся в материале в предвходовой зоне. Показано, что полная деформация, накопившаяся в материале в предвходовой зоне формующего канала мундштука экструдера, не зависит от режимов деформирования и природы материала, а определяется геометрией этой зоны. Установлено, что создание напряжений в экструдате непосредственно у выхода из формующего канала мундштука путем удержания его от разбухания с помощью специальной экструзионной головки повышает предел критических скоростей экструзии, выше которого изделие уже некачественно, что подтверждает единую природу разбухания и неустойчивого течения, т.е. способность полимерных материалов к высокоэластическим деформациям.

В работе [176] указывается на то, что высокоэластическая деформация, развиваемая на входе в профилирующее отверстие, частично релаксирует в профилирующем отверстии и частично после выхода из него. Определяющая усадку эластомера величина высокоэластической деформации, релаксирующей после выхода из отверстия, зависит от величины накопленной на входе высокоэластической деформации, скорости ее релаксации и времени пребывания смеси в профилирующем отверстии [177 – 183]. Максимальная усадка смеси имеет место, если длина профилирующего отверстия равна нулю.

Она пропорциональна напряжению сдвига на входе в мундштук. Минимальная усадка определяется долей высокоэластической деформации, неотрелаксировавшей в отверстии большой длины из-за вязкого сопротивления при установившемся течении, и зависит от напряжения сдвига установившегося течения [176].

Зависимость между усадкой и временем пребывания смеси в мундштуке носит экспоненциальный характер [191]. Время пребывания смеси в мундштуке определяют по формуле:

$$t = \frac{V}{Q},$$

где V – объем отверстия мундштука; Q – расход смеси через мундштук. Величина давления перед профилирующим отверстием определенной геометрии пропорциональна возникающему при шприцевании напряжению сдвига.

Этому давлению соответствует определенная величина усадки смеси данного состава.

С повышением давления перед профилирующим отверстием усадка увеличивается. Эту зависимость можно описать с помощью уравнения [178, 184]:

$$\theta = C\Delta P^{\nu}, \quad (1.101)$$

где C – константа для данной смеси и мундштука определенной геометрии; ν – константа материала; ΔP – давление перед мундштуком

При заданных значениях производительности и размеров сечения профилирующего отверстия время пребывания смеси в мундштуке пропорционально длине отверстия, поэтому с увеличением l/d (l – длина; d – диаметр профилирующего отверстия) усадка снижается.

В общем виде зависимость усадки от производительности и размеров профилирующего отверстия можно записать [185] как:

$$\theta = C_0 \left(\frac{Q}{R^3} \right)^{m\nu} e^{-\beta \frac{l}{d}}, \quad (1.102)$$

где C_0 – экспериментальная константа смеси, зависящая от ее температуры; β – экспериментальная константа; Q – производительность; R – радиус отверстия.

Профилирующее отверстие с сечением сложной конфигурации для изготовления неформовых изделий обычно состоит из отдельных участков различной геометрии. Усадку смеси для каждого участка можно рассчитать по уравнению (1.102), в которое вместо $\frac{Q}{R^3}$ подставляется соответствующее выражение скорости сдвига для сечения данной геометрии [43]. При этом расход материала через данный участок сечения определяется уравнением [176]

$$q = \frac{Qf}{S}, \quad (1.103)$$

где Q – суммарный расход через сечение (производительность); f – площадь участка сечения; S – суммарная площадь сечения профилирующего отверстия.

Уравнение (1.103) соблюдается при условии движения смеси через различные несимметричные участки профилирующего отверстия с одинаковой линейной скоростью [176].

При повышении температуры скорость релаксации высокоэластической деформации экспоненциально увеличивается [182] и при одном и том же времени пребывания в мундштуке усадка снижается. При определенной производительности и заданных размерах профилирующего отверстия влияние температуры на усадку описывается уравнением

$$\theta = C_1 e^{\frac{vb}{T}}, \quad (1.104)$$

где C_1 – константа, характеризующая усадку для данной смеси и мундштука определенной геометрии; $b = \frac{U}{R_r}$ – константа, характеризующая зависимость давления от температуры; U – энергия активации вязкого течения; R_r – универсальная газовая постоянная; T – температура резиновой смеси, К.

Одним из основных условий обеспечения стабильности качества экструдата является требование, чтобы в момент поступления смеси в профилирующее отверстие в ней было полностью осуществлено диспергирование и перемешивание ингредиентов (в первую очередь техуглерода) [176].

Величина деформации сдвига равна

$$\gamma = \sum_{i=1}^n \dot{\gamma}_{cpi} t_i,$$

где $\dot{\gamma}_{cpi}$ – средняя скорость сдвига в момент i от начала смещения; t_i – время смещения при скорости $\dot{\gamma}_{cpi}$, с.

Установлено [186 – 190], что свойства смесей одного состава, изготовленных в различных смесителях, будут оптимальными при одной и той же деформации сдвига 1400...1600. При изменении деформации сдвига реологические свойства смесей меняются [191]. Одновременно изменяется усадка смесей, причем после $\dot{\gamma} = 1400...1600$ она в дальнейшем практически не меняется.

Деформация сдвига [192] и расходуемая при ее осуществлении энергия взаимосвязаны. Мощность, расходуемая на деформирование единицы материала, подчиняется уравнению Оствальда де Вила

$$N_{yd} = K\dot{\gamma}^{m+1}\Delta t.$$

Так как в червячной машине смесь подвергается дополнительной обработке, то деформация для получения смеси с оптимальными свойствами будет складываться из деформации в смесителе и червячной машине.

Большое значение имеет постоянный контроль размеров сечения экструдата, особенно перед поступлением в установки непрерывной вулканизации. В промышленных установках используют методы, описанные ранее при контроле усадки после капиллярного вискозиметра, обычно с применением лазерного луча [193 – 197]. Для дистанционного измерения диаметра шприцованных материалов применяют прибор "Аутометрикс" с одним или несколькими лазерными лучами, точность измерения $\pm 0,1\%$ [196]. Система "Отомайк" серии 1500 [195], оснащенная улучшенной оптикой и микрокомпьютером, используется для контроля процесса непрерывной вулканизации. Прибор фирмы "Отек" (США) имеет диапазон измерения до 50,8 мм с разрешением 0,02 мм и точностью выше 0,05 мм; при этом имеется возмож-

ность одновременного измерения по двум взаимоперпендикулярным осям. Прибор "Бета-джир" основан на принципе ослабления β -излучения при прохождении через предмет [197] и применяется для непрерывного контроля толщины стенок трубок.

Ранее было показано, что давление на входе в профилирующее отверстие характеризует качество экструдата, его усадку, состояние поверхности. Червячные машины холодного питания, выпускаемые отечественной промышленностью, комплектуются устройствами для измерения давления [200], что позволяет контролировать процесс шприцевания по давлению. При этом контролирующим параметром будет величина давления перед профилирующим отверстием. Изготавливаемые в настоящее время машины наряду с приборами для измерения давления имеют усовершенствованную систему теплового контроля и плавное регулирование скорости вращения червяка, т.е. обеспечивают возможность регулировать качество экструдата.

Применяя датчик давления, можно регулировать температуру и производительность с целью получения давления ниже критической величины. Это важно для малонаполненных резиновых смесей и термоэластопластов.

Для обеспечения стабильных размеров экструдата необходимо поддерживать на одном уровне вязкоэластические свойства смеси, температуру смеси, производительность, обеспечивать полную готовность смеси к моменту ее поступления в шприц-машину [176].

В шприц-машинах холодного питания вследствие стабильности температуры смеси на входе (комнатная) и тщательного контроля температуры машины по зонам температура смеси при неизменяющихся вязкоэластических свойствах стабильна по сравнению с температурой смеси в машинах теплого питания.

На температуру смеси и производительность машины влияют условия питания. Лента смеси на входе в машину должна иметь стабильное сечение, соответствующее размерам загрузочной воронки и червяка машины.

Для снижения и стабилизации усадки смесей после профилирующего отверстия, а, следовательно, и повышения точности размеров сечения и изделия применяют мундштуки измененной конструкции. Усадка смесей уменьшается при увеличении длины профилирующего отверстия, и одним из способов стабилизации и снижения усадки является увеличение длины мундштуков. Однако значительное увеличение длины мундштуков может привести (особенно для отверстий малого поперечного сечения) к снижению производительности машин, что в первую очередь сказывается на коротких машинах теплого питания. [201].

Уменьшить и повысить стабильность усадки можно также, изготавливая профилирующее отверстие из двух последовательных участков [202 – 204] – входного с сечением, соответствующим сечению изделия, деленному на величину усадки смеси, и выходного – с сечением профилируемого изделия.

Для снижения усадки устанавливают последовательно несколько шайб, причем окончательное формирование профиля происходит в отверстии последней шайбы, для выравнивания скорости экструзии (чтобы избежать искривления экструдата) устанавливают дросселирующее кольцо перед мундштуком.

Снизить усадку и повысить ее стабильность можно, увеличивая содержание в смеси теухглерода или применяя вместо обычного каучука частично структурированный. При этом увеличивается каркасность получаемых профилей, повышается их способность к сохранению формы сечения. В промышленности РТИ опробованы частично структурированные каучуки [205, 206]: хлоропеновые (наириты ВС, КРВС, КРПС), бутадиен-стирольные (СКС-ЗОПС, СКМС-ЗОПС), бутадиен-нитрильные (СКН-26СШ, СКН-40СШ).

Так как наличие в каучуковой фазе резиновой смеси специфических пространственных структур изменяет ее технологические свойства, то введением гелеобразующих модифицирующих агентов можно стабилизировать технологические параметры [206].

В работе [207] предложена модернизированная модель, дающая следующие реологические уравнения состояния, определяющие деформационное поведение полимерных материалов:

1. Вязкотекучее релаксационное состояние. Установившееся изотермическое сдвиговое течение.

$$\Gamma = \frac{c_{12}}{1 - c_{12}^2} \exp \left\{ \left[(1 - c_{12}^2)^{-0,5} - 1 \right] \left[7,8(1 - c_{12}^2)^{0,5} - \beta \right] \right\}, \quad (1.105)$$

где $c_{12} = \tau / G_0 = \bar{\tau} \approx \frac{2\Gamma}{1 + 2\Gamma + (1 + 8\Gamma)^{0,5}}$; $c_{11} = (1 + c_{12}^2)(1 - c_{12}^2)^{-0,5}$;

$$c_{22} = (1 - c_{12}^2)^{0,5};$$

а) течение в круглом канале

$$\Gamma_{\text{эф}} = \frac{4Q}{\pi R_w^3} \Theta_0 = -\frac{4}{\bar{\tau}_w^3} \left[\frac{1}{3} \bar{\tau}_w^3 + \frac{3}{2} \bar{\tau}_w^2 + 5\bar{\tau}_w + 2 \frac{\bar{\tau}_w}{1 - \bar{\tau}_w} + 7 \ln(1 - \bar{\tau}_w) \right]; \quad (1.106)$$

б) течение в плоской щели

$$Q = -0,5 \frac{W \delta^2}{\Theta_0} \frac{1}{\bar{\tau}} \left[3 + \frac{2}{1 - \bar{\tau}_w} + \frac{\bar{\tau}_w}{2} + \frac{5 \ln(1 - \bar{\tau}_w)}{\bar{\tau}_w} \right]; \quad (1.107)$$

2. Высокоэластическое релаксационное состояние

$$\begin{cases} \sigma_1 - \sigma_3 = 2(\lambda_1^2 - \lambda_3^2) \left(C_1 + C_2 \frac{\lambda_2^2}{I_2 - 2} \right), \\ \sigma_2 - \sigma_3 = 2(\lambda_2^2 - \lambda_3^2) \left(C_1 + C_2 \frac{\lambda_1^2}{I_2 - 2} \right); \end{cases} \quad (1.108)$$

2. Двухосное несимметричное растяжение

$$\sigma_1 - \sigma_2 = (\lambda_1^2 - \lambda_2^2) \left[C_1 + C_2 \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2 (I_2 - 2)} \right]. \quad (1.109)$$

В этой же работе рассмотрено деформационное поведение вязкоупругой среды на выходе из профилирующего канала формирующего инструмента и получена следующая система уравнений, определяющая высокоэластическое восстановление (ВЭВ или "разбухание") экструдата круглого поперечного сечения:

$$\begin{cases} \beta_H = 0,5 \left[(1 - K) \beta_T + \lambda_0 (1 + K) \beta_T^{-1} \right]; \\ \beta_H = (\beta_H - K \beta_B) / (1 - K); \\ \beta_H = \left(\frac{\lambda_0 [1 - K^2]}{1 - K^a} \right)^{0,5}, \end{cases} \quad (1.110)$$

где $a = 2\lambda_0^{0,5}$, λ_0 – значение накопленной эластической деформации, которое определяется по соотношению:

$$\lambda_0 \left[1 + 3 / \left(3 + \bar{L} \right) \right] \lambda_{0p}, \quad (1.111)$$

$$\lambda_{0p} = 2 \left(\frac{\langle \bar{W} \rangle + 3}{3} \right)^{0,5} \cos \left(\pm \arccos \left[- \frac{1}{\left(\frac{\langle \bar{W} \rangle + 3}{3} \right)^{3/2}} + 2\pi n \right] / 3 \right), \quad (1.112)$$

$$\langle \bar{W} \rangle = f \left(\bar{\tau}_w \right). \quad (1.113)$$

Значение безразмерного напряжения на стенке канала $\bar{\tau}_w$, определяющего величину усредненной по его поперечному сечению безразмерной эластической энергии $\langle W \rangle$, накапливаемой единицей объема экструдированного материала, определялось путем решения уравнений (1.106) или (1.107), при этом, в последнем случае, кольцевой канал головки, обеспечивающий получение трубчатого экструдата, рассматривается как свернутая плоская щель эквивалентной геометрии. Автор [207] указывает, что зависимости (1.110) – (1.113) можно использовать и при экструзии полимеров через плоскощелевой инструмент, представляя последний как развернутый кольцевой канал.

1.4. Современные задачи оптимизации процесса и оборудования экструзии полимерных материалов

Оптимизация экструзионных процессов является сложной задачей, так как протекающие в экструзионном оборудовании процессы носят комплексный характер [208]. Наряду с задачей нахождения оптимизирующих факторов, соответствующих экстремуму критерия оптимальности при соблюдении ограничений на величину оптимизирующих факторов, должна быть рассмотрена задача оптимального проектирования на стадии разработки технологического процесса и его конструктивного оформления, а также вопросы оптимального управления работающей установкой.

Конструирование современного оборудования требует от специалиста знаний в области оптимального проектирования. На рис. 1.20 показана структурная схема получения оптимальных решений.

В работе [209] исследовались вопросы оптимизации процесса экструзии ньютоновской жидкости и шнекового оборудования.

При решении оптимизационной задачи при изотермическом и неизотермическом течении ньютоновских материалов рассматривалась плоская модель шнекового узла пластикации, реализующая условие двумерного течения для шнека с цилиндрическим сердечником (рис. 1.2).

Выбран следующий вектор переменных управления:

$$x_1 = \varphi_0; \quad x_2 = h; \quad x_3 = D; \quad x_4 = L; \quad x_5 = \omega_0.$$

Мощность, затрачиваемая на процесс пластикации перерабатываемого материала

$$N_u = \frac{\pi^3 D^3}{H} (1 + 3 \sin^2 \varphi_0) \mu_0 \omega_0^2 L + \frac{L}{2} \times \times \pi^2 D^2 H \omega_0 \frac{dP}{dz} \cos \varphi_0. \quad (1.114)$$

Производительность шнековой машины

$$Q_u = \frac{\omega_0}{2} \pi^2 D^2 H \cos \varphi_0 \sin \varphi_0 - \frac{\pi D \sin \varphi_0 H^3}{12 \mu_0} \frac{dP}{dz}. \quad (1.115)$$

Перепад давления по длине шнека

$$\Delta P_u = \frac{dP}{dz} l = \frac{dP}{dz} \frac{L}{\sin \varphi_0}. \quad (1.116)$$

Показано, что система уравнений (1.114 – 1.116) сводится к системе двух уравнений. В результате чего целевыми функциями задачи являлись:

- мощность, затрачиваемая на процесс пластикации перерабатываемого материала

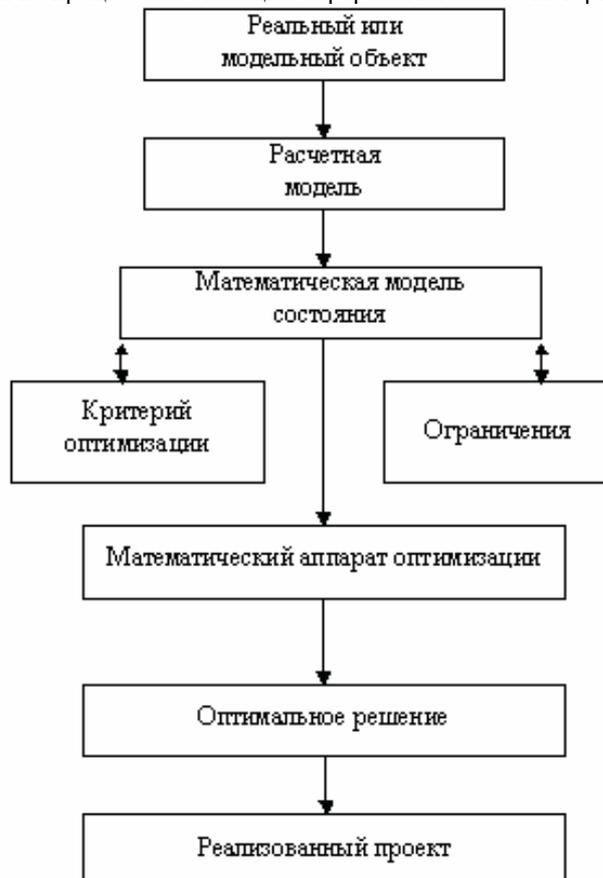


Рис. 1.20. Структурная схема получения оптимальных решений

$$f_1(x) = Q(x) = a_1 x_2 \sin x_1 \cos x_1 - b_1 x_2^3 \sin^2 x_1, \quad (1.117)$$

– производительность шнековой машины

$$f_2(x) = N(x) = \frac{a_2(1 + 3 \sin^2 x_1)}{x_2} + b_2 x_2 \sin x_1 \cos x_1, \quad (1.118)$$

$$\text{где } a_1 = \frac{\omega_0}{2} \pi^2 D^2; \quad a_2 = \pi^3 D^3 \mu_0 \omega_0^2 L; \quad b_1 = \frac{\pi D}{12 \mu_0} \frac{\Delta P_u}{L}; \quad b_2 = \frac{\pi^2 D^2 \omega_0}{2} \Delta P_u.$$

Сначала исследовалось влияние угла подъема винтовой линии $\varphi = x_1$ и глубины канала $h = x_2$ на критерии оптимизации $N(x)$, $Q(x)$ (мощность, затрачиваемую на процесс пластикации и производительность шнекового узла пластикации, соответственно).

Строились линии уровней критериев оптимизации (рис. 1.21) (функции производительности $Q(x)$ и потребляемой мощности $N(x)$) для модельного материала при следующих данных: $\mu_0 = 1000 \text{ Па}\cdot\text{с}^n$ при $T = 80 \text{ }^\circ\text{C}$; $n = 1$; $\omega_0 = 1,5 \text{ с}^{-1}$ (90 об/мин); $D = 0,08 \text{ м}$; $\Delta P = 20 \text{ МПа}$; $L = 0,8 \text{ м}$; $\delta = 1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $e = 1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $F_g = F_p = 0,9$.

Анализ функций (1.117 – 1.118) показал, что необходимые условия того, что x^* соответствует точке локального минимума (функция дифференцируема в точке локального минимума x^* и данная точка является стационарной), выполняются для обеих функций. Однако достаточные условия, которые включают также требования, чтобы матрица Гесса (квадратная матрица вторых производных $f(x)$, взятая в точке x^*) была положительно определенной, выполняются только для функции производительности Q (1.117). Отсюда следует, что постановка задачи оптимизации без ограничений (для двух переменных) имеет смысл только для функции (1.117). Дополнительные исследования показали, что стационарная точка функции (1.118) является седловой точкой (см. рис. 1.21).

Затем увеличивалось количество варьируемых параметров ($x_1 = \varphi_0$; $x_2 = h$; $x_3 = D$) и исследовалось их влияние на критерий оптимизации (потребляемую мощность) $N(x)$ для заданной производительности Q .

Задача оптимизации при минимизации мощности (1.118) решалась с ограничениями в виде неравенств:

$$a_i \leq x_i \leq b_i, \quad (1.119)$$

где $i = 1, 2, \dots, k$; k – число переменных; a_i, b_i – диапазон изменения переменных x_i . Отмечено, что при ограничениях (1.119) задачу на условный экстремум можно свести к задаче на безусловный экстремум, не прибегая к методу штрафных функций (МШФ).

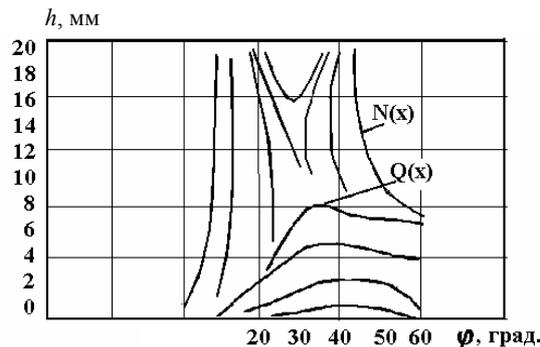


Рис. 1.21. Линии уровней функции производительности $Q(x)$ и потребляемой мощности $N(x)$

В этом случае достаточно ввести новые переменные z_i , которые связаны с фактическими переменными x_i соотношением:

$$z_i = a_i + (b_i - a_i) \sin^2 x_i, \quad (1.120)$$

Использование ограничений (1.119) являлось первым шагом при решении задач экструзии полимеров.

Изложенная задача оптимизации [209] не учитывает особенности конструкции, опыт проектировщика и используемую расчетную модель.

Предположим, что существует возможность варьирования четырех переменных: x_1, x_2, x_3, x_4 .

Тогда более полный подход при оптимизации процесса экструзии и шнекового оборудования заключается не только в организации ограничений на параметры x_1 и x_2 типа (1.119), но и ограничений в виде еще двух условий:

$$\alpha_3 \leq x_2 / x_3 \leq \beta_3, \quad (1.121)$$

$$\alpha_4 \leq x_3 / x_4 \leq \beta_4. \quad (1.122)$$

Тогда опыт конструктора может быть учтен заданием диапазонов отношения высоты канала к диаметру x_2 / x_3 и диаметра шнека к его длине x_3 / x_4 . Кроме того, ограничения (1.121) и (1.122) учитывают прочность и жесткость конструкции шнековых машин, а заданный соответствующим образом верхний предел β_3 отношения x_2 / x_3 позволяет исследовать те варианты, для которых правомерно использование плоской модели, т.е. справедливы уравнения (1.117 – 1.118).

В работе [210] рассмотрены задачи по определению оптимальных технологических и конструктивных параметров процесса и основных деталей червячных машин для переработки резиновых смесей.

Применительно к процессу переработки резиновых смесей и выбору технологических и конструктивных параметров в червячных машинах сформулированы две оптимизационные задачи, представляющие практический интерес.

Задача 1. Определить геометрические размеры и режим работы червячной машины, при которых она потребляет минимум мощности N , а производительность Q , перепад давления Δp и температура T $^\circ\text{C}$ равны определенным заданным значениям.

В данной постановке задачи целевой функцией является мощность при ограничениях в виде равенств на заданную произ-

водительность, давление и температуру на выходе из канала и ограничения в виде неравенств на технологические параметры и геометрические размеры.

Задача 2. Для деталей узлов червячной машины требуется определить основные геометрические размеры конструктивных элементов, заданных в виде вектора управляемых параметров $\vec{h} = (h_1, h_2, \dots, h_n)^T$, который минимизирует целевую функцию, характеризующую расход материала на конструкцию (масса, объем) $M(h)$, при ограничениях на прочность, жесткость, колебания и геометрические параметры.

Первая задача выражает принцип дискретной равнопрочности конструкций: требуется найти такой вектор управляемых параметров $\vec{h}^* = (h_1^*, \dots, h_n^*)^T$, чтобы выполнялись требования

$$K_j^n(h) - 1 = 0, \quad (j = \overline{1, N}), \quad (1.123)$$

$$\text{где } K_j^n(h) = \frac{\max \sigma_{y_j}(h)}{[\sigma]_j}.$$

Система уравнений (1.123) широко применяется в практике расчета оптимальных конструкций. Для ее решения используется итерационная формула

$$h_{j(p+1)} = h_{j(p)} + h_{j(p)} r_0^{-1} [K_j^n(h_{j(p)}) - 1], \quad (1.124)$$

где p – номер приближения; r_0 – параметр, определяющий сходимость итерационного процесса.

Итерационный метод проектирования дискретной равнопрочной конструкции (1.123), (1.124) является быстрым и практичным методом, но в нелинейном проектировании – не всегда оптимальным. Поэтому имеет практический интерес проверка конструкции на предмет получения ее минимальной массы.

При такой стратегии оптимизационного поиска вторая задача получения конструкции минимальной массы формулируется следующим образом:

$$\text{минимизировать } M(h), \quad h \in D, \quad (1.125)$$

$$\text{при ограничениях по прочности } K_j^n(h) - 1 \leq 0, \quad (1.126)$$

$$\text{по жесткости } K_j^k(h) - 1 \leq 0, \quad (1.127)$$

$$\text{по устойчивости } K_j^y(h) - 1 \leq 0, \quad (1.128)$$

$$\text{по колебаниям } K_j^w(h) - 1 \leq 0 \quad (1.129)$$

$$\text{и геометрическим параметрам } a_j \leq h_j \leq b_j, \quad (1.130)$$

где $M(h)$ – масса конструкции; D – область допустимых проектных решений.

Практическая реализация конструкции минимальной массы (1.125) – (1.130) осуществлялась с помощью математического аппарата оптимизации – метода скользящего допуска (МСД).

При решении первой оптимизационной задачи для изотермического и неизотермического режимов течения аномально вязких материалов (резиновая смесь НО-68) в рамках использования математической модели двумерного течения материала были получены зависимости оптимальных технологических и конструктивных параметров и оптимизационного критерия мощности N^* от величины производительности Q червячного экструдера при заданном перепаде давления Δp и температуре ΔT (рис. 1.22, рис. 1.23).

Исследования показали, что характер и величины оптимальных технологических и конструктивных параметров существенно зависят от режима течения. При неизотермическом режиме течения с увеличением расхода Q резко возрастает мощность (почти вдвое) по сравнению с изотермическим режимом. Это объясняется большими тепловыми потерями в окружающую среду (систему охлаждения). Поэтому необходимо минимизировать количество тепла, передаваемого в окружающую среду.

Решение второй оптимизационной задачи основывалось на том, чтобы, не нарушая качественных и количественных характеристик червячной машины, найти такой диапазон изменения геометрических размеров деталей и узлов машин, который в одинаковой мере удовлетворял и технологическим и прочностным требованиям.

Поэтому проведены исследования напряженно-деформационного состояния (НДС) червяков и материальных цилиндров червячных машин и разработаны достоверные методы расчета на прочность, жесткость, устойчивость и колебания.

Получены расчетные формулы для определения внутренних усилий, напряжений и перемещений в сечениях червяков постоянной и переменной жесткости с непрерывной и разрывной нарезкой витков по рабочей длине.

Установлено, что одной из важнейших геометрических характеристик, влияющих на прочность червяка, является параметр $a = 2\pi/t$, где

t – шаг нарезки витка. Увеличение этого параметра при прочих равных условиях ведет к снижению уровня напряжений в червяке.

Впервые предложен метод расчета на прочность и жесткость червяка с учетом перепада давления, сил трения и разрывности витков по длине.

Предложена конструкция и разработан метод расчета на прочность и жесткость двухслойного материального цилиндра высокого давления механизма пластикации с кольцевыми канавками.

Показано, что двухслойный материальный цилиндр обладает рядом конструктивных и технологических преимуществ традиционного однослойного цилиндра. Применение двухслойных цилиндров позволяет продлить срок службы материальных цилиндров и исключить поддувку резинотехнической смеси, что часто имеет место при применении однослойных цилиндров.

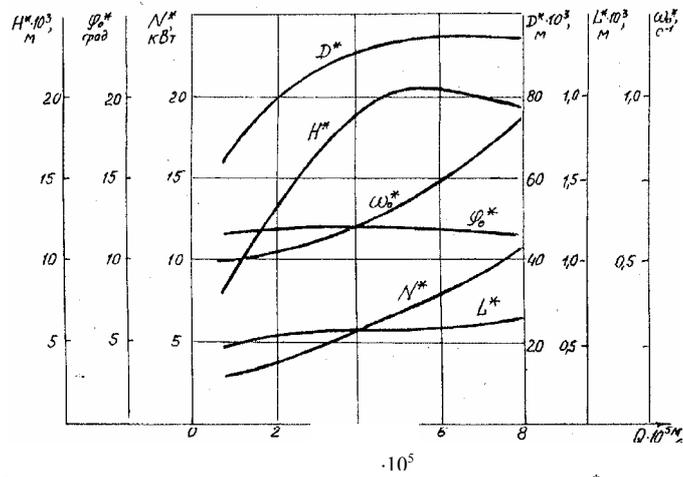


Рис. 1.22. Зависимости оптимизационного критерия мощности N^* и оптимальных параметров от величины расхода Q (изотермический режим) для $\Delta p = 20$ МПа, $T_{см} = 80$ °С

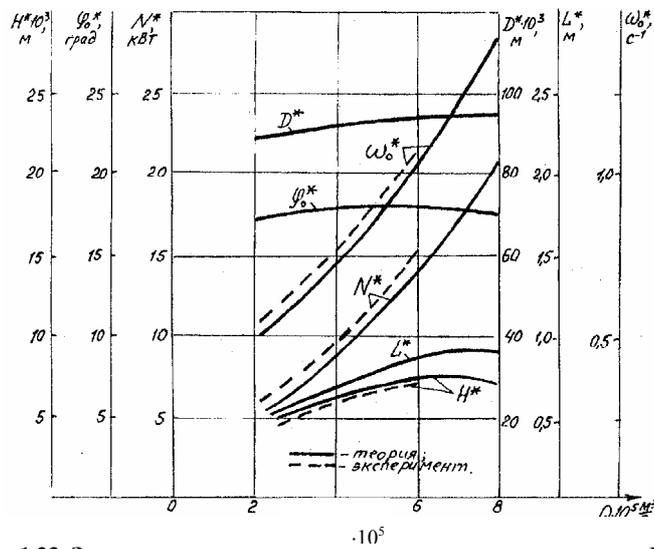


Рис. 1.23. Зависимости оптимизационного критерия мощности N^* и оптимальных параметров от величины расхода Q (неизотермический режим) для $\Delta p = 20$ МПа, $\Delta T = 30$ °С, $T_{вх} = 50$ °С, $T_{шл} = 80$ °С, $\alpha = 100$ Вт/(м²·°С)

Используя результаты решения задачи № 1 по выбору режимов работы, технологических и конструктивных параметров, а также рекомендации по проектированию подобных типов машин, определены геометрические размеры червяков и материальных цилиндров из условия минимальной массы при ограничениях по прочности, жесткости, устойчивости и колебаниям. При этом геометрические параметры вышеуказанных червяков и цилиндров укладывались в наперед заданный диапазон размеров.

Например, решена задача оптимального распределения материала червяка переменного сечения с наружным диаметром витков $D = 45$ мм, выполненного из высоколегированной стали 38ХМЮА со следующими исходными данными: $E = 210^5$ МПа; $\mu = 0,3$; $\gamma = 7,8 \cdot 10^3$ кг/м³; $[\sigma] = 410$ МПа; $[K]_y = 2,5$; $[w] = 0,25$ мм; максимальное рабочее давление в зоне дозирования в режиме экструзии $p_{max} = 50$ МПа; минимальное значение частоты собственных колебаний $[w] = 100$ с⁻¹.

При этом были введены следующие ограничения на геометрические параметры червяка:

$$29 \leq h_1 \leq 33 \text{ мм}; 35 \leq h_2 \leq 39 \text{ мм}; 360 \leq h_3 \leq 500 \text{ мм}; \\ 36 \leq h_4 \leq 54 \text{ мм}; 2,7 \leq h_5 \leq 4,5 \text{ мм}.$$

Для решения поставленной задачи использовался принцип дискретной равнопрочности с применением итерационного метода для нахождения геометрических параметров h_i ($i = \overline{1...5}$) червяка. Итерационный процесс при исходных данных сошелся за 50 итераций с заданной точностью $\varepsilon = 0,05$ и с вышеприведенными ограничениями.

В результате решения задачи был получен дискретно равнопрочный проект: по прочности $K^p(\tilde{h}^*) = 0,933$; по жесткости $K^k(\tilde{h}^*) = 1,0$; по устойчивости $K^y(\tilde{h}^*) = 0,599$; по колебаниям $K^w(\tilde{h}^*) = 0,485$. Из приведенных значений по ограничениям $K_j(\tilde{h}^*)$ ($j = \overline{1,4}$) оказалось, что наиболее активным является ограничение по жесткости $K^k(\tilde{h}^*)$, которому соответствуют следующие геометрические параметры червяка: диаметр $\tilde{h}_1^* = 32$ мм; шаг $\tilde{h}_2^* = 38$ мм; длина $\tilde{h}_3^* = 500$ мм; диаметр $\tilde{h}_4^* = 47$ мм; глубина винтового канала $\tilde{h}_5^* = 3,5$ мм.

Масса червяка при этом составила $\tilde{M}^* = 4,056$ кг.

При нахождении конструкции минимальной массы $\min M(h)$ использовался МДС с точностью окончания поиска $\varepsilon = 10^{-4}$. При этом определяющим ограничивающим условием оказалось также условие по жесткости. Оптимальные размеры червяка оказались следующими:

$$\tilde{h}_1^* = 31,86 \text{ мм}; \tilde{h}_2^* = 37,8 \text{ мм}; \tilde{h}_3^* = 495 \text{ мм}; \tilde{h}_4^* = 45,8 \text{ мм}; \tilde{h}_5^* = 3,5 \text{ мм}.$$

Минимальная масса червяка составила $\tilde{M}_{\min}^* = 3,689 \text{ кг}$.

Как видно из полученных результатов, дискретно равнопрочный проект на 10 % тяжелее проекта минимальной массы.

Сопоставляя результаты решения оптимизационных задач 1 и 2, автор [210] приходит к выводу, что максимальное отклонение геометрических параметров червяка, найденных из условия оптимизации массы (задача 2): $h_1 = D_1 = 31,86 \text{ мм}$; $h_2 = D_2 = 37,86 \text{ мм}$; $h_3 = l_0 = 495 \text{ мм}$; $h_4 = t = 45,8 \text{ мм}$; $h_5 = e = 35 \text{ мм}$, от параметров, найденных из условия минимизации мощности (задача 1): $D_1 = 31 \text{ мм}$; $D_2 = 37 \text{ мм}$; $l_0 = 480 \text{ мм}$; $t = 45 \text{ мм}$; $e = 4 \text{ мм}$, не превышает 12,5 %.

В работах [210, 211] приведено решение задачи минимизации массы конструкции двухслойного материального цилиндра.

Общий вид двухслойного цилиндра, состоящего из наружного толстостенного гладкого цилиндра 1 и внутренней гильзы 2 с кольцевыми канавками, изображен на рис. 1.24. Для исследования напряженного деформированного состояния такой цилиндр представлен в виде трех основных элементов: оболочки 1 толщиной h , витков 2, замененных в целях упрощения расчета равноотстоящими по оси цилиндра кольцами толщиной e , диаметром d , и толстостенного цилиндра 3.

Принято, что в местах сопряжения оболочки и кольца возникает нагрузка q_1 , а в месте контакта кольца и толстостенного цилиндра – нагрузка q_2 . Расчетная схема составного цилиндра показана на рис. 1.25.

Приведенная расчетная схема позволяет определить контактные давления q_1 и q_2 в местах сопряжения соответственно оболочки с кольцом и кольца с цилиндром. Так как расстояние e между кольцами незначительно и соизмеримо с толщиной цилиндра, то радиальные перемещения оболочки и цилиндра будут определяться равномерно распределенными составляющими нагрузок q_1' и q_2' , равными среднеарифметическому значению нагрузок в месте контакта и впадин:

$$q_1' = \frac{1}{2} q_1; \quad K_{\text{шк}} = \frac{bh_1^2 h_2^2}{6L(h_1 + h_2)}.$$

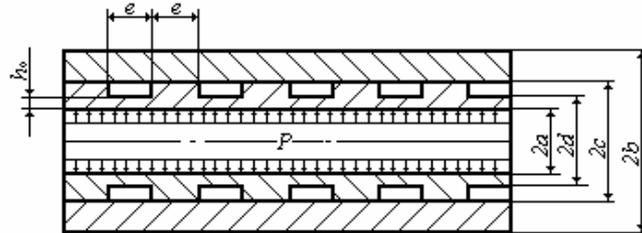


Рис. 1.24. Общий вид двухслойного цилиндра (вырез I-II см. рис. 1.26)

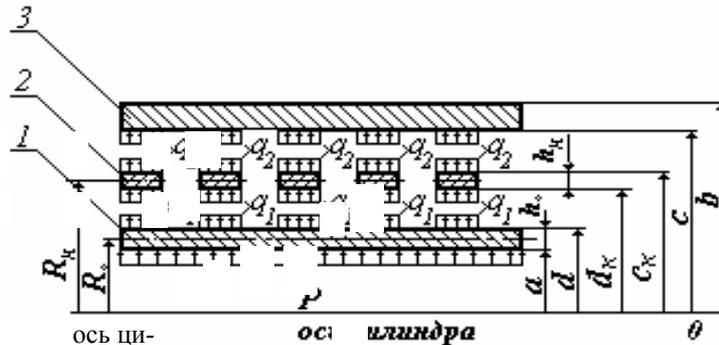


Рис. 1.25. Расчетная схема двухслойного цилиндра

Такая замена, как показали предварительные исследования, оправдана только при расчете перемещений, но не напряжений.

При исследовании напряженного состояния необходимо учитывать дискретность приложения нагрузки на оболочку и цилиндр:

$$\begin{cases} W_0 = W_k; \\ W_T = W_k = \Delta, \end{cases} \quad (1.131)$$

где Δ – радиальный натяг в месте посадки кольца и цилиндра; W_0 , W_k , W_T – радиальные перемещения оболочки, кольца и толстостенного цилиндра, соответственно, определяемые уравнениями:

$$W_0 = \left(Pa - \frac{1}{2} q_1 d \right) \frac{R_0}{Eh_0}; \quad (1.132)$$

$$W_k = (q_1 d - q_2 c) \frac{R_k}{E h_k}; \quad (1.133)$$

$$W_T = \frac{q_2 c}{2(\beta^2 - 1)} [1 - \mu + \beta^2(1 + \mu)]. \quad (1.134)$$

где P – внутреннее рабочее давление в цилиндре; a и d – соответственно, внутренний и наружный радиусы гильзы; c и b – соответственно, внутренний и наружный радиусы цилиндра d_k и c_k – соответственно, внутренний и наружный радиусы кольца; h_0 – толщина оболочки; E и μ – соответственно, модуль упругости и коэффициент Пуассона материала цилиндров; $\beta = b/c$ – толстостенность цилиндра; $R_k = \frac{c+d}{2}$ – средний радиус кольца; h_k – толщина кольца.

Условия совместности перемещений (1.131) через контактные давления q_1 и q_2 запишутся:

$$q_1 = \frac{Pa \frac{R_0}{h_0} + q_2 c \frac{R_k}{h_k}}{\frac{R_0}{2h_0} + \frac{R_k}{h_k}} \frac{1}{d}; \quad (1.135)$$

$$q_2 = \frac{E\Delta + PaR_k R_0 \frac{2}{R_0 h_k + R_k 2h_0}}{\frac{1}{2} \frac{[1 - \mu + \beta^2 - (1 + \mu)]}{\beta^2 - 1} + \frac{R_k}{h_k}} \frac{1}{c}. \quad (1.136)$$

Величина натяга Δ и толстостенность β определяются из условий прочности оболочки, кольца и толстостенного цилиндра отдельно [210, 211]:

$$q_1 \frac{d}{2h_0} \leq P \left[\frac{a}{h_0} - \left(\frac{1}{2} - \mu \right) \frac{l^2}{2h_0^2} + \frac{1}{2} \right] + \sqrt{P^2 \left[\frac{a}{h_0} - \left(\frac{1}{2} - \mu \right) \frac{l^2}{2h_0^2} + \frac{1}{2} \right]^2 + \frac{\sigma_T^2}{n_T^2} - \left[-P^2 \left[\left(\frac{a}{h_0} + \mu \frac{l^2}{2h_0^2} \right)^2 + \left(\frac{a}{h_0} + \mu \frac{l^2}{2h_0^2} \right) \left(1 - \frac{l^2}{2h_0^2} \right) + \left(1 + \frac{l^2}{2h_0^2} \right) + 1 \right] \right]}; \quad (1.137)$$

$$\sigma_\phi = \frac{q_1 d - q_2 c}{h_k} \leq \frac{\sigma_T}{n_T}; \quad (1.138)$$

$$q_2 \leq \frac{\sigma_T}{n_T} \frac{2}{\sqrt{\left(\frac{\beta^2 + 1}{\beta^2 - 1} \right)^2 + 1,8 \frac{\beta^2 + 1}{\beta^2 - 1} + 1,56}}, \quad (1.139)$$

где σ_T – предел текучести материала цилиндра; n_T – коэффициент запаса статической прочности по пределу текучести; σ_ϕ – окружное нормальное напряжение в кольце.

Расчетные формулы для максимальных эквивалентных напряжений по IV теории прочности, соответственно, для внутреннего и наружного цилиндров (рис. 1.24, 1.25):

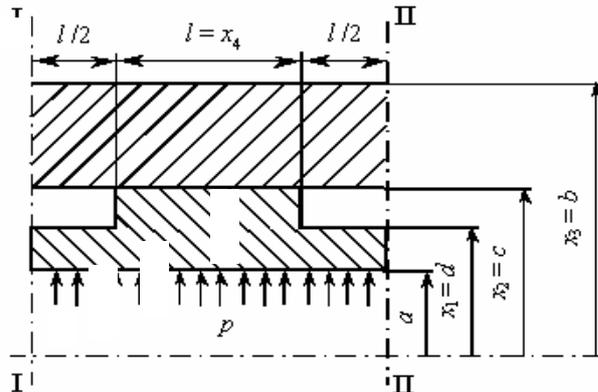


Рис. 1.26. Конструкция двухслойного цилиндра с канавками в местах сопряжения

$$\max \sigma_{\beta 1} = p \left\{ \frac{1}{2} \left[\left(\left[\frac{a}{d-a} + \mu \frac{l^2}{2(d-a)^2} \right] - \frac{2a}{d} \frac{d}{2(d-a)} - \frac{l^2}{2(d-a)^2} \right)^2 + \left[\frac{l^2}{2(d-a)^2} + 1 \right]^2 + \left[\left(\frac{a}{d-a} + \mu \frac{l^2}{2(d-a)^2} \right) - \frac{2a}{d} \frac{d}{2(d-a)} + 1 \right]^2 \right] \right\}, \quad (1.140)$$

$$\max \sigma_{\beta 2} = p \sqrt{\frac{a^2}{c^2} \left[\left(\frac{\beta^2 + 1}{\beta^2 - 1} \right)^2 + 1,8 \frac{\beta^2 + 1}{\beta^2 - 1} + 1,56 \right]}, \quad (1.141)$$

где $\beta = \frac{b}{c}$; a – внутренний радиус внутреннего цилиндра, м; d – наружный радиус внутреннего цилиндра, м; c –

внутренний радиус наружного цилиндра, м; b – наружный радиус наружного цилиндра, м; l – ширина кольцевой канавки, м; p – рабочее давление внутреннего цилиндра, МПа; μ – коэффициент Пуассона для материала цилиндра.

Основная цель данного проектирования состоит в том, чтобы на основании расчетных формул (1.140) и (1.141) найти такие оптимальные геометрические параметры двухслойного цилиндра, которые наряду с прочностными характеристиками и эффективным отводом тепла обеспечивали бы минимальную массу конструкции:

$$M(\bar{x}) = \pi \rho \left[2(x_1^2 - a^2) + (x_2^2 - x_1^2) + 2(x_3^2 - x_2^2) \right]. \quad (1.142)$$

В связи с этим ставится задача: найти вектор параметров управления $\bar{x} = (x_1, x_2, x_3, x_4)$, который минимизирует целевую функцию, характеризующую расход материала (массы). При этом должны выполняться ограничения по прочности:

– для внутреннего цилиндра

$$\max \sigma_{\beta 1} \leq [\sigma]_1; \quad (1.143)$$

– для наружного цилиндра

$$\max \sigma_{\beta 2} \leq [\sigma]_2; \quad (1.144)$$

и геометрические ограничения по управляемым параметрам

$$a_i \leq x_i \leq b_i, \quad i = 1, 2, 3, 4. \quad (1.145)$$

Здесь $\max \sigma_{\beta 1}$, $\max \sigma_{\beta 2}$ – максимальные эквивалентные напряжения, соответственно, для внутреннего и наружного цилиндров, определяемые по формулам (1.140) и (1.141); $[\sigma]_1$, $[\sigma]_2$ – допускаемые напряжения для материалов внутреннего и наружного цилиндров; $M(x)$ – масса участка составного цилиндра единичной длины; x_i – геометрические размеры составного цилиндра; ρ – плотность материала цилиндров.

Для составного цилиндра со следующими исходными данными: $a = 22,5$ мм; $p = 150$ МПа; $[\sigma]_1 = 566$ МПа; $[\sigma]_2 = 434$ МПа; $25 \text{ мм} \leq x_1 \leq 32 \text{ мм}$; $30 \text{ мм} \leq x_2 \leq 37 \text{ мм}$; $42 \text{ мм} \leq x_3 \leq 52 \text{ мм}$; $8 \text{ мм} \leq x_4 \leq 15 \text{ мм}$; материал цилиндров – сталь; $E = 2 \cdot 10^5$ МПа; $\mu = 0,3$; $\rho = 7,8 \cdot 10^3$ кг/м³ с помощью программы "minMT-LC" [220], реализующей алгоритм МСД, получены следующие значения оптимальных параметров конструкции: $x_1^* = 25,6$ мм; $x_2^* = 33,6$ мм; $x_3^* = 42$ мм; $x_4^* = 8$ мм. При этом минимальная масса участка составного цилиндра единичной длины составила $M_{\min}^* = 0,05$ кг.

1.5. ПРОЧНОСТНЫЕ РАСЧЕТЫ ШНЕКОВ ЭКСТРУЗИОННЫХ МАШИН

Шнек в экструзионных машинах совершает вращательное движение, перемещая при этом перерабатываемый материал к формирующему инструменту.

При проверке прочности шнеков нужно учитывать следующие внешние силовые факторы: осевое усилие, возникающее от давления перерабатываемого материала на торцевую поверхность конца шнека, и крутящий момент, подводимый к валу шнека. Наиболее нагруженным является поперечное сечение сердечника шнека под загрузочным окном, так как крутящий момент здесь имеет максимальное значение, а площадь сердечника этого сечения минимальна.

В современных шнековых машинах при формовании изделия рабочее давление может достигать значений 50 МПа.

Поскольку винтовой канал нарезки шнека заполнен материалом, то затекающая в зазор между гребнем нарезки и цилиндром резиновая смесь образует смазочный слой, надежно предотвращающий касание шнека и цилиндра; шнек оказывается как бы плавающим на этой жидкостной подушке пластицированной резиновой смеси. Она же оказывает и поддерживающее воздействие на шнек, предотвращающее потерю им продольной устойчивости, которая произошла бы, если бы шнек был нагружен аналогичным образом и находился вне цилиндра с материалом. Однако опыт эксплуатации шнековых машин показывает, что шнеки интенсивно изнашиваются в зоне дозирования. Это говорит о том, что передний конец шнека в процессе работы все же скользит по внутренней поверхности цилиндра, что может происходить при продавливании перераба-

тываемого материала в оформляющую полость формирующего инструмента под высоким давлением. Поэтому, кроме расчетов на прочность и жесткость, сердечник шнека должен проверяться на устойчивость от осевого усилия.

При расчете шнеков на прочность в экструзионных машинах необходимо учитывать следующие действующие усилия:

1) осевое усилие, развиваемое от давления формования P , н

$$P = \frac{\pi D_n^2}{4} p_r, \quad (1.146)$$

где p_r – давление формования, Па; D_n – наружный диаметр шнека, м;

2) собственный вес шнека G , н;

3) результирующее усилие, вызывающее поперечный изгиб шнека из-за неоднородной вязкости резиновой смеси в различных радиальных сечениях, перпендикулярных к оси шнека;

4) окружное усилие на шнеке при его вращении.

Под действием указанных усилий шнек находится в процессе работы в сложном напряженном состоянии, испытывая деформацию сжатия, кручения и изгиба.

Схема расчета шнека и его опор представлена на рис. 1.27. Методика расчета шнека на прочность и продольный изгиб изложена в работах [43, 210, 211].

При проектировании экструзионного оборудования для более полного его расчета, отвечающего требованиям надежности, необходимо в процессе оптимизации учесть прочность материала (жесткость, устойчивость конструкции) шнека в качестве ограничений в виде неравенств.

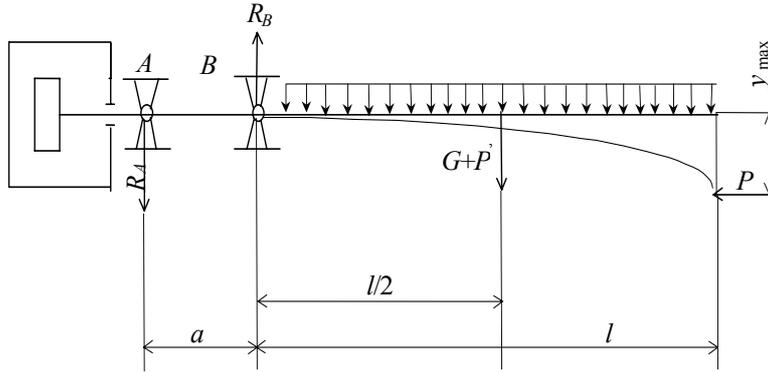


Рис. 1.27. Расчетная схема нагружения шнека и его опор:

P – осевое усилие от давления перед формирующим инструментом;

G – вес материала шнека; P' – поперечная изгибающая сила;

R_A, R_B – реакции в опорах A и B , соответственно

1.6. Методы оптимизации

Существует много методов оптимизации. Одним из методов нелинейного программирования является метод скользящего допуска (МСД). Этот метод нелинейного программирования в настоящее время достаточно хорошо исследован, отмечены преимущества данного метода и недостатки других. Поэтому, исходя из условия быстродействия и удобства организации ограничений в виде равенств и неравенств, используют метод скользящего допуска (МСД) [212].

Алгоритм МСД позволяет улучшить значение целевой функции как за счет информации в допустимых точках пространства решений, так и за счет информации при прохождении через некоторые точки, лежащие вне допустимой области, но которые являются близкими к допустимым. В ходе оптимизационного поиска интервалы, в пределах которых точки можно считать почти достижимыми, постепенно сокращаются так, что в пределе учитываются только допустимые точки x .

С учетом такой стратегии оптимального поиска задачу оптимизации процесса экструзии и оборудования можно заменить более простой, при единственном ограничении в виде неравенства, а именно задачей, имеющей следующую структуру:

$$\text{минимизировать } f(x), x \in E^n, \quad (1.147)$$

$$\text{при ограничении } \Phi^{(k)} - T(x) \geq 0, \quad (1.148)$$

где E^n – заданная область изменения варьируемых параметров x , $\Phi^{(k)}$ – значение скользящего допуска на k -м этапе поиска, определяемое соотношениями:

$$\Phi^{(k)} = \min \left[\Phi^{(k-1)}, (m+1)/(r+1) \sum_{i=1}^{r+1} x_i^{(k)} - x_{r+2}^{(k)} \right]; \quad (1.149)$$

$$\Phi^{(0)} = 2(m+1)t,$$

где t – величина шага вычисления; $r = n - m$ – число степеней свободы целевой функции $f(x)$; $T(x)$ – положительно определенный функционал над множеством всех функций, задающих ограничения (как в виде равенств, так и в виде неравенств), определяемый соотношением:

$$T(x) = \left[\sum_{i=1}^m h_i^2(x) + \sum_{i=m+1}^p u_i g_i^2(x) \right], \quad (1.150)$$

где u_i – оператор Хевисайда, обладающий следующими свойствами:

$$u_i = 0 \text{ при } g_i(x) \geq 0 \text{ и } u_i = 1 \text{ при } g_i(x) < 0, \quad (1.151)$$

Общая схема работы алгоритма МСД состоит в следующем: по мере развития оптимизационного поиска значение $\Phi^{(k)}$ уменьшается, что приводит к сужению области квазидопустимости, и процедура минимизации $f(x)$ отделяется от этапов, служащих для выполнения ограничений (1.150).

Систему уравнений (1.149) можно решать относительно одного параметра x_i [остальные x_k ($k \neq i$) фиксированы] с заданной точностью:

$$|K_j^n(x_i) - 1| \leq \varepsilon,$$

где ε – сколь угодно малое число. Для этого используют итерационный метод, основанный на формуле:

$$x_i^{(p+1)} = x_i^{(p)} + x_i^{(p)r-1} [K_j(x_i^{(p)}) - 1], \quad (1.152)$$

где p – номер итерации; r – параметр, определяющий сходимость итерационного процесса.

В первом приближении решение системы (1.149) с помощью программы "ITERA" позволяет определить оптимальные параметры, (см. блок-схему прил. А).

В окончательном виде решение системы (1.149) позволяет определить параметры, по методу скользящего допуска с помощью программы "OPTISCRE" (см. блок-схему прил. В).

В работе [213] обсуждаются общие подходы к решению задач по оптимальному проектированию в химическом машиностроении.

В работе [214] предлагается применение нового алгоритма поиска с использованием непрерывных функций для оптимизации технологических процессов в химическом машиностроении.

Выводы

1. Существующие математические модели процесса экструзии резиновых смесей не содержат уравнений, описывающих качество экструдата, в частности при переработке резиновых смесей в шнековых машинах – подвулканизацию. Поэтому методики инженерного расчета процесса и оборудования для экструзии резиновых смесей не содержат разделы, учитывающие качество получаемых изделий.

2. Предложено математическое описание качества (подвулканизации) резиновых смесей с помощью критерия Бейли при проектировании валкового оборудования и при оценке подвулканизации в диссипативных головках, а не в шнековых машинах.

3. Разработаны методы и приборы по оценке изменения размеров экструдата (усадка).

4. Установлены факторы, влияющие на "разбухание" (усадку), но не предложено расчетного параметра, связывающего эти факторы с технологическими и конструктивными параметрами процесса и оборудования экструзии резиновых смесей.

5. Создание математической модели процесса экструзии резиновых смесей позволит минимизировать полезную мощность с учетом ограничений на качество экструдата, прочность материала (жесткость, устойчивость конструкции) шнека и разработать программное обеспечение для оптимального проектирования с целью устранения перечисленных недостатков.

1.7. Постановка задачи исследования

задачами данной работы являются:

- анализ современного состояния описания процесса экструзии резиновых смесей;
- математическое моделирование процесса экструзии резиновых смесей с учетом их подвулканизации с целью определения оптимальных технологических параметров процесса и конструктивных параметров оборудования с учетом минимизации технологической мощности и получения качественного экструдата;
- исследования влияния различных режимных параметров процесса экструзии и конструктивных параметров оборудования на величину критерия оптимизации (полезной мощности), критерия подвулканизации и производительности шнековой машины с целью выбора параметров управления;
- исследования влияния основных режимных параметров процесса экструзии и конструктивных параметров оборудования на величину критерия оптимизации (полезной мощности) при заданных производительности шнековой машины, подвулканизации экструдата и температуре его на выходе с целью выбора оптимальных технологических и конструктивных параметров процесса экструзии и шнекового оборудования;
- математическое моделирование процесса экструзии резиновых смесей с целью определения оптимальных технологических параметров процесса и конструктивных параметров оборудования с учетом минимизации технологической мощности и получения экструдата заданного качества и размеров поперечного сечения;
- исследования влияния различных режимных параметров процесса экструзии и конструктивных параметров оборудования на величину критерия оптимизации (полезной мощности), критерия подвулканизации, величину сдвига и производительности шнековой машины с целью выбора параметров управления;
- исследования влияния основных режимных параметров процесса экструзии и конструктивных параметров оборудования на величину критерия оптимизации (полезной мощности) при заданных производительности шнековой машины, качестве экструдата и температуре его на выходе с целью выбора оптимальных технологических и конструктивных параметров процесса экструзии и шнекового оборудования.

2. РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ

2.1. Математическое моделирование процесса экструзии резиновых смесей с учетом уравнения, описывающего качество экструдата

Были выбраны уравнения, описывающие зависимость энергосиловых параметров процесса экструзии от конструктивных и технологических параметров оборудования, разработанные на базе математических моделей Торнера Р.В. [74] учеными Н.И. Басовым, Ю.В. Казанковым [94]:

1) полезная мощность

$$N = N_1 + N_2 + N_3, \quad (2.1)$$

$$\text{где } N_1 = (B/h)(4V_x^2 + V_z^2)m_0(V/h)^{n-1}z_d F_z; N_2 = (V_z/2)Bh\Delta P; F_z = \frac{1}{z_d} \int_0^{z_d} \exp \frac{E}{RT(z)} dz; N_3 = V(V/\delta)^n m_0 \exp[E/(RT_u)] \varepsilon \cos(\varphi) z_d; V_z =$$

$$V \cos \varphi; z_d = L/\sin \varphi; V = \omega D/2;$$

2) Напорно-расходоная характеристика

$$Q = Q_1 - Q_2, \quad (2.2)$$

$$\text{где } Q_1 = (V_z/2)(B/h)F_g; Q_2 = Bh^3 F_p \Delta P / [12(V/h)^{n-1} m_0 F_z z_d];$$

3) Температурное поле по длине червяка:

а) политропный режим

$$T(z) = T_u + G \exp[E/(RT)] - (G \exp[E/(RT)] - T_{\text{см.вх}} + T_u) \exp(-Az), \quad (2.3)$$

где $G = m_0 h^2 / (2K\lambda)(V/h)^n + 1$; $A = 2KaB/(Qh)$; $a = \lambda/(\rho c)$; $K = \alpha h/\lambda$;
 $V_m = Q/Bh$.

Трансцендентное уравнение для определения средней по длине червяка температуры T_{cp} :

$$T_{cp} = T_{ц} + G \exp(E/RT_{cp}) (1 + (\exp(-Az_d) - 1)/(Az_d)) + (T_{ц} - T_{cm,вх}) (\exp(-Az_d) - 1)/(Az_d); \quad (2.4)$$

б) адиабатический режим [219]

$$T(z) = T_{cm,вх} + GBh/(\rho c Q) \exp(E/RT_{cp}) z. \quad (2.5)$$

Трансцендентное уравнение для определения средней по длине червяка температуры T_{cp} :

$$T_{cp} = T_{cm,вх} + GBh/(\rho c Q) \exp(E/RT_{cp}) z_d/2; \quad (2.6)$$

в) изотермический режим

$$T_{cm,вх} = T_{cm,вых}; \quad (2.7)$$

4) Реологическое уравнение

$$\eta = m_0 \dot{\gamma}^{n-1} \exp \frac{E}{RT}; \quad (2.8)$$

5) В качестве параметра состояния, описывающего подвулканизацию резиновых смесей, принимаем критерий JB (критерий Бейли) [125, 126, 216 – 222]:

$$JB(t) = \int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = 1, \quad (2.9)$$

где $\int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]}$ – оценка подвулканизации резиновых смесей; $\tau[T(t)]$ – кривая, характеризующая подвулканизацию (время достижения "скорчинга" в условиях постоянства температуры); t^* – время достижения "скорчинга" при заданном процессе подвулканизации $T(t)$.

Интеграл Бейли неявно (через численное решение математической модели процесса экструзии резиновых смесей) зависит от переменных управления, которые входят в выражение, описывающее распределение температуры по длине червяка.

6) В качестве ограничения на прочность материала (жесткость конструкции, прогиб) червяка принимаем эквивалентное напряжение материала червяка: $\sigma_{эkv} \leq [\sigma]$ (параметры $EJ \leq [EJ]$, $y \leq [y]$, соответственно).

2.2. Проверка адекватности математической модели процесса экструзии резиновых смесей

2.2.1. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ УСТАНОВОК

Для проверки адекватности математической модели (2.1) – (2.9) проведены экспериментальные исследования процесса экструзии резиновой смеси на экспериментальной установке.

Для оценки качества получаемого экструдата исследовались свойства перерабатываемого материала до загрузки в экспериментальную установку и после проведения процесса экструзии.

Для этих целей спроектирована и изготовлена специальная экспериментальная установка (ЭУ) (рис. 2.1) [223, 224], представляющая собой червячную машину с диаметром червяка $D = 0,032$ м, отношением длины нарезки к диаметру $L/D = 10$, углом наклона его нарезки $\varphi = 17^\circ$, глубиной винтового канала $h = (0,002 \dots 0,005)$ м, шириной гребня $e = 0,0035$ м, зазором между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра $\delta = 0,001$ м. Вращение червяка машины происходит от электродвигателя постоянного тока с возможностью регулирования угловой скорости его в пределах $\omega = (0 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}$. ЭУ снабжена системой термостатирования цилиндра, червяка, формующей головки, которая включает термостат, снабженный термопарой и приборами регулирования и контроля температуры теплоносителя (воды). В цилиндре установлена термопара для измерения температуры резиновой смеси. Формующая головка снабжена датчиком давления и термопарой для измерения давления и температуры резиновой смеси на выходе из канала нарезки червяка, соответственно. Управление ЭУ осуществляется с пульта управления. На щите расположены: амперметр – для задания нужной частоты вращения; вольтметр – для измерения потребляемого напряжения.

Измерение потребляемой мощности ЭУ проводили с помощью вольт-амперной характеристики:

$$N = N_{дв} - N_{хх}; \quad N_{дв} = I_n U; \quad N_{хх} = I_{хх} U,$$

где N – полезная мощность, расходуемая на процесс экструзии, Вт; $N_{дв}$ – мощность, потребляемая двигателем привода червяка, Вт; $N_{хх}$ – мощность холостого хода двигателя привода червяка, Вт; $I_{хх}$ – ток холостого хода двигателя, А; I_n – ток нагрузки двигателя, А; U – напряжение двигателя, В.

С целью исключения ошибки при измерении полезной мощности механическим методом были проведены экспериментальные исследования на установке типа "мотор-весы" (рис. 2.2) [224], состоящей из цилиндра I , установленного в подшипники 3, 4, 5, с размещенным в нем червяком диаметром $D = 0,06$ м, углом наклона нарезки $\varphi = 17^\circ$, глубиной винтового канала $h = (0,003 \dots 0,008)$ м, шириной гребня $e = 0,006$ м, зазором между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра $\delta = 0,001$ м и возможностью изменения угловой скорости в пределах $\omega = (0 \dots 12,56) \text{ с}^{-1}$.

Устройство работает следующим образом: при вращении червяка 2 момент сопротивления передается резиновой смесью на цилиндр 1 и заставляет его отклоняться вокруг своей оси на некоторый угол α .

Полезная мощность рассчитывается по уравнению:

$$N = M_{кр} 2\pi n,$$

где $M_{кр}$ – крутящий момент на червяке, измеряемый экспериментально, н·м; n – число оборотов червяка, об/с.

Для измерения крутящего момента на валу червяка использован способ установки корпуса червячного цилиндра 1 в подшипники 3, 4, 5 (так называемое устройство "мотор-весы").

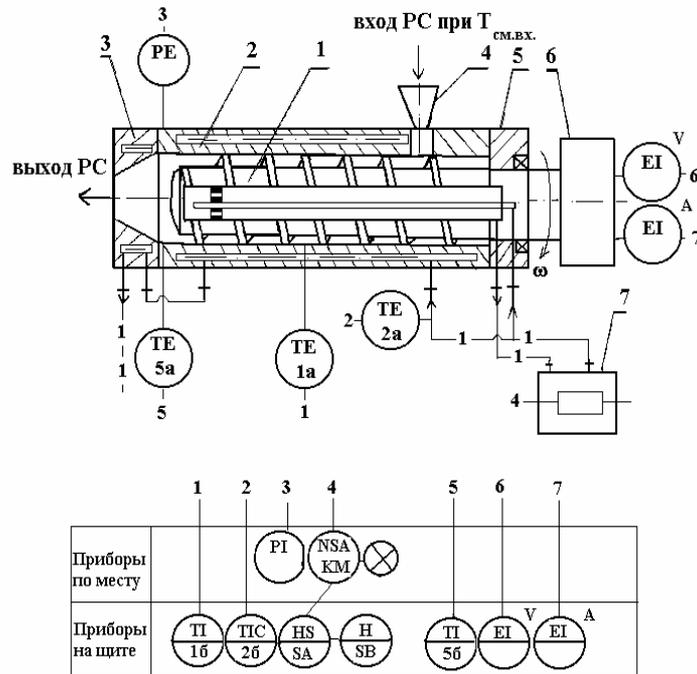


Рис. 2.1. Экспериментальная установка для исследования процесса экструзии резиновых смесей:
 1 – червяк; 2 – цилиндр; 3 – формующий инструмент; 4 – загрузочное устройство; 5 – привод червяка; 6 – электродвигатель постоянного тока; 7 – термостат

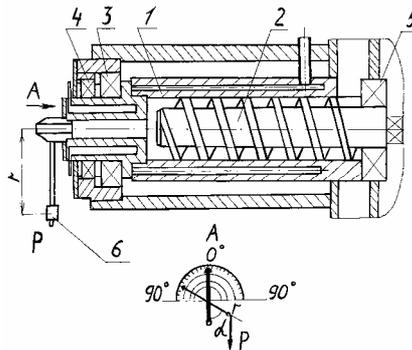


Рис. 2.2. Экспериментальная установка для определения мощности привода червяка механическим методом:

1 – цилиндр; 2 – червяк; 3, 4, 5 – подшипник; 6 – груз

Величина реактивного момента корпуса цилиндра может быть определена из зависимости (рис. 2.2, вид А):

$$M_{кр} = Pr \sin \alpha,$$

где P – вес груза, н; r – длина стержня рычага, м.

Затраченная мощность рассчитывалась с помощью метода "мотор-весов" по формуле

$$N = M_{кр} \varphi,$$

где φ – угловое перемещение ротора "мотор-весов" за время эксперимента

$$\varphi = 2\pi n.$$

2.2.2. ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ

В качестве объекта исследования принят неизотермический процесс экструзии резиновой смеси шифра НО-68-1 (табл. 2.1) на экспериментальных установках (рис. 2.1 и 2.2).

Параметры резиновой смеси НО-68-1 и технологический режим процесса экструзии: температура цилиндра и червяка $T_{ц} = 95$ °С; температура резиновой смеси на входе в винтовой канал $T_{см.вх} = 50$ °С; реологические константы (получены путем обработки кривых течения резиновой смеси при $T_{см.вх}$ на ротационном вискозиметре "Ротовиско" с приспособлением конус-плоскость) $m_0 = 600\,000$ Па·сⁿ, $n = 0,2$; теплофизические параметры при средней температуре резиновой смеси $T_{см} = 80$ °С [215]: теплоемкость $c = 2100$ Дж/(кг·°С), плотность $\rho = 1200$ кг/м³, теплопроводность $\lambda = 0,22$ Дж/(кг·°С); коэффициент теплоотдачи от резиновой смеси к стенке материального цилиндра $\alpha = 100$ Вт/(м²·°С); $\tau [T(S)]$ – кривая, характеризующая подвулканизацию резиновой смеси (полученная на приборе "Monsanto" в ЦЗЛ АО "Тамбоврезиноасботехника", см. рис. 2.3, кривая 1).

2.1. Рецепт резиновой смеси НО-68-1

| Наименование ингредиентов | На 100 весовых частей каучука | Вес, % | Объем, % |
|---------------------------|-------------------------------|--------|----------|
| 1. СКН-18 | 50,0 | 23,92 | 31,86 |
| 2. Наирит Б | 50,0 | 23,90 | 24,19 |
| 3. Окись цинка | 5,00 | 2,39 | 0,54 |
| 4. Магнезия жженая | 2,50 | 1,20 | 0,48 |
| 5. Сажа ТМ-15 | 75,00 | 35,88 | 26,15 |
| 6. Стеарин | 1,00 | 0,48 | 0,62 |
| 7. Неозон "Д" | 2,50 | 1,20 | 1,14 |
| 8. Парафин | 3,00 | 1,44 | 1,98 |
| 9. ДБС | 20,00 | 9,57 | 12,74 |
| Итого: | 209,0 | 100 | 100 |

Математическое выражение для кривой подвулканизации получено с помощью стандартного приложения к Windows фирмы Microsoft – программное обеспечение "TablCurve":

$$\tau = (-16,17 + 3\,131\,360/T^2)^2,$$

где τ – время подвулканизации, мин; T – температура заданного процесса, К.

2.2.3. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТОВ [222 – 224]

В процессе эксперимента необходимо назначить такой режим экструзии, чтобы в исследуемом материале не возникало подвулканизации, т.е. значение критерия Бейли не превышало определенной, наперед заданной величины (для НО-68-1 $J_B \leq 0,5$ %).

Экспериментальные исследования проводились на установке для измерения полезной мощности электрическим методом (рис. 2.1).

Поэтому исходя из технической характеристики экспериментальной установки по разработанной математической модели (2.1) – (2.9) (программа 2, прил. Г) рассчитывалось температурное поле по длине червяка, т.е. режим экструзии.

В результате расчета получен следующий режим: $T_{см.вх} = 50$ °С, $T_{ц} = 95$ °С.

В качестве варьируемого параметра принята угловая скорость ω червяка.

Целью эксперимента являлось получение экспериментальных зависимостей критерия оптимизации (полезной мощности) N^* , критерия подвулканизации J_B , параметров качества вулканизованных образцов резины до экструзии ($\sigma_{рз}$, $\delta_{ост.э}$ – предел прочности и относительное остаточное удлинение при разрыве, соответственно) от производительности Q и сравнение их с теоретическими результатами полезной мощности, рассчитанными по математической модели (2.1) – (2.9) (программа, прил. Г) и параметрами качества после экструзии (σ_p , $\delta_{ост}$).

Поэтому для различных заданных значений угловой скорости червяка ($\omega = (0,2 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}$, что соответствует производи-

тельности $Q = (0,02 \dots 0,1) \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$), перепада давления по длине червяка ΔP , перепада температуры по длине червяка ΔT и соответствующей геометрии червяка по математической модели (2.1) – (2.9) (прил. Г) проводился расчет полезной мощности N и значения интеграла Бейли.

В процессе эксперимента отбирались пробы экструдата и снималась кривая его подвулканизации [225]. Кривые подвулканизации

(рис. 2.3) снимались в ЦЗЛ АО "Тамбоврезиноасботехника" на приборе "Monsanto", по стандартной методике, изложенной в международном стандарте ISO 9000.

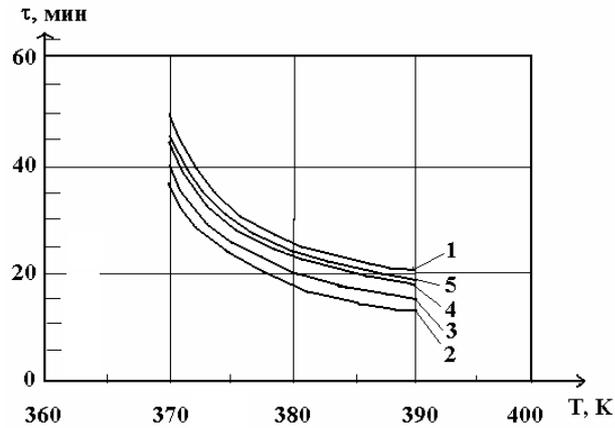


Рис. 2.3. Кривые подвулканизации при различной производительности Q :

1 – до экструзии; 2 – $Q = 0,04 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$; 3 – $Q = 0,06 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$;
4 – $Q = 0,08 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$; 5 – $Q = 0,1 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$ – после экструзии

Далее образцы экструдата вулканизовались при заданном режиме вулканизации и измерялись предел прочности образцов и относительное остаточное удлинение при разрыве, до (σ_{pz} , $\delta_{ост.э}$) и после (σ_p , $\delta_{ост}$) процесса экструзии. Испытания проводились на разрывной машине ЦМГИ-250. Основные требования к методам и приборам для механических испытаний резин изложены в ГОСТ 269-66.

Из рис. 2.3 [225, 226] видно, что с увеличением производительности Q кривые скорчинга (2, 3, 4, 5) стремятся к кривой, соответствующей недеформированному состоянию резиновой смеси (кривая 1), так как уменьшается время пребывания резиновой смеси в цилиндре пластикации.

Сравнительный анализ кривых подвулканизации (рис. 2.3) до (кривая 1) и после (кривая 5, при условии $JB \leq 0,5$ %) процесса экструзии показал их расхождение не более 2 %.

Сравнительный анализ значений предела прочности и относительного остаточного удлинения (рис. 2.4) до (σ_{pz} , $\delta_{ост.э}$ = 80 кг/см², $\delta_{ост.э}$ = 300 %) и после (σ_p , $\delta_{ост}$) процесса экструзии при различной производительности показал их расхождение не более 12 %.

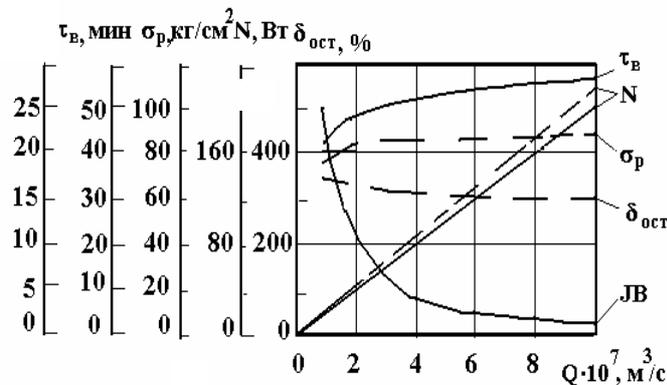


Рис. 2.4. Зависимости полезной мощности N и параметров качества экструдата σ_p , $\delta_{ост}$, m от производительности Q :

$\varphi = 17^\circ$; $h = 0,003 \text{ м}$; $D = 0,032 \text{ м}$; $L = 0,325 \text{ м}$; $\omega = 0,2 \dots 1,88 \text{ с}^{-1}$;
 $\Delta P = 5 \dots 20 \text{ МПа}$:

---- – экспериментальные значения; ——— – теоретические значения;
 σ_{pz} , $\delta_{ост.э}$, σ_p , $\delta_{ост}$ – предел прочности образцов, относительное остаточное удлинение при разрыве до и после процесса экструзии, соответственно;
 JB – критерий Бейли; τ_v – время вулканизации

Сравнительный анализ экспериментальных и теоретических значений полезной мощности показал их расхождение не более 14 %.

Следовательно, математическая модель процесса экструзии резиновых смесей (2.1 – 2.9) адекватна реальному технологическому процессу.

3. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ червячной машины НА ПРОЦЕСС ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ И ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ

3.1. Теоретические исследования влияния технологических и конструктивных параметров на процесс экструзии резиновых смесей [222]

С целью выбора параметров управления при оптимизации процесса экструзии и конструкции оборудования для переработки резиновой смеси, исследовалось влияние основных технологических и конструктивных параметров на функции состояния.

В качестве функций состояния принимали полезную мощность N , критерий подвулканизации $JВ$ и производительность червячной машины Q , которые зависят от конструктивных и технологических параметров по уравнениям математической модели, изложенной в главе 2.

Влияние конструктивных и технологических параметров червячной машины рассмотрено на примере экструзии резиновой смеси НО-68 со следующими теплофизическими и реологическими свойствами: $\rho = 1200 \text{ кг/м}^3$; $\lambda = 0,22 \text{ Вт/(м} \cdot \text{°C)}$; $c = 2300 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{°C)}$, при

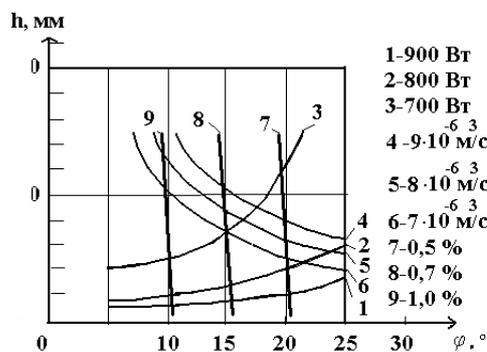
а) изотермическом режиме экструзии ($m_0 = 100 \text{ кПа} \cdot \text{с}^n$; $n = 0,2$; $T_{\text{см. вх}} = T_{\text{см. вых}} = 348 \text{ К}$; $T_{\text{ц}} = 348 \text{ К}$);

б) неизотермическом режиме экструзии ($m_0 = 600 \text{ кПа} \cdot \text{с}^n$; $n = 0,2$; $T_{\text{см. вх}} = 323 \text{ К}$; $T_{\text{ц}} = 348 \text{ К}$); для $\Delta P = 10 \text{ МПа}$.

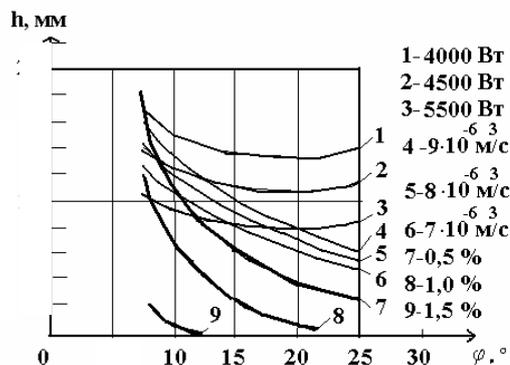
Выбор параметров управления производился с помощью линий уровня функций состояния. Построение линий уровня функций состояния происходило с помощью программного обеспечения для ЭВМ, разработанного на основе математической модели процесса экструзии резиновых смесей, изложенной в главе 2 (см. прил. Б, программа "Linyur")

На рис. 3.1 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и глубины винтового канала червяка h на полезную мощность N , критерий качества $JВ$ и производительность Q .

Как видно из рис. 3.1, угол наклона нарезки φ в области своих реальных значений ($15 \dots 20^\circ$) по сравнению с глубиной винтового канала h незначительно влияет на изменение полезной мощности N , так как с изменением угла наклона нарезки φ гидравлическое сопротивление материала в винтовом канале практически не изменяется, а значит, не изменяются силы сопротивления, на преодоление которых затрачивается технологическая мощность. Увеличение глубины винтового канала червяка h приводит к уменьшению полезной мощности N (кривые 1 – 3), так как с увеличением глубины винтового канала h уменьшается сопротивление материала в винтовом канале червяка, следовательно, уменьшаются силы трения между резиновой смесью и материалом цилиндра, а также уменьшается интенсивность сдвиговых деформаций в перерабатываемом материале, что приводит к снижению мощности расходуемой на транспортирование резиновой смеси вдоль канала, и мощности, диссипации.



а)



б)

Рис 3.1. Линии уровня функций мощности N (Вт), критерия качества $JВ$ (%) и производительности Q ($\text{м}^3/\text{с}$) для $D = 0,032 \text{ м}$; $\omega = 5,2 \text{ с}^{-1}$ (50 об/мин); $L = 0,32 \text{ м}$; $e = 0,0032 \text{ м}$; $\delta = 0,001 \text{ м}$;

а – изотермический режим; б – неизотермический режим экструзии

Производительность червячной машины Q в большей степени зависит от глубины винтового канала h , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 3.1). Причем, чем больше глубина винтового канала h , тем больше производительность Q , так как с увеличением h объем винтового канала так же увеличивается, а значит, перерабатывается больше резиновой смеси в единицу времени. При увеличении угла наклона нарезки φ увеличивается шаг нарезки винтовой линии t червяка, а, значит, и производительность Q , так как за один оборот червяка резиновая смесь проходит вдоль оси червяка большее расстояние и, следовательно, быстрее выходит из материального цилиндра.

На рис. 3.2 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и наружного диаметра D червяка на полезную мощность N , критерий качества JB и производительность Q .

Как видно из рис. 3.2 угол наклона винтовой линии червяка φ в области своих реальных значений по сравнению с наружным диаметром червяка D влияет незначительно на изменение полезной мощности N . Причем, увеличение наружного диаметра червяка D приводит к увеличению полезной мощности N (кривые 1, 2, 3), так как увеличивается гидравлическое сопротивление материала в винтовом канале червяка, и, следовательно, увеличиваются силы трения между резиновой смесью и материалом цилиндра, а также интенсивность сдвиговой деформации перерабатываемого материала, что приводит к увеличению мощности, расходуемой на транспортирование резиновой смеси вдоль канала и мощности диссипации.

Производительность червячной машины Q в большей степени зависит от наружного диаметра червяка D , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 3.2). Причем, чем больше наружный диаметр червяка D , тем больше производительность Q (кривые 4, 5, 6), что объясняется увеличением объема винтового канала, а, значит, транспортируется больше резиновой смеси в единицу времени.

На рис. 3.3 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и угловой частоты ω червяка на полезную мощность N , критерий качества JB и производительность Q .

Как видно из рис. 3.3, угол наклона нарезки φ в области своих реальных значений по сравнению с угловой скоростью ω влияет незначительно на изменение полезной мощности N . Причем, увеличение угловой скорости ω приводит к увеличению полезной мощности N (кривые 1, 2, 3), так как увеличивается скорость сдвига (интенсивность сдвиговых деформаций) в перерабатываемом материале и, следовательно, увеличиваются силы трения между резиновой смесью и материалом цилиндра.

Производительность червячной машины Q (рис. 3.3) так же, как на рис 3.1 и рис 3.2, в большей степени зависит от угловой скорости червяка ω , чем от угла наклона нарезки φ . Причем, чем больше угловая скорость червяка ω , тем больше производительность Q (кривые 4, 5, 6), что объясняется увеличением скорости продвижения резиновой смеси по винтовым каналам.

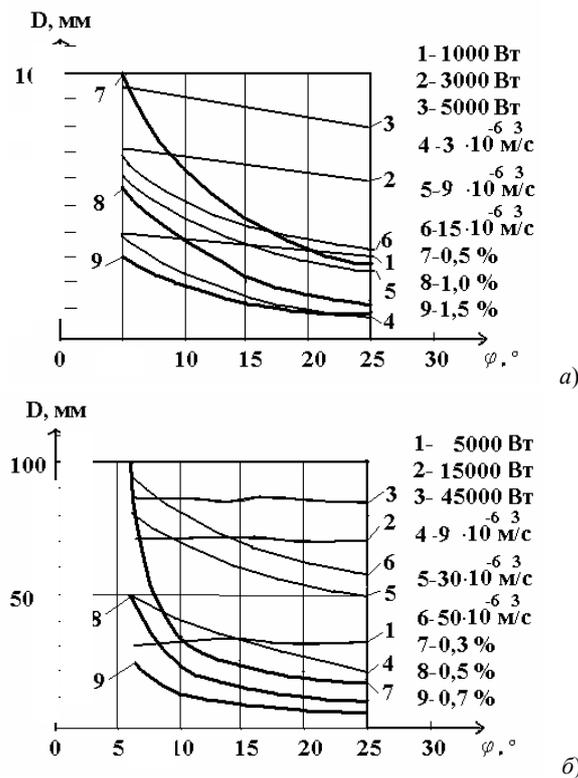


Рис. 3.2. Линии уровня функций мощности N (Вт), критерия качества JB (%) и производительности Q (m^3/s) для $H = 0,01$ м; $\omega = 5,2 \text{ c}^{-1}$ (50 об/мин); $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м; $\delta = 0,001$ м:
а – изотермический режим; б – неизотермический режим экструзии

На рис. 3.4. показано влияние угла наклона винтовой линии φ и длины нарезной части L червяка на полезную мощность N , критерий качества JB и производительность Q .

Как видно из рис. 3.4, угол наклона нарезки φ по сравнению с длиной нарезки червяка L влияет на изменение полезной мощности N незначительно и, чем больше угол наклона нарезки φ , тем меньше его влияние на полезную мощность N . Увеличение длины нарезки червяка L значительно влияет на изменение полезной мощности N (кривые 1, 2, 3), так как растет сопротивление материала в винтовом канале червяка, что требует больше энергии (полезной мощности) на преодоление этого сопротивления.

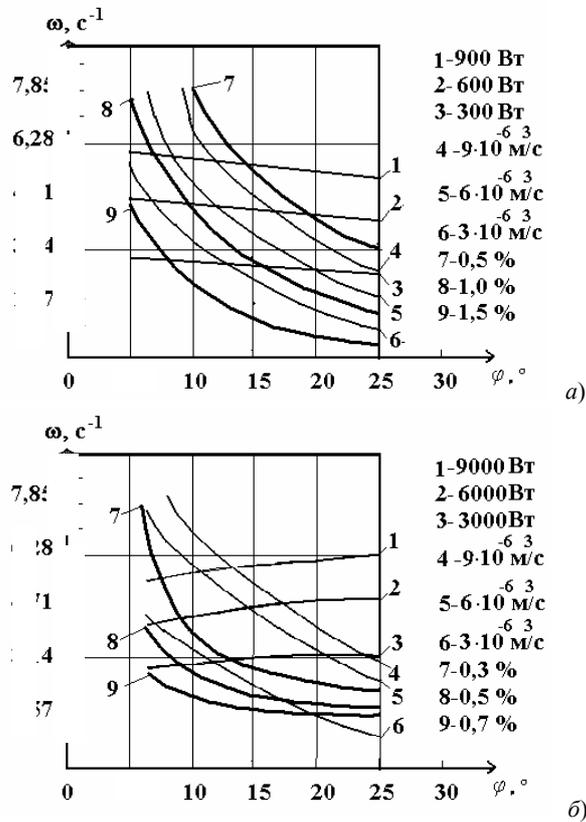


Рис. 3.3. Линии уровня функций мощности N (Вт), критерия качества $JВ$ (%) и производительности Q (м³/с) для $H = 0,01$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м; $\delta = 0,001$ м:

а – изотермический режим; б – неизомермический режим экструзии

Производительность Q незначительно зависит от изменения длины нарезки червяка L , что объясняется изменением насосного эффекта, а в большей степени зависит от угла наклона нарезки ϕ . Причем, чем больше угол наклона нарезки ϕ , тем больше производительность Q (рис. 3.4, кривые 4, 5, 6).

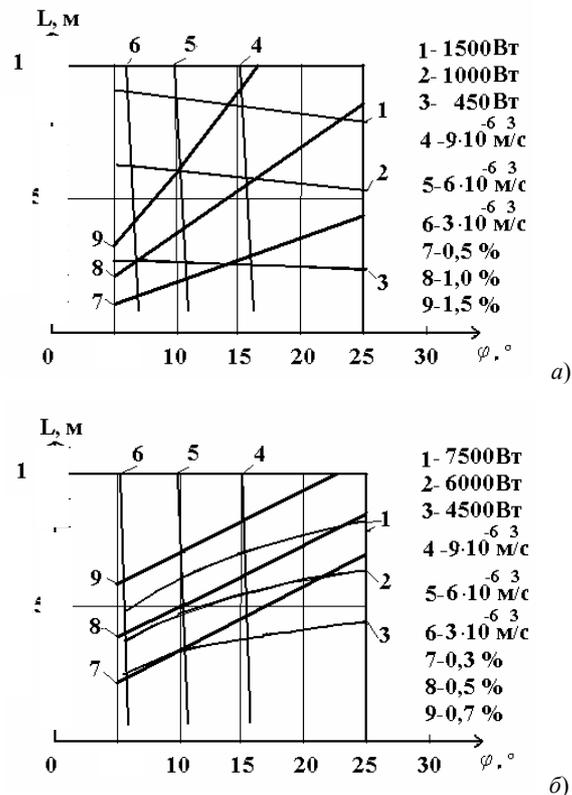


Рис. 3.4. Линии уровня функций мощности N (Вт), критерия качества $JВ$ (%) и производительности Q (м³/с) для $H = 0,01$ м; $D = 0,032$ м;

$\omega = 5,2$ с⁻¹ (50 об/мин); $e = 0,0032$ м; $\delta = 0,001$ м:

а – изотермический режим; б – неизомермический режим экструзии

Критерий качества JB в большей степени зависит от глубины винтового канала червяка h , его наружного диаметра D , угловой скорости ω , длины нарезки L , чем от угла наклона его нарезки φ (рис. 3.1 – 3.4, кривые 7 – 9). Причем, чем больше глубина винтового канала червяка h , его наружный диаметр D , угловая скорость ω , длина нарезки L , тем меньше критерий качества JB, так как перепад температуры перерабатываемого материала по длине червяка ΔT уменьшается.

На рис. 3.5 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и зазора δ между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра на полезную мощность N , критерий качества JB и производительность Q .

Из рис. 3.5 видно, что в области своих реальных значений угол наклона нарезки φ по сравнению с зазором δ влияет на изменение полезной мощности N незначительно. Причем, чем больше угол наклона нарезки φ до области своих реальных значений, тем меньше полезная мощность N , а чем больше угол наклона нарезки φ после области своих реальных значений, тем больше полезная мощность N . Полезная мощность N уменьшается при увеличении зазора δ (кривые 1, 2, 3), так как уменьшается сопротивление материала в зазоре между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра δ , т.е. уменьшается величина сил трения, следовательно, требуется меньше энергии на преодоление этих сил трения.

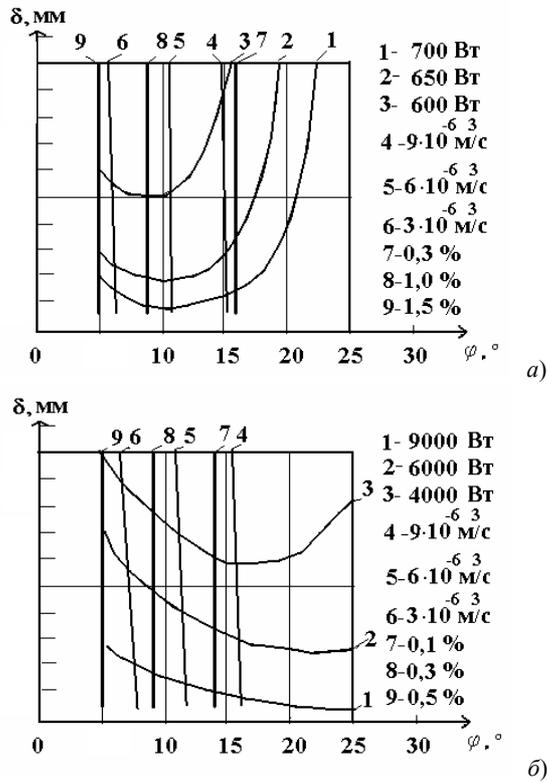
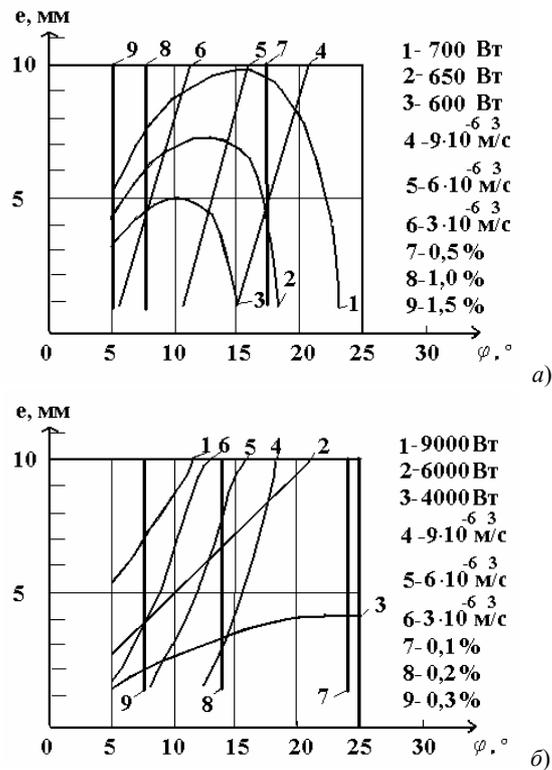


Рис. 3.5. Линии уровня функций мощности N (Вт), критерия качества JB (%) и производительности Q (м³/с) для $H = 0,01$ м; $D = 0,032$ м; $\omega = 5,2$ с⁻¹ (50 об/мин); $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м:
а – изотермический режим; б – неизотермический режим экструзии

Изменение зазора δ незначительно влияет на изменение производительности Q , так как изменение зазора δ влияет только на изменение потока утечки в зазоре, который составляет малую долю от общего потока (прямотока). Производительность Q в большей степени зависит от угла наклона φ , причем, чем больше φ , тем больше Q (рис. 3.5, кривые 4, 5, 6).

На рис. 3.6. показано влияние угла наклона винтовой линии φ и ширины гребня e червяка на полезную мощность N , критерий качества JB и производительность Q .

Как видно из рис. 3.6, полезная мощность N в большей степени зависит от ширины гребня червяка e , чем от угла наклона нарезки φ . Причем, чем больше ширина гребня червяка e , в области реальных своих значений, тем больше полезная мощность N (кривые 1, 2, 3), что объясняется увеличением сопротивления материала в зазоре между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра δ , т.е. увеличивается величина сил трения, следовательно, требуется больше энергии на преодоление этих сил трения.



**Рис. 3.6. Линии уровня функций мощности N (Вт), критерия качества JB (%) и производительности Q ($\text{м}^3/\text{с}$) для $H = 0,01 \text{ м}$; $D = 0,032 \text{ м}$; $\omega = 5,2 \text{ с}^{-1}$ (50 об/мин); $L = 0,32 \text{ м}$; $\delta = 0,001 \text{ м}$:
 а – изотермический режим; б – неизоотермический режим экструзии**

Производительность Q в большей степени зависит от угла наклона φ , чем от ширины гребня червяка e (рис. 3.6), так как увеличение или уменьшение ширины гребня червяка e приводит к уменьшению или увеличению потока утечки, который составляет малую долю от прямотока.

Критерий качества JB в большей степени зависит от угла наклона нарезки червяка φ , чем от ширины гребня винтового канала e и зазора δ (рис. 3.5, 3.6, кривые 7 – 9). Причем, чем больше угол наклона нарезки червяка φ , тем меньше критерий качества JB , так как перепад температуры ΔT перерабатываемого материала так же уменьшается.

3.2. ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ

Исходя из анализа линий уровня функций полезной мощности N , критерия качества JB и производительности червячной машины Q (рис. 3.1 – 3.6), производился выбор параметров управления для исследования и оптимизации процесса и конструкции оборудования для переработки резиновых смесей при различных режимах экструзии. Рассматривая влияние каждого из основных технологических (ω) и конструктивных (φ , h , D , L , δ , e) параметров на величину изменения функций состояния (N , JB , Q), т.е., определяя их вес, выбираем в качестве параметров управления следующие варьируемые величины: угол наклона винтовой линии червяка φ ; глубину винтового канала h ; наружный диаметр D ; угловую скорость ω ; длину нарезной части L .

ВЫВОД

Разработанное программное обеспечение для построения линий уровня функций состояния от параметров управления червячного оборудования и процесса экструзии позволяет выбрать параметры управления для оптимизации конструкции оборудования при переработке резиновых смесей.

**4.1. Математическая постановка задачи
оптимизации процесса и оборудования экструзии
резиновых смесей с учетом подвулканизации и
пластикация экструдата при условии минимизации
полезной мощности**

Для достижения поставленной цели необходимо решить задачу оптимизации, включающую: дифференциальные уравнения в частных производных – уравнения неразрывности потока, сохранения импульса, сохранения энергии; реологическое уравнение состояния; целевую функцию F ; алгоритм поиска экстремальных значений аргументов функции F ; алгоритм совместного решения математической модели и целевой функции.

Таким образом, математическая формулировка задачи оптимизации состоит в следующем. Пусть \bar{x} – переменные управления; \bar{y} – переменные состояния; F – целевая функция, выраженная через \bar{x} , \bar{y} ; $R(\bar{x}, \bar{y})$ – функции ограничения. Необходимо найти такие значения переменных управления \bar{x} , переменных состояния \bar{y} , чтобы целевая функция F достигала своего экстремального значения. Необходимым требованием успешного решения данной задачи является возможность расчета оптимальных технологических режимов и конструктивных размеров процесса переработки конкретных полимерных материалов.

Математическая модель позволяет найти значительное число переменных состояния и их зависимость от переменных управления. Основные из этих параметров: x_1 – угол наклона винтовой линии φ ; x_2 – глубина винтового канала h ; x_3 и x_5 – наружный диаметр D и рабочая длина L ; x_4 – угловая скорость червяка ω , соответственно; y_1 – температура смеси на выходе из винтового канала червяка $T_{см. вых.}$; y_2 – перепад давлений по длине червяка ΔP ; y_3 и y_4 – соответственно, полезная мощность N и производительность червячной машины Q .

Таким образом, следует найти такие значения переменных управления $\bar{x} = (x_1, x_2, x_3, x_4, x_5)$ и состояния $\bar{y} = (y_1, y_2)$, при которых целевая функция (полезная мощность) стремится к минимуму.

Конкретная постановка задачи оптимизации процесса и оборудования экструзии резиновых смесей заключается в следующем: необходимо найти такие значения конструктивных и технологических параметров, чтобы критерий оптимизации (полезная мощность) стремился к минимуму [222, 226 – 234]:

$$[F = N(\varphi, h, D, \omega, L)] \rightarrow \min, \quad (4.1)$$

при выполнении условий в виде ограничений:
– на качество экструдата

$$R_1 = JB(t) = \int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} \leq \varepsilon; \quad (4.2)$$

– на прочность материала (жесткость, устойчивость) червяка

$$R_2(\varphi, h, D, \omega, L) \leq [\sigma]; \quad (4.3)$$

– на производительность червячной машины

$$Q_{зад} = Q(\varphi, h, D, \omega, L); \quad (4.4)$$

– на температуру выхода экструдата

$$T_{см. вых.}(\varphi, h, D, \omega, L) = T_{зад}; \quad (4.5)$$

– на границы изменения варьируемых параметров

$$\begin{cases} D_* \leq D \leq D^*; \\ \varphi_* \leq \varphi \leq \varphi^*; \\ Dk_{h*} \leq k_h D \leq Dk_h^*; \\ \omega_* \leq \omega \leq \omega^*; \\ Dk_{L*} \leq k_L D \leq Dk_L^*; \end{cases} \quad (4.6)$$

где φ_* , Dk_{h*} , D_* , ω_* , Dk_{L*} и φ^* , Dk_h^* , D^* , ω^* , Dk_L^* – левая и правая границы изменения конструктивных (φ , h , D , L) и технологического (ω) параметров, соответственно; k_{h*} , k_{L*} , k_h^* , k_L^* , k_{h_0} , k_{L_0} – коэффициенты учитывающие левую, правую границы и начальные значения конструктивных параметров (h , L), соответственно; ε , $Q_{зад}$, $T_{зад}$ – заданные значения интеграла Бейли, производительности червячной машины, температуры резиновой смеси на выходе, соответственно; $[\sigma]$ – допустимое напряжение материала червяка (допускаемый прогиб, коэффициент запаса по устойчивости).

4.2. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ
ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА И
КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ОБОРУДОВАНИЯ
НА ПОЛЕЗНУЮ МОЩНОСТЬ

Определение оптимальных конструктивных и технологических параметров червячной машины рассмотрено на примере экструзии резиновой смеси шифр НО–68–1 со следующими параметрами: $\tau[T(t)]$ – кривая, характеризующая подвулканизацию (рис. 2.3, гл. 2); $c =$

$= 2100 \text{ Дж}/(\text{кг}\cdot^\circ\text{C})$; $\rho = 1200 \text{ кг}/\text{м}^3$, $\lambda = 0,22 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot^\circ\text{C})$, при изотермическом режиме $T_{\text{см.вх}} = T_{\text{см.вых}} = 353 \text{ К}$, $m_0 = 100 \text{ кПа}\cdot\text{с}^n$, $n = 0,2$; неизо-термическом режиме $T_{\text{см.вх}} = 323 \text{ К}$, $m_0 = 600 \text{ кПа}\cdot\text{с}^n$, $n = 0,2$.

С использованием для решения поставленной задачи (4.1) – (4.6) метода скользящего допуска, реализуемого программой на языке Бейсик (см. прил. Г), получены значения оптимальных конструктивных (φ , h , D , L) и технологических (ω , N) параметров в виде графических зависимостей от производительности червячной машины Q и от перепада давления по длине нарезки червяка ΔP при изо- и неизо-термическом режимах экструзии; перепада температуры по длине червяка ΔT ; коэффициента теплоотдачи от резиновой смеси к стенке цилиндра.

Принимались следующие исходные и начальные данные: $D = (0,03 \dots 0,09) \text{ м}$; $\varphi = (15 \dots 22)^\circ$; $k_{h^*} = 0,05$; $k_h^* = 0,15$; $\omega = (1,25 \dots 9,4) \text{ с}^{-1}$; $k_{L^*} = 5$; $k_L^* = 10$; $\Delta P = 25 \text{ МПа}$; $\delta = 0,001 \text{ м}$; $e = 0,1D$; $D_0 = 0,05 \text{ м}$; $\varphi_0 = 17^\circ$; $h_0 = 0,1D \text{ м}$; $\omega_0 = 3,14 \text{ с}^{-1}$; $L_0 = 7D \text{ м}$.

Согласно зависимостям на рис. 4.1 и 4.2, при увеличении производительности Q червячной машины, полезная мощность N увеличивается, главным образом, за счет увеличения угловой частоты червяка ω .

В обоих режимах увеличение производительности Q приводит к увеличению мощности N , что объясняется возрастанием затрат энергии на транспортирование перерабатываемого материала по винтовому каналу; компенсацию потерь вследствие перепада давления по длине червяка; трение в зазоре δ .

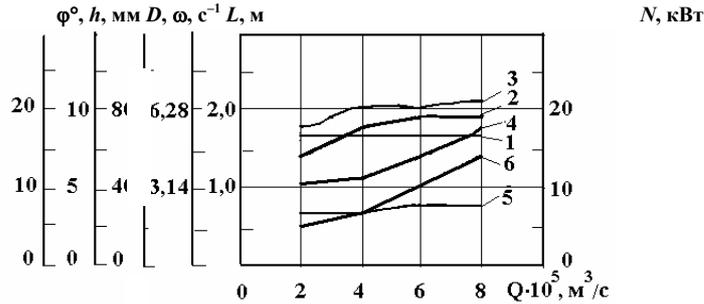


Рис. 4.1. Зависимости оптимальных конструктивных (φ , h , D , L) и технологических (ω , N) параметров от производительности Q при изотермическом режиме экструзии для $\Delta P = 20 \text{ МПа}$, $T_{\text{см}} = 80^\circ\text{C}$:

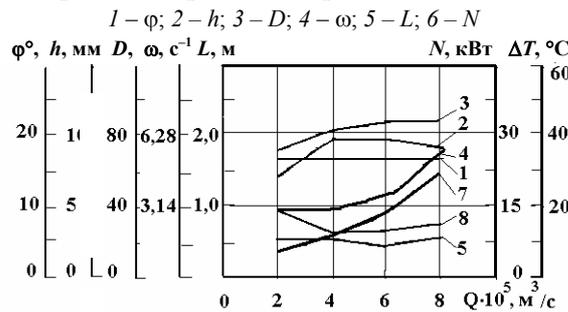


Рис. 4.2. Зависимости оптимальных конструктивных (φ , h , D , L) и технологических параметров (ω , N) от производительности Q при неизо-термическом режиме экструзии для $\Delta P = 20 \text{ МПа}$, $T_{\text{см.вх}} = 50^\circ\text{C}$, $T_{\text{ц}} = 80^\circ\text{C}$, $\alpha = 100 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot^\circ\text{C})$:
1 – φ ; 2 – h ; 3 – D ; 4 – ω ; 5 – L ; 7 – N ; 8 – ΔT

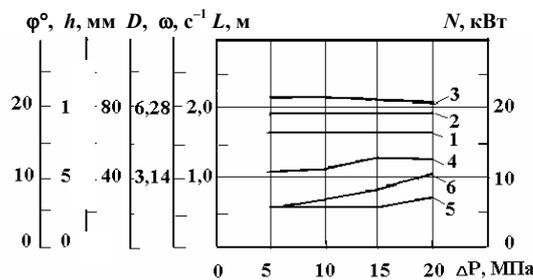


Рис. 4.3. Зависимости оптимальных конструктивных (φ , h , D , L) и технологических (ω , N) параметров от перепада давления ΔP при изотермическом режиме экструзии для $Q = 6 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$, $T_{\text{см}} = 80^\circ\text{C}$:
1 – φ ; 2 – h ; 3 – D ; 4 – ω ; 5 – L ; 6 – N

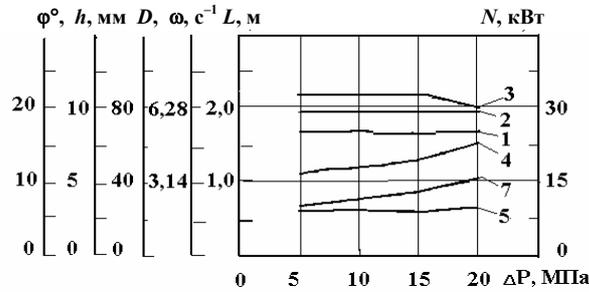


Рис. 4.4. Зависимости оптимальных (φ, h, D, L) и технологических (ω, N) параметров от перепада давления ΔP при неизотермическом режиме экструзии для $Q = 6 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$, $T_{\text{см.вх}} = 50 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{\text{ц}} = 80 \text{ }^\circ\text{C}$, $\alpha = 100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{ }^\circ\text{C})$:
 1 – φ ; 2 – h ; 3 – D ; 4 – ω ; 5 – L ; 7 – N

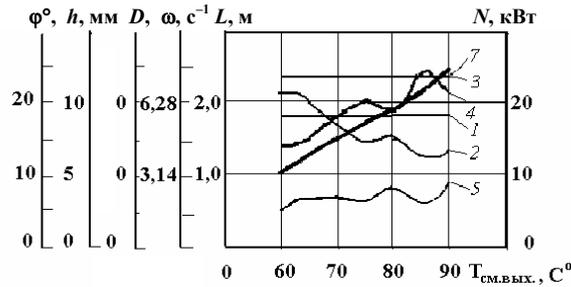


Рис. 4.5. Зависимости оптимальных конструктивных (φ, h, D, L) и технологических (ω, N) параметров от перепада температуры ΔT при $Q = 6 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$, $\Delta P = 20 \text{ МПа}$, $T_{\text{см.вх}} = 50 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{\text{ц}} = 80 \text{ }^\circ\text{C}$, $\alpha = 100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{ }^\circ\text{C})$:
 1 – φ ; 2 – h ; 3 – D ; 4 – ω ; 5 – L ; 7 – N

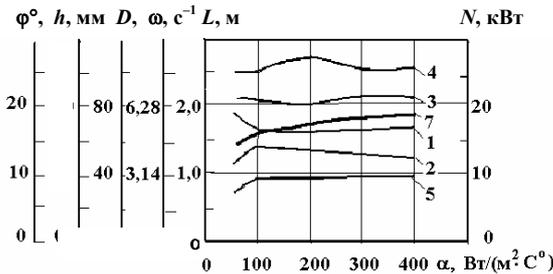


Рис. 4.6. Зависимости оптимальных конструктивных (φ, h, D, L) и технологических (ω, N) параметров от коэффициента теплоотдачи α при $Q = 6 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$, $\Delta P = 20 \text{ МПа}$, $\Delta T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{\text{см.вх}} = 50 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{\text{ц}} = 50 \text{ }^\circ\text{C}$, $\alpha = 100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{ }^\circ\text{C})$:
 1 – φ ; 2 – h ; 3 – D ; 4 – ω ; 5 – L ; 7 – N

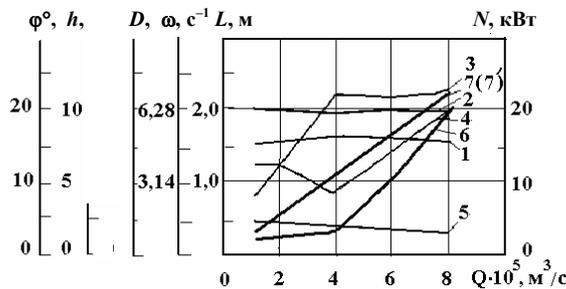


Рис. 4.7. Зависимости оптимальных конструктивных (φ, h, D, L) и технологических (ω, N) параметров от производительности Q при различных режимах экструзии:

1 – φ ; 2 – h ; 3 – D ; 4 – ω ; 5 – L ; 6, 7, 7' – N – изотермический, неизотермический, адиабатический режимы экструзии, соответственно

Значение интеграла Бейли для изотермического режима примерно в два раза меньше, чем для неизотермического режима, т.е. $JB_1(t) \approx 0,003$, $JB_2(t) \approx 0,006$. Отсюда следует, что при изотермическом процессе экструзии вероятность образования брака в получаемом изделии меньше, чем при политропном процессе.

Согласно кривым на рис. 4.1 – 4.7, при увеличении производительности червячной машины Q , полезная мощность N увеличивается главным образом за счет увеличения угловой скорости червяка ω .

В обоих режимах увеличение производительности Q приводит к увеличению мощности N , что объясняется возрастанием затрат энергии на транспортирование перерабатываемого материала по винтовому каналу; компенсацию потерь вследствие перепада

давления по длине червяка; трение в зазоре δ .

Из рис. 4.1 – 4.4 видно, что характер кривых $\varphi(Q)$, $h(Q)$, $D(Q)$, $\omega(Q)$, $N(Q)$ мало отличается при разных режимах экструзии.

Из рис. 4.5 видно, что с ростом длины нарезки червяка L в начале и в конце исследуемой области происходит увеличение перепада температуры ΔT , так как материал пребывает в цилиндре большее время, а, следовательно, успевает прогреться до большей температуры. С уменьшением глубины винтового канала h и соответствующим этому увеличением угловой скорости ω наблюдается рост ΔT , так как для создания в перерабатываемом материале большей температуры необходимо уменьшить его количество в винтовом канале. Причем уменьшение глубины винтового канала h приводит к уменьшению производительности Q , и ее заданное значение компенсируется увеличением угловой скорости ω . Увеличение полезной мощности N при увеличении перепада температуры ΔT вызвано потребностью в большей энергии, развиваемой соответствующей геометрией червяка и режимом переработки.

На рис. 4.6 наблюдается уменьшение наружного диаметра червяка D и соответствующее этому увеличение угловой скорости ω для поддержания заданной производительности. Видно так же, что с ростом коэффициента теплоотдачи α происходит уменьшение угла наклона нарезки φ , наружного диаметра D и увеличение глубины винтового канала h , длины нарезки L , так как для поддержания заданного перепада температуры ΔT необходимо увеличить время пребывания перерабатываемого материала в материальном цилиндре, что достигается увеличением длины нарезки L . Но при этом происходит увеличение производительности Q , которое компенсируется уменьшением наружного диаметра D . Угол наклона нарезки φ и глубина винтового канала h коррелируют. Отсюда можно заключить: чем интенсивнее теплообмен в процессе термостатирования (увеличение α), тем больше требуется энергии для поддержания заданного перепада температуры.

Были исследованы три процесса экструзии резиновой смеси: политропный (2.3); адиабатический (2.5) и изотермический (2.7), которые отличаются между собой выражениями для температурного поля по длине червяка (см. п. 2.1 гл. 2).

Полезная мощность при изотермическом режиме экструзии примерно в 1,5...3,0 раза меньше, чем при неизотермическом режиме. Это объясняется тем, что для заданного перепада температур ($\Delta T = 30$ К) вязкость резиновой смеси, а значит, и мера консистенции изменяется в широком интервале в сторону уменьшения $m_0 = (6...1) \cdot 10^5$ Па·сⁿ, что в свою очередь приводит к более интенсивным сдвиговым деформациям, чем при изотермическом режиме.

Также получены одинаковые значения оптимальных конструктивных (φ , h , D , L) и технологических (ω , N) параметров для политропного и адиабатического режимов (рис. 4.7). Это объясняется тем, что при оптимизации политропного процесса потери в системе термостатирования стремятся к нулю и мощность диссипации расходуется только на нагрев перерабатываемого материала до заданной температуры.

ВЫВОДЫ

Согласно кривым на рис. 4.1, 4.2, 4.7, при увеличении производительности Q червячной машины полезная мощность N увеличивается главным образом за счет увеличения угловой частоты червяка ω .

В обоих режимах увеличение производительности Q приводит к увеличению полезной мощности N , что объясняется возрастанием затрат энергии на: транспортирование перерабатываемого материала по винтовому каналу; компенсацию потерь вследствие перепада давления по длине червяка; трение в зазоре δ .

Также получены одинаковые результаты для политропного и адиабатического режимов экструзии.

Таким образом, при разработке процесса и проектировании червячных машин для переработки резиновых смесей необходимо стремиться к организации технологического процесса в адиабатическом режиме экструзии.

По результатам, полученным в главе 4 (рис. 4.1 – 4.7), можно определять оптимальные конструктивные (φ , h , D , L) и технологические (ω , N) параметры при различных режимах экструзии, заданных производительности червячной машины Q , перепада температуры ΔT и давления ΔP , при выполнении условия минимизации технологической мощности и ограничений на качество экструдата, прочность материала, $\sigma_{жв} \leq [\sigma]$ (жесткость $EJ \leq [EJ]$ конструкции, прогиб $y \leq [y]$) червяка.

4.3. Проверка адекватности решения задачи оптимизации процесса и оборудования экструзии резиновых смесей

Для проверки адекватности решения задачи оптимизации (см. п. 4.1) проводились экспериментальные исследования процесса экструзии резиновой смеси на экспериментальной установке, конструкция которой описана в разд. 2.2.1.

Для оценки качества получаемого экструдата были проведены исследования свойств резиновой смеси до загрузки в цилиндр экспериментальной установки и после проведения процесса экструзии.

4.3.1. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

В процессе эксперимента назначали расчетный оптимальный режим экструзии, чтобы в исследуемом материале не возникало подвulkanизации, т.е. значение критерия Бейли не превышало определенной, наперед заданной величины (для НО-68 JB $\leq 0,5$ %).

Предварительно для известных технологических и конструктивных параметров червяка и цилиндра ($\omega = 6,28$ с⁻¹, $\varphi = 17^\circ$, $h = 0,003$ м, $D = 0,032$ м, $L = 0,325$ м, $e = 0,0035$, $\delta = 0,001$ м) экспериментальной установки по математической модели процесса экструзии (2.1 – 2.9) (программа, см. прил. Г) рассчитывается температурное поле по длине червяка, т.е. режим экструзии резиновой смеси.

В результате расчета был принят следующий температурный режим: $T_{см.вх} = 323$ К, $T_{ц} = 368$ К.

В качестве варьируемых параметров для одного и того же наружного диаметра червяка принимались: глубина его винтового канала h и угловая скорость ω .

Целью эксперимента являлось получение экспериментальных зависимостей критерия оптимизации (полезной мощности) N и оптимальных параметров h , ω от производительности Q и сравнение их с теоретическими результатами.

Поэтому для заданных значений $\varphi = 17^\circ$, $D = 0,032$ м, $L = 0,325$ м, $e = 0,0035$, $\delta = 0,001$ м, угловой скорости червяка ($\omega = (0,2...6,28)$ с⁻¹, что соответствует производительности $Q = (0,02...0,08) \cdot 10^{-5}$ м³/с), перепада давления по длине червяка ΔP , перепада температуры по длине червяка ΔT , ограничений на качество экструдата (JB $\leq 0,5$), на прочность материала ($\sigma_{жв} \leq 320$ МПа, прогиб $y \leq 0,0005$ м) червяка и соответствующих начальных значений варьируемых параметров ($h_0 = 0,003$ м, $\omega_0 = 0,2$ с⁻¹) по математической модели процесса экструзии (2.1 – 2.9) (программа, см. прил. Г) проводился расчет оптимальных варьируемых параметров при условии

Интервалы изменения варьируемых параметров

$$h = (0,002 \dots 0,006) \text{ мм}; \omega = (0,2 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}.$$

Результаты расчета представлены в табл. 4.2.

Затем по результатам процесса оптимизации изготавливались три червяка с оптимальными геометрическими параметрами ($h^* = 0,0025, 0,0035, 0,0045 \text{ м}$) и проводилась пластикация резиновой смеси в червячной машине.

В процессе эксперимента отбирались пробы экструдата и снималась кривая его подвулканизации. Кривая подвулканизации (рис. 4.8, табл. 4.1) снималась в ЦЗЛ АО "Тамбоврезиноасботехника" на приборе "Monsanto" (по стандартной методике, изложенной в ISO 9000).

Математическое выражение для кривой подвулканизации (рис. 4.8, кривая 1) получено с помощью стандартного приложения к Windows фирмы Microsoft – программного обеспечения "TablCurve":

$$\tau = (-16,17 + 3 \cdot 10^6 / T^2)^2,$$

где τ – время подвулканизации, мин; T – температура заданного процесса, К.

4.1. Время подвулканизации резиновой смеси НО-68-1

| Время подвулканизации до экструзии τ_b , мин | Время подвулканизации после экструзии τ_b , мин | Температура вулканизации T , К |
|---|--|----------------------------------|
| 50 | 45 | 370 |
| 27 | 25 | 380 |
| 20 | 18 | 390 |

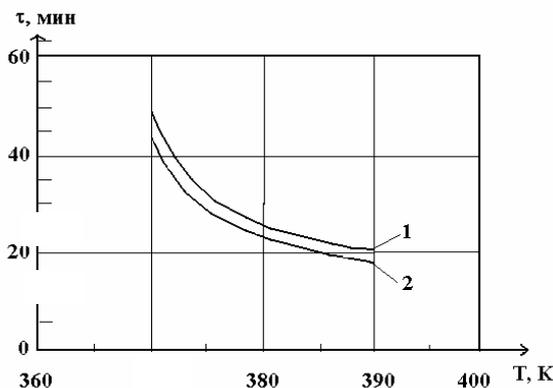


Рис. 4.8. Кривые подвулканизации:

1 – до экструзии; 2 – после экструзии

4.2. РЕЗУЛЬТАТЫ ОПТИМИЗАЦИИ

| $Q \cdot 10^{-5}$, м ³ /с | ΔP , МПа | $T_{\text{см.вых.}}$, °С | JB, % | h^* , м | ω^* , с ⁻¹ | N^* , кВт |
|---------------------------------------|------------------|---------------------------|-------|-----------|------------------------------|-------------|
| 0,2 | 5 | 100 | 0,5 | 0,0025 | 1,88 | 0,15 |
| 0,3 | 5 | 100 | 0,5 | 0,0029 | 3,12 | 0,25 |
| 0,4 | 5 | 100 | 0,5 | 0,0032 | 3,75 | 0,41 |
| 0,5 | 10 | 90 | 0,5 | 0,0035 | 5,02 | 0,52 |
| 0,6 | 10 | 90 | 0,5 | 0,0038 | 5,65 | 0,61 |
| 0,7 | 15 | 80 | 0,5 | 0,0041 | 6,91 | 0,82 |
| 0,8 | 15 | 80 | 0,5 | 0,0045 | 7,52 | 0,94 |

Далее образцы экструдата вулканизовались при заданном режиме вулканизации для резиновой смеси НО-68-1 и изменялись предел прочности образцов на разрыв, относительное остаточное удлинение до ($\sigma_{p3}, \delta_{\text{ост.э}}$) и после ($\sigma_p, \delta_{\text{ост}}$) процесса экструзии. Испытания проводились на разрывной машине ЦМГИ-250. Основные требования к методам и приборам для механических испытаний резин изложены в ГОСТ 269-66.

Сравнительный анализ значений предела прочности и остаточного удлинения при разрыве (рис. 4.9) до ($\sigma_{p3} = 80 \text{ кг/см}^2, \delta_{\text{ост.э}} = 300 \%$) и после ($\sigma_p, \delta_{\text{ост}}$) процесса экструзии показал их расхождение не более 10 %.

Для трех червяков одного и того же диаметра, но разной глубины винтового канала получены зависимости критерия оптимизации (полезной мощности) от величины расхода при заданном давлении и перепаде температуры (рис. 4.10), а также ограничения на качество экструдата ($JB < 0,5 \%$) и прочность материала ($\sigma_{\text{кв}} \leq 320 \text{ МПа}$, прогиб $y \leq 0,0005 \text{ м}$) червяка.

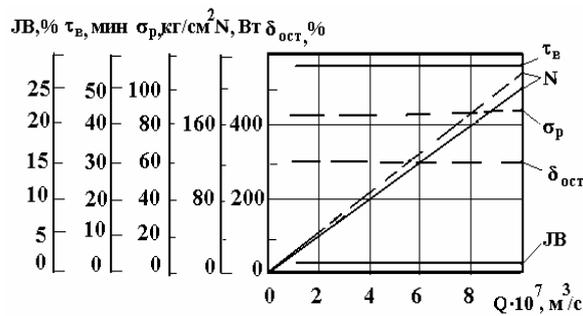


Рис. 4.9 Зависимости полезной мощности N и параметров качества экструдата σ_p , $\delta_{ост}$ от производительности Q :

--- экспериментальная; — теоретическая; $\sigma_{pз}$, $\delta_{остз}$, σ_p , $\delta_{ост}$ – предел прочности образцов, относительное остаточное удлинение при разрыве до и после процесса экструзии, соответственно;
JB – критерий Бейли; τ_b – время вулканизации

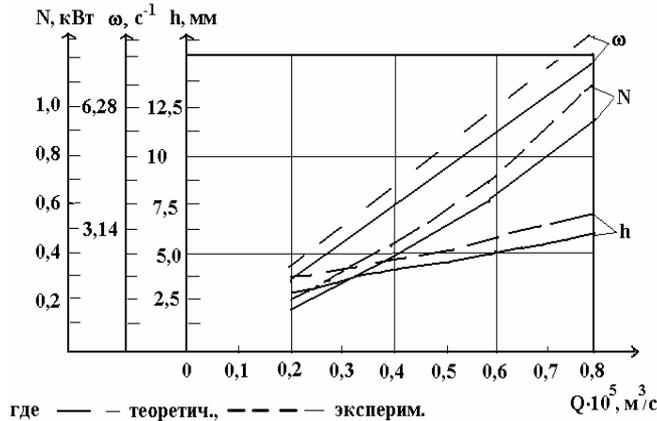


Рис. 4.10. Зависимости критерия оптимизации N и оптимальных параметров h , ω от производительности Q :
— теоретическая; --- экспериментальная

Анализ полученных теоретических и экспериментальных данных (см. рис. 4.10) показал удовлетворительную их сходимость (14 %), что подтверждает адекватность математической модели процесса экструзии реальному технологическому процессу и возможность применения оптимизации (МСД) для решения инженерных задач при проектировании экструзионного оборудования производства резинотехнических изделий.

4.3.2. Экспериментальные исследования на установке для измерения полезной мощности механическим методом

С целью исключения ошибки при измерении полезной мощности электрическим методом проводились аналогичные п. 4.3.1 экспериментальные исследования на установке типа "мотор-весы" (рис. 2.2), описанной в разд. 2.2.1.

В результате расчета получен следующий режим: $T_{см.вх} = 50$ °С, $T_{ц} = 95$ °С.

Поэтому для заданных значений ($\varphi = 17^\circ$, $D = 0,06$ м, $L = 0,6$ м, $e = 0,0065$, $\delta = 0,001$ м), угловой скорости червяка ($\omega = (0,2 \dots 12,85)$ с⁻¹, что соответствует производительности $Q = (1 \dots 6) \cdot 10^{-5}$ м³/с), перепада давления по длине червяка ΔP , перепада температуры по длине червяка ΔT , ограничений на качество экструдата ($JB \leq 0,5$), на прочность материала ($\sigma_{экр} \leq 300$ МПа, прогиб $y \leq 0,0005$ м) червяка и соответствующих начальных значений варьируемых параметров ($h_0 = 0,003$ м, $\omega_0 = 0,5$ с⁻¹) по математической модели процесса экструзии проводился расчет (2.1 – 2.9) (программа, прил. Г) оптимальных варьируемых параметров при условии минимизации полезной мощности N .

Интервалы изменения варьируемых параметров

$$h = (0,003 \dots 0,008) \text{ мм}; \omega = (0,2 \dots 12,85) \text{ с}^{-1}.$$

Результаты расчета представлены в табл. 4.3.

Затем по результатам процесса оптимизации изготавливались три червяка с оптимальными геометрическими параметрами ($h^* = 0,0035$, $0,0060$, $0,0080$ м) и проводились экспериментальные исследования, аналогичные п. 4.3.1.

Для трех червяков одного и того же диаметра, но разной глубины винтового канала получены зависимости критерия оптимизации (полезной мощности) от величины расхода при заданном давлении и перепада температуры (рис. 4.11), а также ограничении на качество экструдата $JB < 0,5$ % [222].

Анализ полученных теоретических и экспериментальных данных (рис. 4.11) показал удовлетворительную их сходимость (14 %), что подтверждает адекватность математической модели и правильность примененного метода оптимизации (МСД).

4.3. РЕЗУЛЬТАТЫ ОПТИМИЗАЦИИ

| $Q \cdot 10^{-5}, \text{ м}^3/\text{с}$ | $\Delta P, \text{ МПа}$ | $\Delta T, \text{ }^\circ\text{C}$ | JB, % | $H^*, \text{ м}$ | $\omega^*, \text{ с}^{-1}$ | $N^*, \text{ кВт}$ |
|---|-------------------------|------------------------------------|-------|------------------|----------------------------|--------------------|
| 1 | 10 | 100 | 0,5 | 0,0035 | 8,91 | 1,05 |
| 2 | 10 | 100 | 0,5 | 0,0050 | 9,41 | 1,84 |
| 3 | 10 | 100 | 0,5 | 0,0060 | 10,4 | 2,76 |
| 4 | 15 | 90 | 0,5 | 0,0065 | 11,5 | 4,34 |
| 5 | 15 | 90 | 0,5 | 0,0078 | 12,5 | 5,46 |
| 6 | 20 | 80 | 0,5 | 0,0080 | 12,7 | 7,52 |

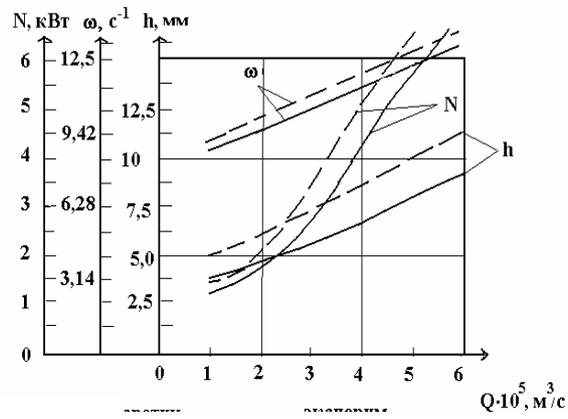


Рис. 4.11. Зависимости критерия оптимизации N и оптимальных параметров h, ω от производительности Q :
 ——— теоретическая; - - - - экспериментальная

**5. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА
ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ С УЧЕТОМ
КАЧЕСТВА ЭКСТРУДАТА**

**5.1. Математическое моделирование процесса
экструзии резиновых смесей с учетом уравнений,
описывающих подвулканизацию и степень пластикации экструдата**

В данной главе разработана усовершенствованная математическая модель (гл. 2), состоящая из уравнений, описывающих зависимость энергосиловых параметров процесса экструзии от конструктивных и технологических параметров процесса и оборудования, которые получены учеными Н.И. Басовым, Ю.В. Казанковым [94] на базе математических моделей Торнера Р.В. [74]:

1) технологическая мощность (полезная мощность)

$$N = N_1 + N_2 + N_3, \quad (5.1)$$

где $N_1 = (B/h)(4V_x^2 + V_z^2)m_0(V/h)^{n-1}z_d F_z$; $N_2 = (V_z/2)Bh\Delta P$;

$$F_z = \frac{1}{z_d} \int_0^{z_d} \exp \frac{E}{RT(z)} \partial z; \quad N_3 = V(V/\delta)^n m_0 \exp[E/(RT_{ц})] \text{ecos}(\varphi) z_d; \quad V_z = V \cos \varphi;$$

$$z_d = L/\sin \varphi; \quad V = \omega D/2.$$

2) Напорно-расходоная характеристика

$$Q = Q_1 - Q_2, \quad (5.2)$$

где $Q_1 = (V_z/2)(B/h)F_g$; $Q_2 = Bh^3 F_p \Delta P / [12(V/h)^{n-1} m_0 F_z z_d]$.

3) Температурное поле по длине червяка:

а) политропный режим

$$T(z) = T_{ц} + G \exp[E/(RT)] - (G \exp[E/(RT)] - T_{см.вх} + T_{ц}) \exp(-Az), \quad (5.3)$$

где $G = m_0 h^2 / (2K\lambda)(V/h)^{n+1}$; $A = 2KaB/(Qh)$; $a = \lambda/(\rho c)$; $K = \alpha h/\lambda$; $V_m = Q/Bh$.

Трансцендентное уравнение для определения средней по длине червяка температуры T_{cp} :

$$T_{cp} = T_{ц} + G \exp(E/RT_{cp}) (1 + (\exp(-Az_d) - 1)/(Az_d)) + (T_{ц} - T_{см.вх}) (\exp(-Az_d) - 1)/(Az_d); \quad (5.4)$$

б) адиабатический режим [231]

$$T(z) = T_{см.вх} + GBh/(\rho c Q) \exp(E/RT_{cp}) z. \quad (5.5)$$

Трансцендентное уравнение для определения средней по длине червяка температуры T_{cp} :

$$T_{cp} = T_{см.вх} + GBh/(\rho c Q) \exp(E/RT_{cp}) z_d/2; \quad (5.6)$$

в) изотермический режим

$$T_{см.вх} = T_{см.вых}. \quad (5.7)$$

4) Реологическое уравнение

$$\eta = m_0 \dot{\gamma}^{n-1} \exp \frac{E}{RT}. \quad (5.8)$$

5) В качестве параметра состояния, описывающего подвулканизацию резиновых смесей, принимали критерий JB (критерий Бейли) [125, 126]

$$JB(t) = \int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = 1, \quad (5.9)$$

где $\int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]}$ – оценка подвулканизации резиновых смесей; $\tau[T(t)]$ – кривая, характеризующая подвулканизацию (время достижения "скорчинга" в условиях постоянства температуры); t^* – время достижения "скорчинга" при заданном процессе подвулканизации $T(t)$.

Интеграл Бейли неявно (через численное решение математической модели процесса экструзии резиновых смесей) зависит от переменных управления, которые входят в выражение, описывающее распределение температуры по длине червяка.

Другим фактором, влияющим на качество изделий, является изменение размеров поперечного сечения экструдата на выходе из формующего инструмента – "разбухание", часто его называют "эффектом Вайссенберга".

При входе перерабатываемого материала в формующий канал (рис. 5.1) возникают нормальные напряжения и напряжения сдвига, которые изменяются в зависимости от геометрических размеров профилирующих элементов и релаксируют на выходе из них с изменением размеров экструдата.

Остаточные напряжения в момент выхода пластика из формующих каналов и вызываемое ими поперечное расширение потока будут связаны со скоростью потока экспоненциальной зависимостью.

Существует несколько способов решения этой проблемы. Первый – подвергнуть изделие на выходе из формующего канала дополнительной деформации, т.е. последующей вытяжке, каландрованию и т.п.

Второй способ заключается в экспериментальном определении режимов переработки и геометрии формующих каналов

для изделия заданного профиля при переработке конкретного полимерного материала. Известно, что для всех исследованных полимерных материалов, скоростей экструзии и температур переработки характерно снижение "разбухания" с повышением длины канала формующего инструмента. При конструировании формующих каналов необходимо знать величину относительной длины формующего инструмента (отношение длины к зазору), выше которого "разбухание", достигнув минимума, остается практически постоянным. С уменьшением отношения внутреннего размера заготовки к наружному ее размеру (или отношения наружного диаметра дорна к внутреннему диаметру мундштука) наблюдается увеличение "разбухания", которое достигает максимума при заготовке в виде сплошного прутка [235].



Рис. 5.1. Компоновка формующих каналов экструзионной головки:
1, 2 – цилиндрический; 3 – (три канала произвольной формы); 4 – конический кольцевой; 5 – цилиндрический кольцевой

Третий способ заключается в определении степени пластикации материала. Степень пластикации в свою очередь можно учитывать с помощью суммарной величины сдвига γ , которая представляет собой функцию различных конструктивных параметров шнека, формующих каналов экструзионной головки и технологических параметров процесса содержащихся в математической модели экструзии резиновых смесей [211, 222, 236 – 240].

Суммарная величина сдвига в каналах шнека определяется следующим образом [241 – 243]:

$$\gamma_{ш} = \dot{\gamma}_p \tau,$$

где $\dot{\gamma}_p$ – расчетная скорость сдвига в каналах шнека, c^{-1} [111],

$$\dot{\gamma}_p = \frac{\omega \left(\frac{1}{n} + 1 \right)}{h};$$

τ – время пребывания перерабатываемого материала в материальном цилиндре, с.

$$\tau_{ш} = \frac{WhL}{Q \sin \varphi};$$

где $W = (t - e) \cos \varphi$ – ширина винтового канала шнека, м; Q – производительность шнековой машины, m^3/c ; n – индекс течения резиновой смеси ($n = 0,2$); ω – угловая скорость шнека, c^{-1} ; φ – угол наклона винтовой нарезки шнека, м; L – длина нарезной части шнека, м; h – глубина винтового канала шнека, м.

Суммарная величина сдвига в формующих каналах экструзионной головки определяется следующим образом:

$$\gamma_{\phi} = \sum_{i=1}^n \gamma_{\phi i},$$

где $\gamma_{\phi i} = \dot{\gamma}_i \tau_{\phi i}$; $\tau_{\phi i} = \frac{F_i l_i}{Q_i}$; γ_i – суммарная величина сдвига; $\dot{\gamma}_i$, $\tau_{\phi i}$ – сдвиг, скорость сдвига, время пребывания перерабатываемого материала в i -м канале, соответственно; F_i , l_i – площадь поперечного сечения и длина i -го канала, соответственно.

6) В качестве параметра состояния, описывающего степень пластикации экструдата, принимали величину суммарного сдвига [236 – 243]:

$$\gamma = \gamma_{ш} + \gamma_{\phi} = \dot{\gamma}_p \tau_{ш} + \sum_{i=1}^n \dot{\gamma}_i \tau_{\phi i}. \quad (5.10)$$

Уравнение (5.10) не учитывает влияния подвулканизации в резиновой смеси, которая возникает при изменении (увеличении) температуры и времени пребывания перерабатываемого материала в формующих каналах экструзионной головки.

Для того, чтобы учесть это влияние разработаны уравнения температурного поля по длине формующих каналов экструзионной головки.

В экструзионной головке при переработке резиновых смесей в основном можно выделить пять последовательных участков (рис. 5.1).

Схема тепловых потоков, входящих в элементарный объем канала размерами D и ∂l и выходящих из него, показана на рис. 5.2. Тепло переносится вместе с перерабатываемым материалом в направлении продольной оси l , средняя скорость которого V_M [94]:

$$V_M = Q / (\pi D^2 / 4), \quad (5.11)$$

При этом тепловой поток Q_L

$$q_l = \rho c V_M T. \quad (5.12)$$

После дифференцирования по l получено:

$$\partial q_l / \partial l = \rho c V_M (\partial T / \partial l). \quad (5.13)$$

За счет диссипации резиновой смеси генерируется тепловой поток

$$q_d = \tau \dot{\gamma} = \eta \dot{\gamma}^2, \quad (5.14)$$

Далее условно принимается, что $\dot{\gamma} = 2V/D$, а температура равна среднеинтегральному ее значению по длине канала:

$$\tilde{T} = \frac{1}{l} \int_0^l T(l) \partial l. \quad (5.15)$$

Тепловой поток, отводимый в каналы корпуса, пропорционален коэффициенту теплоотдачи α и разности температур перерабатываемого материала и стенок корпуса

$$q_k = \alpha(T - T_k). \quad (5.16)$$

Коэффициент теплоотдачи определяется соотношением

$$\alpha = 2K\lambda/D.$$

Тепловой баланс рассмотренных потоков описывается уравнением:

$$q_i BH + q_d BH \partial l = [q_i + (\partial q_i / \partial l) \partial l] BH + q_k B \partial l, \quad (5.17)$$

Решение теплового баланса путем интегрирования по l дает уравнения для температурного поля по длине канала.

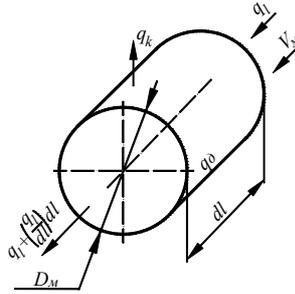


Рис. 5.2. Элементарный объем канала

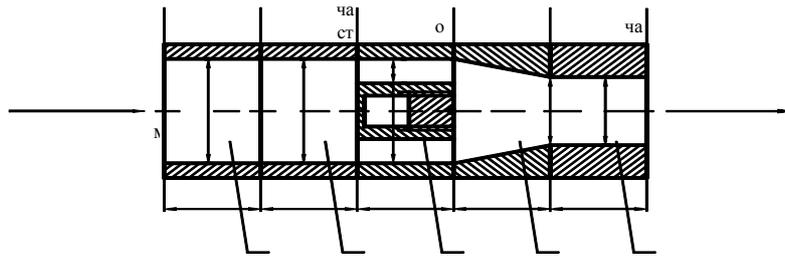


Рис. 5.3. Геометрия формирующих каналов экструзионной головки (без дорна)

Температурное поле по длине канала 1 (рис. 5.3)

$$T(l) = T_1 + G_1 \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_1}\right) - \left(G_1 \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_1}\right) - T_{nb} + T_1\right) \exp(-A_1 l). \quad (5.18)$$

Средняя температура по длине цилиндрического канала

$$\tilde{T}_1 = T_1 + G_1 \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_1}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_1 l} - 1}{A_1 l_1}\right) + (-T_{nb} + T_1) \frac{e^{-A_1 l}}{A_1 l_1}, \quad (5.19)$$

где $G_1 = \frac{m_1 D_1^2}{4k\lambda_1} \left(\frac{8V_1}{D_1}\right)^{n+1}$; $A_1 = 4k_1 \frac{a_1}{V_1 D_1^2}$; $a_1 = \frac{\lambda_1}{\rho_1 c_1}$.

Скорость сдвига в цилиндрическом канале [43, 211]

$$\dot{\gamma}_1 = \frac{8V_1}{D_1}.$$

Температурное поле по длине участка 2 (рис. 5.3) измерения давления аналогично температурному полю по длине участка переходника.

Температурное поле по длине дорнодержателя (рис. 5.3) аналогично температурному полю по длине переходника при условии, что объем материала, поступающего в один канал, равен

$$V_2 = \frac{4Q}{n_k \pi D_2^2},$$

где n_k – количество каналов по длине дорнодержателя ($n_k = 3$):

$$T(l) = T_2 + G_2 \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_2}\right) - \left(G_2 \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_2}\right) - T_{1b} + T_2\right) \exp(-A_2 l). \quad (5.20)$$

Средняя температура по длине канала дорнодержателя

$$\tilde{T}_2 = T_2 + G_2 \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_2}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_2 l_2} - 1}{A_2 l_2}\right) + (-T_{1b} + T_2) \frac{e^{-A_2 l_2}}{A_2 l_2}, \quad (5.21)$$

где $G_2 = \frac{m_2 D_2^2}{4k\lambda_2} \left(\frac{8V_2}{D_2}\right)^{n+1}$; $A_2 = 4k_2 \frac{a_2}{V_2 D_2^2}$; $a_2 = \frac{\lambda_2}{\rho_2 c_2}$.

Скорость сдвига в цилиндрическом канале [43, 211]

$$\dot{\gamma}_2 = \frac{8V_2}{D_2}.$$

Температурное поле по длине мундштука (рис. 5.3) аналогично температурному полю по длине участка переходника при условии, что

$$D_M = \frac{D_{M.BX} + D_{M.BYX}}{2}$$

или $D_M = f(l_M)$, $D_M(l) = D_{M.BX} - \frac{l}{l_M} (D_{M.BX} - D_{M.BYX})$: (5.22)

$$T(l) = T_M + G_M \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_M}\right) - \left(G_M \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_M}\right) - T_{2b} + T_M\right) \exp(-A_M l). \quad (5.23)$$

Средняя температура по длине конического канала

$$\tilde{T}_M = T_M + G_M \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_M}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_M l_M} - 1}{A_M l_M}\right) + (-T_{2b} + T_M) \frac{e^{-A_M l_M}}{A_M l_M}, \quad (5.24)$$

где $G_M = \frac{m_M D_M^2}{4k\lambda_M} (\dot{\gamma})^{n+1}$; $A_M = 4k_M \frac{a_M}{V_M D_M^2(l)}$;

$$a_M = \frac{\lambda_M}{\rho_M c_M}; \quad V_M = \frac{4Q}{\pi D_M^2(l)}.$$

Скорость сдвига в коническом канале [43, 211]

$$\dot{\gamma} = \frac{256Q}{\pi(D+d)^3}.$$

Температурное поле по длине канала участка релаксации (рис. 5.3) аналогично температурному полю по длине переходника:

$$T(l) = T_p + G_p \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_p}\right) - \left(G_p \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_p}\right) - T_{mb} + T_p\right) \exp(-A_p l). \quad (5.25)$$

Средняя температура по длине цилиндрического канала

$$\tilde{T}_p = T_p + G_p \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_p}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_p l_p} - 1}{A_p l_p}\right) + (-T_{mb} + T_p) \frac{e^{-A_p l_p}}{A_p l_p}; \quad (5.26)$$

$$G_p = \frac{m_p D_p^2}{4k\lambda_p} (\dot{\gamma})^{n+1}; \quad A_p = 4k_p \frac{a_p}{V_p D_p^2}; \quad a_p = \frac{\lambda_p}{\rho_p c_p}; \quad V_p = \frac{4Q}{\pi D_p^2}.$$

Скорость сдвига в цилиндрическом канале [43, 211]

$$\dot{\gamma} = \frac{8V_p}{D_p}.$$

Температурное поле по длине канала мундштука с учетом дорна (рис. 5.4).

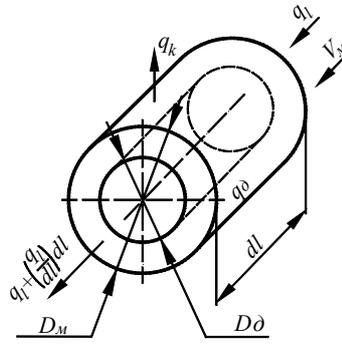


Рис. 5.4. Элементарный объем канала с учетом дорна

Объем перерабатываемого материала, поступающий в конический кольцевой канал:

$$V_{\text{мд}} = \frac{4Q}{\pi[D_{\text{д}}^2 - D_{\text{м}}^2(l)]}. \quad (5.27)$$

Тепловой поток q_l равен

$$q_l = \rho_{\text{мд}} c_{\text{мд}} V_{\text{мд}} T. \quad (5.28)$$

Тепловой поток, отводимый в каналы корпуса (мундштука), пропорционален коэффициенту теплоотдачи α и разности температур перерабатываемого материала и стенок корпуса:

$$q_{\text{мд}} = \alpha(T - T_{\text{мд}}), \quad (5.29)$$

где $\alpha = k\lambda_{\text{мд}} \frac{D_{\text{м}}(l) - D_{\text{д}}}{2}$; $H = \frac{D_{\text{м}}(l) - D_{\text{д}}}{2}$.

Тепловой баланс рассмотренных потоков (рис. 5.4) описывается уравнением:

$$\begin{aligned} \frac{q_l \pi (D_{\text{м}}^2(l) - D_{\text{д}}^2)}{4} + q_{\text{д}} \frac{\pi (D_{\text{м}}^2(l) - D_{\text{д}}^2)}{4} dl = \\ = \left[q_l + \left(\frac{dq_l}{dz} \right) dz \right] \cdot \frac{\pi (D_{\text{м}}^2(l) - D_{\text{д}}^2)}{4} + q_{\text{мд}} \pi D_{\text{м}} dl. \end{aligned} \quad (5.30)$$

Решение теплового баланса путем интегрирования по l дает уравнение для температурного поля по длине канала

$$\rho c V_{\text{мд}} \frac{dT}{dl} = m_{\text{мд}} \dot{\gamma}^{n+1} \exp \frac{E}{RT} - \frac{2D_{\text{м}}(l)k\lambda_{\text{мд}}}{(D_{\text{м}}(l) + D_{\text{д}})} (T - T_{\text{мд}}).$$

Температурное поле по длине конического кольцевого канала (рис. 5.1)

$$\begin{aligned} T(l) = T_{\text{мд}} + G_{\text{мд}} \exp \left(\frac{E}{R \tilde{T}_{\text{мд}}} \right) - \\ - \left(G_{\text{мд}} \exp \left(\frac{E}{R \tilde{T}_{\text{мд}}} \right) - T_{2b} + T_{\text{мд}} \right) \exp(-A_{\text{мд}} l). \end{aligned} \quad (5.31)$$

Средняя температура по длине конического кольцевого канала

$$\tilde{T} = T_{\text{мд}} + G_{\text{мд}} \exp \left(\frac{E}{R \tilde{T}_{\text{мд}}} \right) \cdot \left(1 + \frac{e^{-A_{\text{мд}} l_{\text{мд}}} - 1}{A_{\text{мд}} l_{\text{мд}}} \right) + (-T_{2b} + T_{\text{мд}}) \frac{e^{-A_{\text{мд}} l_{\text{мд}}}}{A_{\text{мд}} l_{\text{мд}}}, \quad (5.32)$$

где $G_{\text{мд}} = \frac{m_{\text{мд}} (D_{\text{м}}(l) + D_{\text{д}})}{4k\lambda_{\text{мд}} D_{\text{м}}(l)} (\dot{\gamma})^{n+1}$; $A_{\text{мд}} = 4k_{\text{мд}} \frac{a_{\text{мд}} D_{\text{м}}(l)}{V_{\text{мд}} (D_{\text{м}}(l) + D_{\text{д}})}$;

$$a_{\text{мд}} = \frac{\lambda_{\text{мд}}}{\rho_{\text{мд}} l_{\text{мд}}}.$$

Скорость сдвига в коническом кольцевом канале [43, 220]

$$\dot{\gamma} = \frac{22,32Q}{\pi(R_0 + R_b) (\delta_1 + \delta_2)^2};$$

где $R_0 = \frac{D_{\text{м}} + D_{\text{д}}}{4}$; $R_b = \frac{D_{\text{в}} + D_{\text{д}}}{4}$; $\delta_1 = \frac{D_{\text{м}} - D_{\text{д}}}{2}$; $\delta_2 = \frac{D_{\text{в}} - D_{\text{д}}}{2}$.

Температурное поле по длине круглого кольцевого канала (рис. 5.1)

$$T(l) = T_{\text{рд}} + G_{\text{рд}} \exp\left(\frac{E}{R \tilde{T}_{\text{рд}}}\right) - (G_{\text{рд}} \exp\left(\frac{E}{R \tilde{T}_{\text{рд}}}\right) - T_{\text{мд}} + T_{\text{рд}}) \exp(-A_{\text{рд}} l). \quad (5.33)$$

Средняя температура по длине круглого кольцевого канала

$$\tilde{T} = T_{\text{рд}} + G_{\text{рд}} \exp\left(\frac{E}{R \tilde{T}_{\text{рд}}}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_{\text{рд}} l_{\text{рд}}} - 1}{A_{\text{рд}} l_{\text{рд}}}\right) + (-T_{\text{рд}} + T_{\text{рд}}) \frac{e^{-A_{\text{рд}} l_{\text{рд}}}}{A_{\text{рд}} l_{\text{рд}}}, \quad (5.34)$$

где

$$G_{\text{мд}} = \frac{m_{\text{рд}}(D_{\text{р}} + D_{\text{рд}})}{4k\lambda_{\text{рд}}D_{\text{р}}} \dot{\gamma}^{n+1}; \quad A_{\text{рд}} = 4k_{\text{рд}} \frac{a_{\text{рд}} D_{\text{р}}}{V_{\text{рд}}(D_{\text{р}} + D_{\text{рд}})};$$

$$a_{\text{мд}} = \frac{\lambda_{\text{рд}}}{\rho_{\text{рд}} l_{\text{рд}}}.$$

Скорость сдвига в круглом кольцевом канале [43, 211]

$$\dot{\gamma} = \frac{5,58Q}{\pi(R_{\text{н}} + R_{\text{в}})} \frac{1}{(R_{\text{н}} - R_{\text{в}})^2},$$

где $R_{\text{н}} = \frac{D_{\text{р}}}{2}$; $R_{\text{в}} = \frac{D_{\text{рд}}}{2}$.

7) В качестве ограничения на прочность материала (жесткость конструкции, прогиб) червяка принимали эквивалентное напряжение материала червяка; $\sigma_{\text{зкв}} \leq [\sigma]$, параметры $EJ \leq [EJ]$, $y \leq [y]$, соответственно.

В следующих разделах проверена адекватность усовершенствованной математической модели процесса (5.1 – 5.10) на примере экструзии конкретной резиновой смеси.

5.2. Проверка адекватности математической модели процесса ПЕРЕРАБОТКИ резиновых смесей С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ЭКСТРУДАТА

5.2.1. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ УСТАНОВОК

Для проверки адекватности математической модели (5.1) – (5.10) проведены экспериментальные исследования процесса экструзии резиновой смеси на экспериментальной установке.

Для оценки качества получаемого экструдата исследовались свойства перерабатываемого материала до загрузки в экспериментальную установку и после проведения процесса экструзии.

Для этих целей спроектирована и изготовлена специальная экспериментальная установка (ЭУ) (рис. 5.2) [244, 245], представляющая собой червячную машину с диаметром червяка $D = 0,032$ м, отношением длины нарезки к диаметру $L/D = 10$, углом наклона его нарезки $\varphi = 17^\circ$, глубиной винтового канала $h = (0,002 \dots 0,005)$ м, шириной гребня $e = 0,0035$ м, зазором между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра – $\delta = 0,001$ м. Вращение червяка машины происходит от электродвигателя постоянного тока с возможностью регулирования угловой скорости его в пределах $\omega = (0 \dots 7,85)$ с⁻¹. ЭУ снабжена системой термостатирования цилиндра, червяка, формующей головки, которая включает термостат, снабженный термопарой и приборами регулирования и контроля температуры теплоносителя (воды). В цилиндре установлена термопара для измерения температуры резиновой смеси. Формующая головка снабжена датчиком давления и термопарой для измерения давления и температуры резиновой смеси на выходе из канала нарезки червяка, соответственно. Из формующей головки экструдат попадает в ванну, оснащенную термопарой и прижимными роликами. Ванна содержит теплоноситель (соляной раствор), температура которого равна температуре выхода экструдата из головки (100 ± 1 °С), а плотность – $1050 \dots 1100$ кг/м³. Применение данного устройства позволяет исключить влияние сил тяжести и температуры окружающей среды на выходе из формующей головки, которые оказывают влияние на изменение размеров экструдата. Измерение размеров экструдата осуществлялось с помощью цифровой фотокамеры в трех положениях (рис. 5.3), которая закреплена на штативе. Управление приводом экспериментальной установки осуществляется пультом. На щите расположены: амперметр – для снятия потребляемого тока и вольтметр – для измерения потребляемого напряжения.

Измерение потребляемой мощности ЭУ проводили с помощью вольт-амперной характеристики:

$$N = N_{\text{дв}} - N_{\text{хх}}; \quad N_{\text{дв}} = I_{\text{н}} U; \quad N_{\text{хх}} = I_{\text{хх}} U,$$

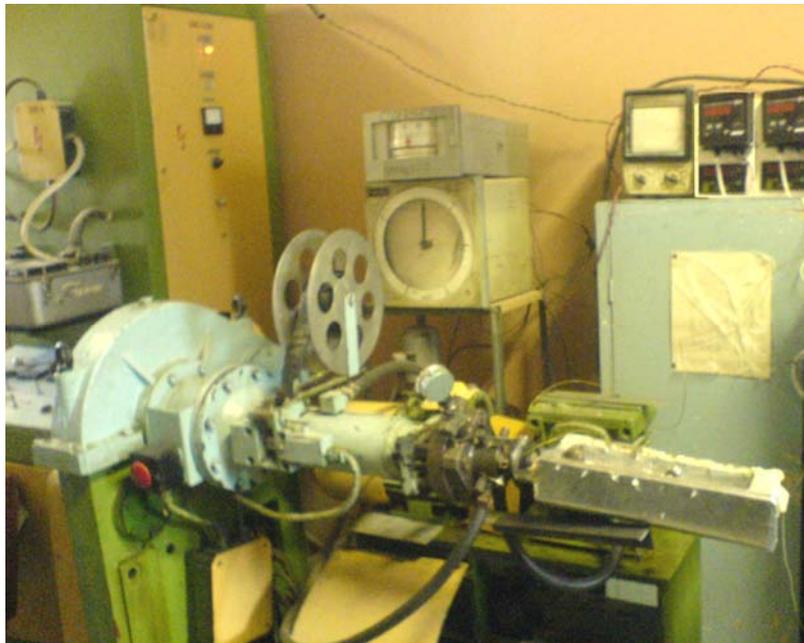


Рис. 5.5. Экспериментальная установка для исследования процесса экструзии резиновых смесей

где N – полезная мощность расходуемая на процесс экструзии, Вт; $N_{дв}$ – мощность потребляемая двигателем привода червяка, Вт; $N_{хх}$ – мощность холостого хода двигателя привода червяка, Вт; $I_{хх}$ – ток холостого хода двигателя, А; $I_{н}$ – ток нагрузки двигателя, А; U – напряжение на обмотке якоря двигателя, В.

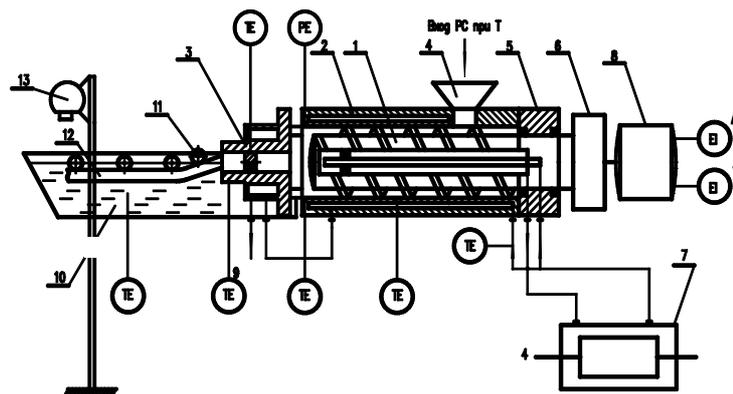


Схема движения камеры

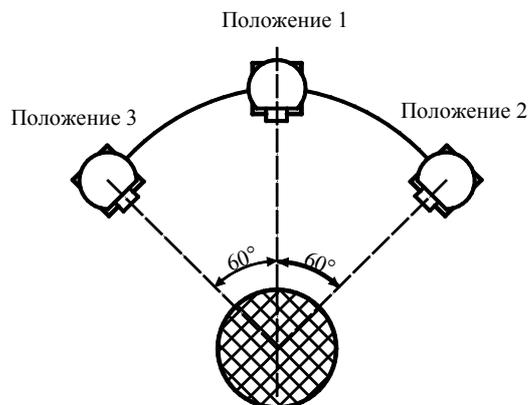


Рис. 5.6. Схема экспериментальной установки:

- 1 – шнек; 2 – цилиндр; 3 – формующая головка; 4 – загрузочное устройство;
 5 – привод шнека; 6 – редуктор; 7 – термостат; 8 – электродвигатель;
 9 – дорнодержатель; 10 – ванна с теплоносителем; 11 – прижимные ролики;
 12 – экструдат; 13 – цифровая камера; ТЕ – датчик термопары;
 РЕ – датчик давления; А – амперметр; В – вольтметр

На рис. 5.7 представлена экструзионная головка модернизированная для исследования продавливания резиновых смесей через формующие каналы различной геометрии. Головка оснащена системой термостатирования, на корпусе расположен датчик давления, представляющий собой индикатор часового типа, установленный в обойму с компенсационной пружиной, перемещение кото-

рой имеет тарировочную связь с давлением в головке. Для определения температуры выхода смеси в головке предусмотрено отверстие для игольчатой термопары, также отверстия для термопары предусмотрены в сменных мундштуках.

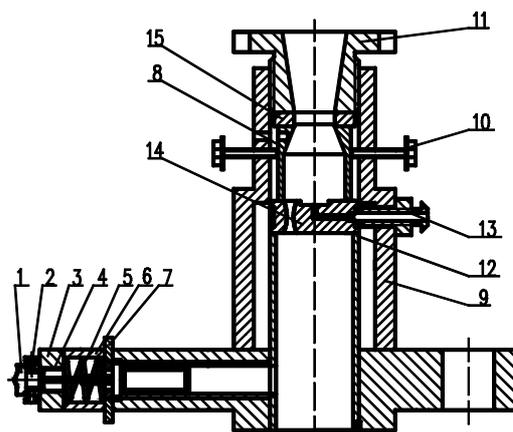


Рис. 5.7. Головка экструзионная:

1 – индикатор часового типа; 2; 11 – винт крепежный; 3 – планка;
4 – штуцер крепежный; 5 – пружина; 6 – гильза упорная; 8 – кольцо упорное;
9 – мундштук; 10 – корпус; 12 – втулка; 13 – цилиндр переходной; 14 – штуцер воздушный; 15 – дорнодержатель; 16 – отверстие под термопару

5.2.2. Объект исследования

В качестве объекта исследования принят неизотермический процесс экструзии резиновой смеси шифр НО-68-1 на экспериментальной установке (рис. 5.5, 5.6).

Параметры резиновой смеси НО-68-1 и технологический режим процесса экструзии: температура материального цилиндра и шнека

$T_{ц} = 85 \text{ }^{\circ}\text{C}$; температура резиновой смеси на входе в винтовой канал $T_{см,вх} = 50 \text{ }^{\circ}\text{C}$; температура теплоносителя в ванне $T_{в} = 100 \text{ }^{\circ}\text{C}$; реологические константы (получены путем обработки кривых течения резиновой смеси при $T_{см,вх}$ на ротационном вискозиметре "Ротовиско" с приспособлением конус-плоскость) $m_0 = 600\,000 \text{ Па}\cdot\text{с}^n$, $n = 0,2$; теплофизические параметры при средней температуре резиновой смеси $T_{см} = 80 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (по данным [215], теплоемкость $c = 2100 \text{ Дж}/(\text{кг}\cdot^{\circ}\text{C})$, плотность $\rho = 1200 \text{ кг}/\text{м}^3$, теплопроводность $\lambda = 0,22 \text{ Дж}/(\text{кг}\cdot^{\circ}\text{C})$; коэффициент теплоотдачи от резиновой смеси к стенке материального цилиндра $\alpha = 100 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot^{\circ}\text{C})$; $\tau[T(S)]$ – кривая, характеризующая подвулканизацию резиновой смеси (полученная на приборе "Monsanto" в ЦЗЛ АО "Тамбоврезиноасботехника", см. рис. 2.3, кривая 1).

Математическое выражение для кривой подвулканизации получено с помощью стандартного приложения к Windows фирмы Microsoft – программного обеспечения "TablCurve":

$$\tau = (-16,17 + 3131360/T^2)^2,$$

где τ – время подвулканизации, (мин); T – температура заданного процесса, К.

5.1. Рецепт резиновой смеси НО-68-1

| Наименование ингредиентов | На 100 весовых частей каучука | Вес, % | Объем, % |
|---------------------------|-------------------------------|--------|----------|
| 1. СКН-18 | 50,0 | 23,92 | 31,86 |
| 2. Наирит Б | 50,0 | 23,90 | 24,19 |
| 3. Окись цинка | 5,00 | 2,39 | 0,54 |
| 4. Магнезия жженая | 2,50 | 1,20 | 0,48 |
| 5. Сажа ТМ-15 | 75,00 | 35,88 | 26,15 |
| 6. Стеарин | 1,00 | 0,48 | 0,62 |
| 7. Не-озон "Д" | 2,50 | 1,20 | 1,14 |
| 8. Парафин | 3,00 | 1,44 | 1,98 |
| 9. ДБС | 20,00 | 9,57 | 12,74 |
| Итого: | 209,0 | 100 | 100 |

5.2.3. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТОВ [243 – 246]

В процессе эксперимента необходимо назначить такой режим экструзии и выбрать конструкцию формирующего инструмента, чтобы в исследуемом материале "разбухание", т.е. значение относительного изменения поперечного сечения экструдата (отношение разности диаметров экструдата и мундштука к диаметру мундштука), было минимальным.

Эксперимент проводился следующим образом: резиновая смесь НО-68-1, приготовленная в центральной лаборатории завода "АРТИ-Завод"

г. Тамбова, с известными физико-механическими параметрами резалась на ленты шириной 20 мм и наматывалась на загрузочный барабан экспериментальной установки. Далее установка в течение 30 мин разогревалась до заданной температуры (выход на режим) и производилась серия экспериментов. Эксперименты заключались в получении образцов в течение 2 мин с фиксированной угловой скоростью шнека $\omega = (0,4; 1,04; 3,12; 5,2; 5,76; 6,24; 7,28) \text{ с}^{-1}$ для каждого диаметра мундштука $d_m = (8,4; 10,4; 16,4; 18,4) \text{ мм}$.

Контроль температурного поля проходил по следующим параметрам при заданных температурах материального цилиндра $T_{\text{ц}}$ и теплоносителя в ванне $T_{\text{в}}$: $T_{\text{см.вых.}}$, °С – температура выхода экструдата из формирующей головки (в конце мундштука); $T_{\text{гол.}}$, °С – температура в середине формирующей головки (дорнодержателе); $T_{\text{вых. цил.}}$, °С – температура выхода материала из материального цилиндра шнековой машины.

Также измерялись и пересчитывались следующие параметры: P , дел. – давление, которое снималось с датчика часового типа; I , А – потребляемый ток, измеряемый с помощью амперметра; Q , кг/ч – производительность шнековой машины, получаемая взвешиванием каждого полученного образца (в г/(2 мин) и перевод в кг/ч).

На выходе из формирующего канала цилиндрическая заготовка попадала в ванну, где с помощью цифрового фотоаппарата высокого разрешения (7,2 Мегапикселей) и последующей обработкой в программе "Ador PhotoShop 5.0" (рис. 5.8). Изменялись ее диаметры до охлаждения в определенных местах (при температуре теплоносителя в ванне) и после (при комнатной температуре) в тех же точках, что позволило рассчитать относительное изменение поперечного сечения образцов δ , %, до и после охлаждения.

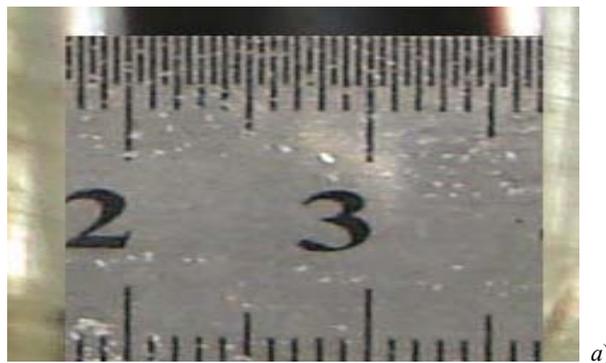


Рис. 5.8. Способ измерения и обработки размеров экструдата с помощью фотографий:

a – увеличение в 5 раз; *б* – увеличение в 10 раз

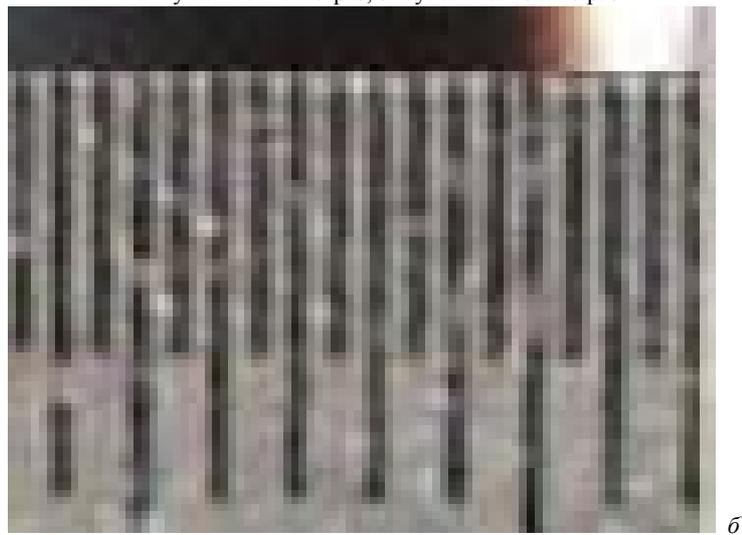


Рис. 5.8. Продолжение

5.2.4. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Расчеты показали, что суммарная величина сдвига γ остается постоянной при различных производительностях шнековой машины Q для одинаковых конструктивных параметров каналов шнека и формирующих каналов экструзионной головки [247]. Поэтому сделаны теоретические расчеты величины сдвига в выходном формирующем канале экструзионной головки $\gamma_{\text{вых.к.}}$ при различ-

ных его размерах (длине и диаметре) (табл. 5.2, рис. 5.9) [248], т.е. для одной составляющей суммарной величины сдвига.

При определении суммарной величины сдвига γ принималось допущение, что в перерабатываемом материале отсутствует или имеет место малое значение подвулканизации, которая определяется по критерию Бейли [125, 126].

Суммарная величина сдвига γ , которая представляет собой функцию различных конструктивных параметров формирующих каналов экструзионной головки и технологических параметров процесса, содержащихся в математической модели экструзии резиновых смесей, определялась в результате решения математической модели (5.1 – 5.10).

Из рис. 5.9. видно, что при минимальном значении относительного изменения поперечного сечения экструдата ($\delta_{\text{охл}} = 10\%$) скорость сдвига в выходном канале экструзионной головки $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ равна 20 с^{-1} и 15 с^{-1} , что соответствует производительности Q , равной значениям 7 кг/ч и 9 кг/ч (рис. 5.10), и технологической мощности N , равной 1060 Вт и 1180 Вт .

Исходя из условия заданной производительности и минимального изменения размера поперечного сечения можно выбрать два режима при $Q = 7\text{ кг/ч}$, $N = 1060\text{ Вт}$ и $Q = 9\text{ кг/ч}$, $N = 1180\text{ Вт}$ (рис. 5.10).

Из рис. 5.9. видно, что относительное изменение поперечного сечения экструдата до охлаждения (при $T_{\text{см.вых}} = 100\text{ }^\circ\text{C}$) примерно в 2 раза больше, чем после охлаждения до комнатной температуры ($20\text{ }^\circ\text{C}$) и остается постоянным (45%), что связано с температурным расширением резиновой смеси и преобладанием температурных напряжений над напряжениями, вызванными деформацией сдвига и нормальными напряжениями.

5.2. Результаты экспериментов при различной геометрии выходного канала экструзионной головки

| Q , кг/ч | ΔP , МПа | $T_{\text{см.вых}}$, $^\circ\text{C}$ | $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$, с^{-1} | γ | $\delta_{\text{охл}}$, % | $\delta_{\text{см}}$, мм | $\dot{\gamma}$, с^{-1} | N , Вт |
|------------|------------------|--|---|----------|---------------------------|---------------------------|----------------------------------|----------|
| 9 | 4 | 97 | 37 | 27 | 15 | 0,0087 | 0,008 | 1,18 |
| 3,5 | 5 | 91 | 15 | 30 | 12 | 0,0105 | 0,01 | 0,88 |
| 8 | 6 | 90 | 30 | 48 | 16 | 0,0105 | 0,008 | 1,1 |
| 12 | 7 | 89 | 40 | 62 | 24 | 0,0082 | 0,016 | 1,06 |
| 14 | 7 | 88 | 38 | 74 | 23 | 0,0082 | 0,014 | 0,95 |
| 7,5 | 6 | 88 | 37 | 87 | 20 | 0,0086 | 0,024 | 1,08 |
| 7 | 3 | 97 | 20 | 95 | 10 | 0,0105 | 0,03 | 1,06 |
| | | | | | | | | |

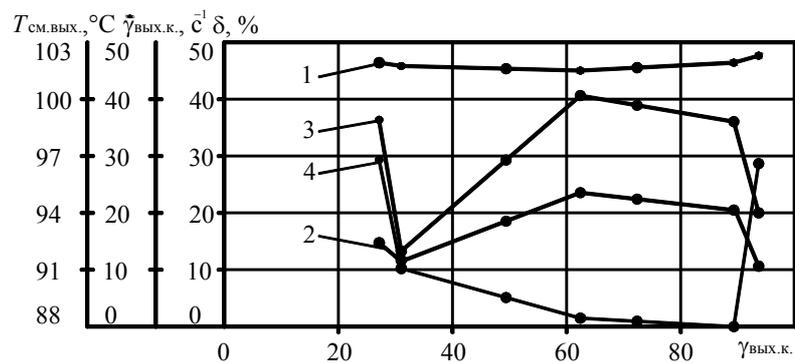


Рис. 5.9. Зависимости относительного изменения поперечного сечения экструдата на выходе из формирующего канала до (1) и после охлаждения (2), скорости сдвига $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ (3) и температуры смеси в выходном канале

$T_{\text{см.вых}}$ (4) от суммарной величины сдвига $\gamma_{\text{вых.к}}$

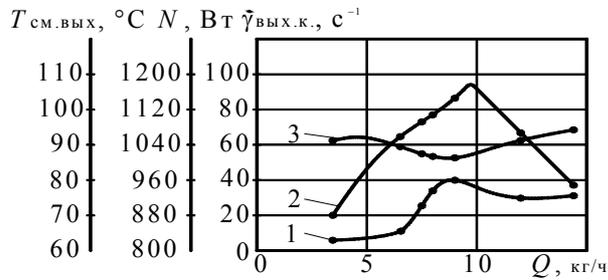


Рис. 5.10. Зависимости скорости сдвига в выходном канале экструзионной головки $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ (1), технологической мощности N (2) и температуры смеси в выходном канале $T_{\text{см.вых}}$ (3) от производительности Q

Относительное изменение размеров экструдата после охлаждения (рис. 5.9, кривая 2) монотонно увеличивается при увеличении сдвига в выходном формующем канале и имеет минимальные значения при величине сдвига, равной 30 и 95, что объясняется уменьшением температуры экструдата в выходном канале $T_{\text{см.вых}}$ в интервале $\gamma_{\text{вых.к}} = 30 \dots 90$ и резким ее ростом в интервале $\gamma_{\text{вых.к}} = 90 \dots 95$, так как повышение температуры ускоряет процесс релаксации нормальных и касательных напряжений в перерабатываемом материале.

Значения показателей качества образцов, полученных из резиновой смеси до и после экструзии, таких как прочность, относительное удлинение, твердость по Шору, скорчинг, определяемых в "Испытательном центре" ОАО "АРТИ-Завод" г. Тамбова, практически не отличались, что гарантирует возможность применения выбранного режима экструзии.

Таким образом, определение численного значения суммарного сдвига $\gamma_{\text{вых.к}}$ при заданном режиме экструзии при переработке конкретной резиновой смеси позволит прогнозировать изменение размеров экструдата при проектировании формующих каналов экструзионных головок.

Далее проводились экспериментальные исследования по оценке подвулканизации экструдата. В процессе эксперимента необходимо назначить такой режим экструзии, чтобы в исследуемом материале не возникало подвулканизации, т.е. значение критерия Бейли не превышало бы определенной, наперед заданной величины (для НО-68-1 JB $\leq 0,5\%$).

Исходя из технической характеристики экспериментальной установки по разработанной математической модели (5.1) – (5.10) (программа 3, прил. Д) рассчитывалось температурное поле по длине червяка, т.е. режим экструзии.

В результате расчета получен следующий режим: $T_{\text{см.вх.}} = 50\text{ }^\circ\text{C}$, $T_{\text{ц}} = 85\text{ }^\circ\text{C}$.

В качестве варьируемого параметра принята угловая скорость ω червяка.

Целью эксперимента являлось получение экспериментальных зависимостей критерия оптимизации (полезной мощности) N^* , критерия подвулканизации JB, суммарного сдвига γ и параметров качества вулканизированных образцов резины до экструзии ($\sigma_{\text{рз}}$, $\delta_{\text{ост.э}}$ – предел прочности и относительное остаточное удлинение при разрыве, соответственно) от производительности Q и сравнение их с теоретическими значениями полезной мощности, рассчитанными по математической модели (5.1) – (5.10) (программа 3, прил. Д), и параметрами качества после экструзии ($\sigma_{\text{р}}$, $\delta_{\text{ост}}$).

Поэтому для различных заданных значений угловой скорости червяка ($\omega = (0,2 \dots 7,85)\text{ с}^{-1}$, что соответствует производи-

тельности $Q = (0,02 \dots 0,1) \cdot 10^{-5}\text{ м}^3/\text{с}$), перепада давления по длине червяка ΔP , перепада температуры по длине червяка ΔT и соответствующей геометрии червяка по математической модели (5.1) – (5.10) (прил. Д), [240] проводился расчет полезной мощности N , значения критерия подвулканизации JB и суммарного сдвига γ .

В процессе эксперимента отбирались пробы экструдата и снимались кривые его подвулканизации [224]. Кривые подвулканизации (рис. 5.11) снимались в ЦЗЛ ОАО "АРТИ-Завод" на приборе "Monsanto", по стандартной методике, изложенной в международном стандарте ISO 9000.

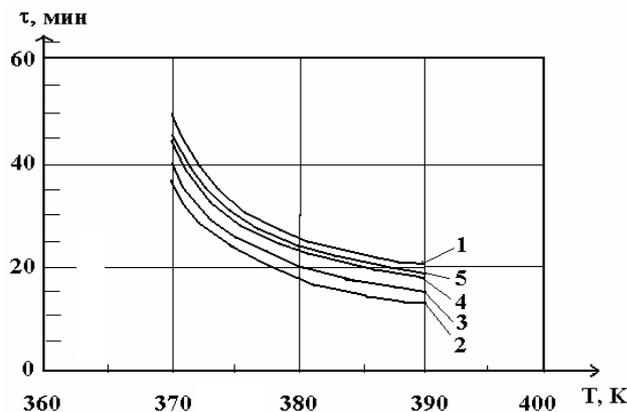


Рис. 5.11. Кривые подвулканизации при различной производительности: 1 – до экструзии; 2 – $Q = 0,04 \cdot 10^{-5}\text{ м}^3/\text{с}$; 3 – $Q = 0,06 \cdot 10^{-5}\text{ м}^3/\text{с}$; 4 – $Q = 0,08 \cdot 10^{-5}\text{ м}^3/\text{с}$; 5 – $Q = 0,1 \cdot 10^{-5}\text{ м}^3/\text{с}$ – после экструзии

Далее образцы экструдата вулканизовались при заданном режиме вулканизации и измерялись предел прочности образцов и относительное остаточное удлинение при разрыве, до ($\sigma_{рз}$, $\delta_{ост.э}$) и после ($\sigma_{р}$, $\delta_{ост}$) процесса экструзии. Испытания проводились на разрывной машине ЦМГИ-250. Основные требования к методам и приборам для механических испытаний резин изложены в ГОСТ 269–66.

Из рис. 5.11 [220] видно, что с увеличением производительности Q кривые скорчинга (2, 3, 4, 5) стремятся к кривой, соответствующей недеформированному состоянию резиновой смеси (кривая 1), так как уменьшается время пребывания резиновой смеси в цилиндре пластикации.

Сравнительный анализ кривых подвулканизации (рис. 5.11) до (кривая 1) и после (кривая 5 при условии $JВ \leq 0,5\%$) процесса экструзии показал их расхождение не более 2 %.

С целью оценки влияния подвулканизации на изменение размеров экструдата проведены экспериментальные исследования и построены зависимости (рис. 5.12) при следующих параметрах: температура материального цилиндра и шнека $T_{ц} = 85\text{ }^{\circ}\text{C}$; температура резиновой смеси на входе в винтовой канал $T_{см.вх} = 50\text{ }^{\circ}\text{C}$; температура теплоносителя в ванне $T_{в} = 105\text{ }^{\circ}\text{C}$; реологические константы (при $T_{см.вх}$) $m_0 = 600\ 000\ \text{Па}\cdot\text{с}^n$, $n = 0,2$; теплофизические параметры при средней температуре резиновой смеси $T_{см} = 75\text{ }^{\circ}\text{C}$ (по данным [224]): теплоемкость $c = 2100\ \text{Дж}/(\text{кг}\cdot^{\circ}\text{C})$, плотность $\rho = 1200\ \text{кг}/\text{м}^3$, теплопроводность $\lambda = 0,22\ \text{Дж}/(\text{кг}\cdot^{\circ}\text{C})$; коэффициент теплоотдачи от резиновой смеси к стенке материального цилиндра $\alpha = 100\ \text{Вт}/(\text{м}^2\cdot^{\circ}\text{C})$; $\tau[T(S)]$ – кривая, характеризующая подвулканизацию резиновой смеси (полученная на приборе "Monsanto" в ЦЗЛ ОАО "АРТИ-Завод", см. рис. 5.11, кривая 1).

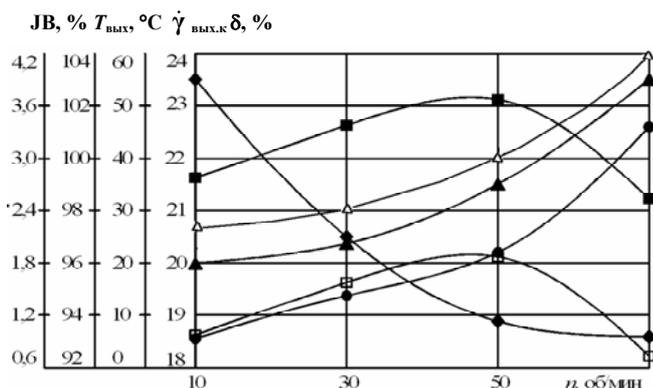


Рис. 5.12. Зависимости относительного изменения диаметра экструдата δ до (■) и после (□) его охлаждения, скорости сдвига в выходном канале экструзионной головки $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ (●), температуры экструдата на выходе из экструзионной головки $T_{\text{вых}}$ (экспериментальное (▲) и теоретическое (△) значение), критерия подвулканизации $JВ$ (♦) от частоты вращения n при диаметре выходного канала мундштука $d_{\text{вых.к}} = 0,01\text{ м}$

Относительное изменение диаметра экструдата δ (рис. 5.12, кривые (□) и (■)) возрастает в пределах $n = 10 \dots 50$ об/мин и убывает в пределах $n = 50 \dots 70$ об/мин. Это можно объяснить тем, что наряду с напряжениями сдвига действуют еще и температурные напряжения, а при увеличении температуры снижается вязкость перерабатываемого материала, процесс релаксации ускоряется, что приводит к уменьшению относительного изменения диаметра экструдата δ .

Также видно, что относительное изменение диаметра экструдата δ после охлаждения составляет 80...95 % от общего значения относительного изменения диаметра.

Как видно из рис. 5.12, при увеличении частоты вращения шнека n с 10 до 50 об/мин происходит уменьшение подвулканизации $JВ$ (с 4 до 1 %) при сопровождающемся росте температуры выхода экструдата с 96 до 99 °C и незначительном увеличении относительного изменения размеров экструдата δ после охлаждения с 18,5 до 20 %. При дальнейшем увеличении частоты вращения шнека n с 50 до 70 об/мин подвулканизация $JВ$ стабилизируется (1 %) при сопровождающемся росте температуры выхода экструдата с 99 до 103 °C и незначительном уменьшении относительного изменения размеров экструдата δ после охлаждения с 20 до 18 %. Таким образом, можно сделать вывод, что наличие подвулканизации в резиновой смеси (до 4 %) не оказывает значительного влияния на изменение размеров экструдата δ , а увеличение температуры выхода экструдата приводит к его снижению.

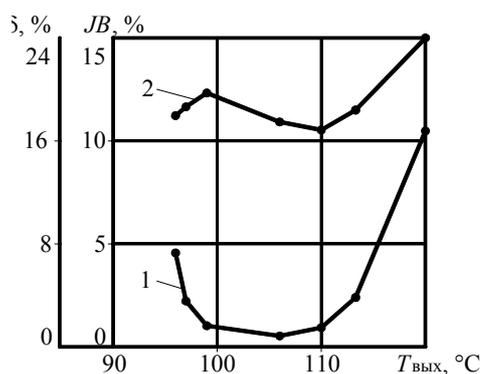


Рис. 5.13. Зависимости относительного изменения диаметра экструдата после охлаждения δ (2), критерия подвулканизации $JВ$ (1) от температуры выхода смеси $T_{\text{вых}}$ при диаметре выходного канала мундштука $d_{\text{вых.к}} = 0,0105\text{ м}$ и длине $l = 0,008\text{ м}$

Сравнительный анализ (рис. 5.12) экспериментальных и теоретических, рассчитанных по уравнениям (5.18) – (5.34) значений температуры экструдата на выходе из формующей головки показал их расхождение не более 2 %.

Из анализа (рис. 5.13) следует, что существует минимальное изменение размеров экструдата δ , которое соответствует минимальному значению критерия подвулканизации J_B при заданном режиме экструзии и геометрии формующих каналов.

Сравнительный анализ значений предела прочности и относительного остаточного удлинения (рис. 5.14) до ($\sigma_{pэ}$, $\delta_{ост.э}$ = 300 %) и после (σ_p , $\delta_{ост}$) процесса экструзии при различной производительности показал их расхождение не более 11 %.

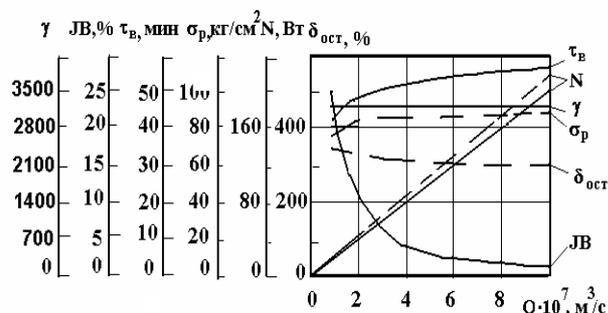


Рис. 5.14. Зависимости полезной мощности N и параметров качества экструдата σ_p , $\delta_{ост}$ от производительности Q при $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,003$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,325$ м; $\omega = 0,2 \dots 1,88$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа: - - - экспериментальные значения; — — теоретические значения; $\sigma_{pэ}$, $\delta_{ост.э}$, σ_p , $\delta_{ост}$ – предел прочности образцов, относительное остаточное удлинение при разрыве до и после процесса экструзии, соответственно; J_B – критерий подвулканизации; τ_v – время вулканизации; γ – суммарный сдвиг

Сравнительный анализ экспериментальных и теоретических значений полезной мощности показал их расхождение не более 12 %.

Следовательно, математическая модель процесса экструзии резиновых смесей (5.1 – 5.10) адекватна реальному технологическому процессу.

6.1. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ПРОЦЕСС ПЕРЕРАБОТКИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ЭКСТРУДАТА

С целью выбора параметров управления при оптимизации процесса экструзии и конструкции оборудования для переработки резиновых смесей, исследовалось влияние основных технологических и конструктивных параметров на функции состояния.

В качестве функций состояния принимали полезную мощность N , производительность шнековой машины Q , критерий подвулканизации $JВ$ и суммарный сдвиг γ , которые зависят от конструктивных и технологических параметров по уравнениям математической модели, изложенной в главе 4.

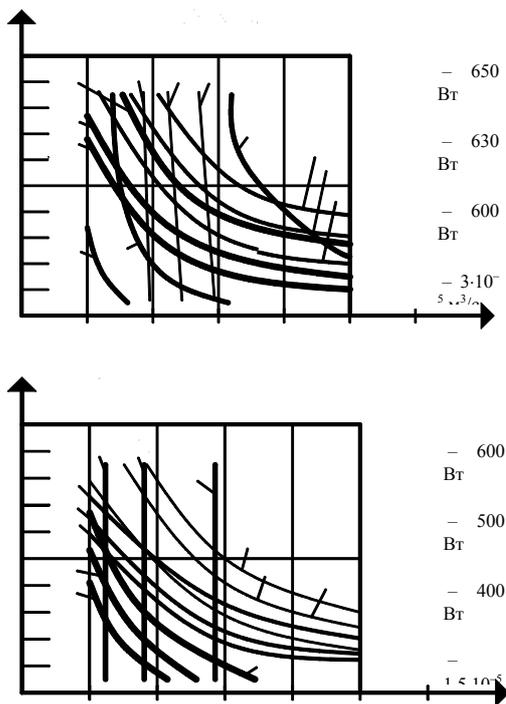
Влияние конструктивных и технологических параметров червячной машины рассмотрено на примере экструзии резиновой смеси

НО-68-1 со следующими теплофизическими и реологическими параметрами: $\rho = 1200 \text{ кг/м}^3$; $\lambda = 0,22 \text{ Вт/(м}\cdot\text{°C)}$; $c = 2300 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{°C)}$; при изотермическом ($m_0 = 100 \text{ кПа}\cdot\text{с}^n$; $n = 0,2$; $T_{\text{см.вх}} = T_{\text{см.вых}} = 358 \text{ К}$; $T_{\text{ц}} = 358 \text{ К}$) и неизотермическом режимах экструзии ($m_0 = 600 \text{ кПа}\cdot\text{с}^n$; $n = 0,2$; $T_{\text{см.вх}} = 323 \text{ К}$; $T_{\text{ц}} = 358 \text{ К}$; $\Delta P = 20 \text{ МПа}$).

Выбор параметров управления производился с помощью линий уровня функций состояния. Построение линий уровня функций состояния происходило с помощью программного обеспечения для ЭВМ, разработанного на основе математической модели процесса экструзии резиновых смесей, изложенной в главе 5 (см. прил. Б, программа 1 и 1а "Linyur").

На рис. 6.1 показано влияние угла наклона винтовой линии ϕ и глубины винтового канала червяка h на полезную мощность N , производительность Q , критерий подвулканизации $JВ$ и суммарный сдвиг γ .

Как видно из рис. 6.1, угол наклона нарезки ϕ в области своих реальных значений ($15 \dots 20^\circ$) по сравнению с глубиной винтового канала h незначительно влияет на изменение полезной мощности N , так как с изменением угла наклона нарезки ϕ гидравлическое сопротивление материала в винтовом канале практически не изменяется, а значит, не



**Рис. 6.1. Линии уровня функций мощности N (1 – 3),
производительности Q (4 – 6), критерия подвулканизации $JВ$ (7 – 9)
и суммарного сдвига γ (10 – 12) для $D = 0,032 \text{ м}$; $\omega = 2,1 \text{ с}^{-1}$
(20 мин^{-1}); $L = 0,32 \text{ м}$; $e = 0,0032 \text{ м}$; $\delta = 0,001 \text{ м}$:
 a – изотермический режим; b – неизотермический режим экструзии**

изменяются силы сопротивления, на преодоление которых затрачивается технологическая мощность. Увеличение глубины винтового канала червяка h приводит к уменьшению полезной мощности N (кривые 1 – 3), так как с увеличением глубины винтового канала h уменьшается сопротивление материала в винтовом канале червяка, следовательно, уменьшаются силы трения между резиновой смесью и материалом цилиндра, а также уменьшается интенсивность сдвиговых деформаций в перерабатываемом материале по глубине винтового канала, что приводит к снижению мощности, расходуемой на транспортирование резиновой смеси вдоль канала и мощности диссипации.

Производительность червячной машины Q в большей степени зависит от глубины винтового канала h , чем от угла наклона нарезки ϕ (рис. 6.1). Причем, чем больше глубина винтового канала h , тем больше производительность Q ,

так как с увеличением h объем винтового канала также увеличивается, а значит, транспортируется больше резиновой смеси в единицу времени. При увеличении угла наклона нарезки φ увеличивается шаг нарезки t червяка, а, значит, и производительность Q , так как за один оборот червяка резиновая смесь проходит вдоль оси червяка большее расстояние и, следовательно, быстрее выходит из материального цилиндра.

Критерий подвулканизации J_B в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от глубины винтового канала h , и изменяется незначительно, так как производительность незначительно зависит от угла наклона нарезки φ .

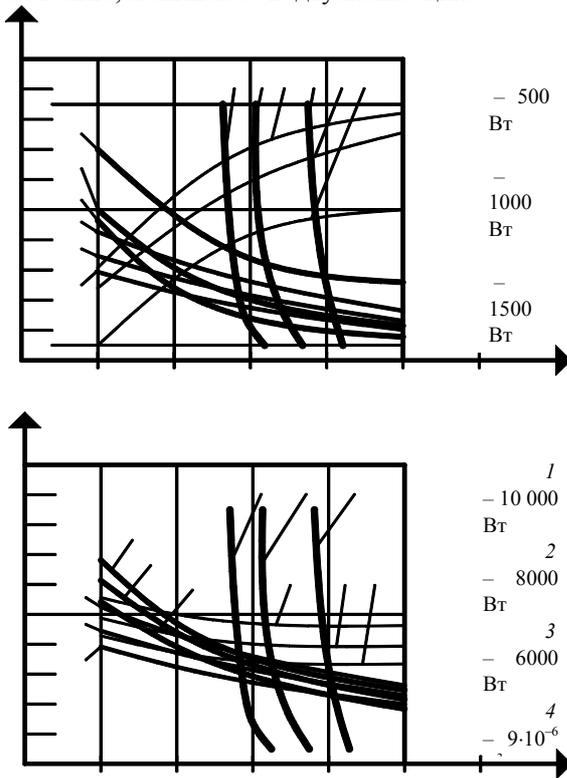
Суммарный сдвиг γ в большей степени зависит от глубины винтового канала h , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 6.1). Причем, чем больше глубина винтового канала h , а, следовательно, меньше скорость сдвига $\dot{\gamma}$, тем меньше суммарный сдвиг γ , что связано с увеличением производительности Q и уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре.

На рис. 6.2 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и наружного диаметра D червяка на полезную мощность N , производительность Q , критерий подвулканизации J_B и суммарный сдвиг γ .

Как видно из рис. 6.2, угол наклона винтовой линии червяка φ в области своих реальных значений по сравнению с наружным диаметром червяка D влияет незначительно на изменение полезной мощности N . Причем, увеличение наружного диаметра червяка D приводит к увеличению полезной мощности N (кривые 1, 2, 3), так как увеличивается гидравлическое сопротивление материала в винтовом канале червяка и, следовательно, увеличиваются силы трения между резиновой смесью и материалом цилиндра, а также интенсивность сдвиговой деформации перерабатываемого материала, что приводит к увеличению мощности, расходуемой на транспортирование резиновой смеси вдоль канала, и мощности диссипации.

Производительность червячной машины Q в большей степени зависит от наружного диаметра червяка D , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 6.2). Причем, чем больше наружный диаметр червяка D , тем больше производительность Q (кривые 4, 5, 6), что объясняется увеличением объема винтового канала, а, значит, транспортируется больше резиновой смеси в единицу времени.

Критерий подвулканизации J_B в большей степени зависит от наружного диаметра червяка D , чем от угла наклона нарезки φ и изменяется незначительно (рис. 6.2). При увеличении наружного диаметра червяка D увеличивается производительность Q , что приводит к уменьшению времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре и, следовательно, меньшей ее подвулканизации.



б)

Рис. 6.2. Линии уровня функций мощности N (1 – 3),
 производительности Q (4 – 6), критерия подвулканизации J_B (7 – 9)
 и суммарного сдвига γ (10 – 12) для $H = 0,004$ м; $\omega = 3,14$ с⁻¹ (30 об/мин);
 $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м; $\delta = 0,001$ м;
 а – изотермический режим; б – неізотермический режим экструзии

Суммарный сдвиг γ в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от наружного диаметра червяка D (рис. 6.2). Причем, чем больше угол наклона нарезки φ , тем меньше суммарный сдвиг γ , что связано с увеличением производительности Q и уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре.

На рис. 6.3. показано влияние угла наклона винтовой линии φ и угловой частоты ω червяка на полезную мощность N , производительность Q , критерий подвулканизации J_B и суммарный сдвиг γ .

Как видно из рис. 6.3, угол наклона нарезки φ в области своих реальных значений по сравнению с угловой скоростью ω влияет незначительно на изменение полезной мощности N . Причем, увеличение угловой скорости ω приводит к

увеличению полезной мощности N (кривые 1, 2, 3), так как увеличивается скорость сдвига (интенсивность сдвиговых деформаций) в перерабатываемом материале и, следовательно, увеличиваются силы трения между резиновой смесью и материалом цилиндра.

Производительность червячной машины Q (рис. 6.3) также в большей степени зависит от угловой скорости червяка ω , чем от угла наклона нарезки φ . Причем, чем больше угловая скорость червяка ω , тем больше производительность Q (кривые 4, 5, 6), что объясняется увеличением скорости продвижения резиновой смеси по винтовым каналам.

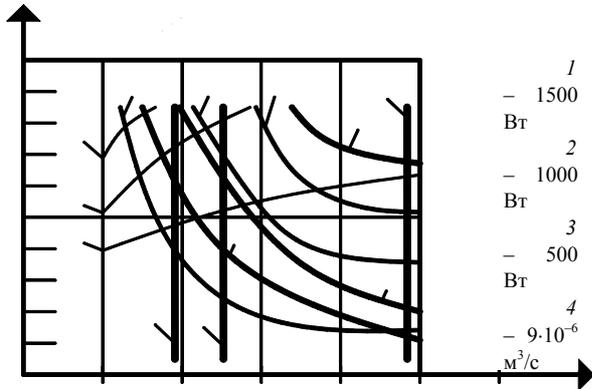


Рис. 6.3. Линии уровня функций мощности N (1 – 3), производительности Q (4 – 6), критерия подвулканизации J_B (7 – 9) и суммарного сдвига γ (10 – 12) для $H = 0,006$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м; $\delta = 0,001$ м: а – изотермический режим; б – неизоотермический режим экструзии

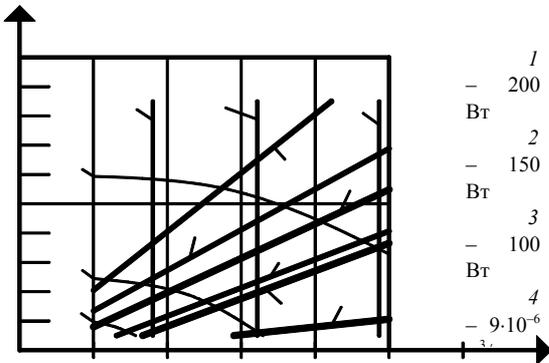
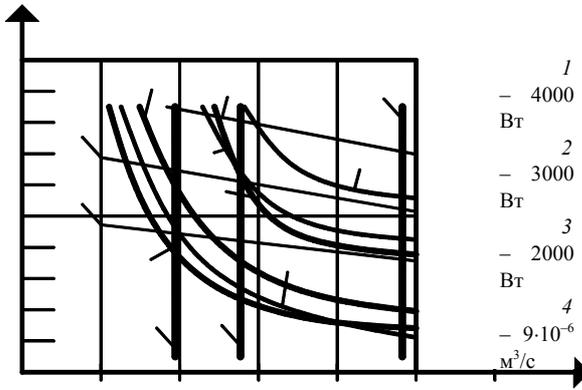
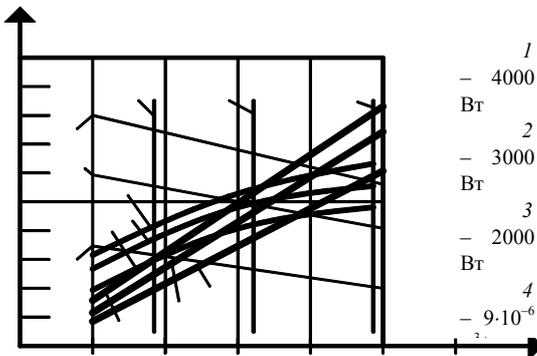


Рис. 6.4. Линии уровня функций мощности N (1 – 3), производительности Q (4 – 6), критерия подвулканизации J_B (7 – 9) и суммарного сдвига γ (10 – 12) для $H = 0,006$ м; $D = 0,032$ м; $\omega = 5,2 \text{ c}^{-1}$ (50 об/мин); $e = 0,0032$ м; $\delta = 0,001$ м при: а – изотермический режим; б – неизоотермический режим экструзии



Критерий подвулканизации J_B в большей степени зависит от угловой скорости червяка ω , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 6.3). При увеличении угловой скорости червяка ω увеличивается производительность Q , что приводит к уменьшению времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре и, следовательно, меньшей ее подвулканизации.

Суммарный сдвиг γ в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , угловой скорости червяка ω (рис. 6.3). Причем, чем больше угол наклона нарезки φ , тем меньше суммарный сдвиг γ , что связано с увеличением производительности Q и уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре.

На рис. 6.4. показано влияние угла наклона винтовой линии φ и длины нарезной части L червяка на полезную мощность N , производительность Q , критерий подвулканизации $JВ$ и суммарный сдвиг γ .

Как видно из рис. 6.4, угол наклона нарезки φ по сравнению с длиной нарезки червяка L влияет на изменение полезной мощности N незначительно и, чем больше угол наклона нарезки φ , тем меньше его влияние на полезную мощность N . Увеличение длины нарезки червяка L значительно влияет на изменение полезной мощности N (кривые 1, 2, 3), так как растет сопротивление материала в винтовом канале червяка, что требует больше энергии (полезной мощности) на преодоление этого сопротивления.

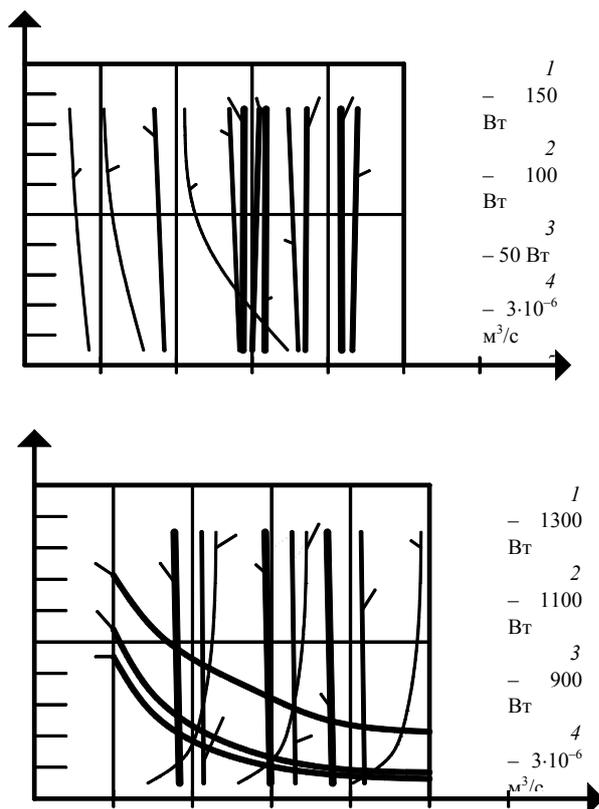
Производительность Q незначительно зависит от изменения длины нарезки червяка L , что объясняется изменением насосного эффекта, и, в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ . Причем, чем больше угол наклона нарезки φ , тем больше производительность Q (рис. 6.4, кривые 4, 5, 6).

Критерий подвулканизации $JВ$ в большей степени зависит от длины нарезки червяка L , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 6.4). Увеличение длины нарезки червяка L приводит к увеличению времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре и, следовательно, большей ее подвулканизации.

Суммарный сдвиг γ в большей степени зависит от длины нарезки червяка L , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 6.3). Причем, чем больше длина нарезки червяка L , тем больше суммарный сдвиг γ , что связано с увеличением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре.

На рис. 6.5 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и зазора δ между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра на полезную мощность N , производительность Q , критерий подвулканизации $JВ$ и суммарный сдвиг γ .

Из рис. 6.5 видно, что в области своих реальных значений угол наклона нарезки φ , по сравнению с зазором δ , влияет на изменение полезной мощности N незначительно. Причем, чем больше угол наклона нарезки φ до области своих реальных значений, тем меньше полезная мощность N (изотермический процесс), а чем больше угол наклона нарезки φ после области своих реальных значений, тем больше полезная мощность N (неизотермический процесс). Полезная мощность N уменьшается при увеличении зазора δ (кривые 1, 2, 3), так как уменьшается сопротивление материала в зазоре между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра δ , т.е. уменьшается величина сил трения, следовательно, требуется меньше энергии на преодоление этих сил трения.



**Рис. 6.5. Линии уровня функций мощности N (1 – 3),
производительности Q (4 – 6), критерия подвулканизации $JВ$ (7 – 9)
и суммарного сдвига γ (10 – 12) для $H = 0,004 \text{ м}$; $D = 0,032 \text{ м}$;
 $\omega = 3,76 \text{ с}^{-1}$ (35 мин^{-1}); $L = 0,32 \text{ м}$; $e = 0,0032 \text{ м}$;
 a – изотермический режим; b – неизотермический режим экструзии**

Изменение зазора δ незначительно влияет на изменение производительности Q , так как изменение зазора влияет только на изменение потока утечки в зазоре, который составляет малую долю от общего потока (прямотока). Производительность Q в большей степени зависит от угла наклона φ , причем, чем больше φ , тем больше Q (рис. 6.5, кривые 4, 5, 6).

Критерий подвулканизации $JВ$ в большей степени зависит от зазора δ , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 6.5, b) и не зависит от них при изотермическом режиме (рис. 6.5, a), так как при выбранной температуре (85 °С) в резиновой смеси не развивается процесс подвулканизации. Изменение зазора δ незначительно влияет на подвулканизацию резиновой смеси.

Суммарный сдвиг γ в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от зазора δ (рис. 6.5). Причем, чем больше угол наклона нарезки φ , тем меньше суммарный сдвиг γ , что связано с уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре.

На рис. 6.6 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и ширины гребня e червяка на полезную мощность N , производительность Q , критерий подвулканизации JB и суммарный сдвиг γ .

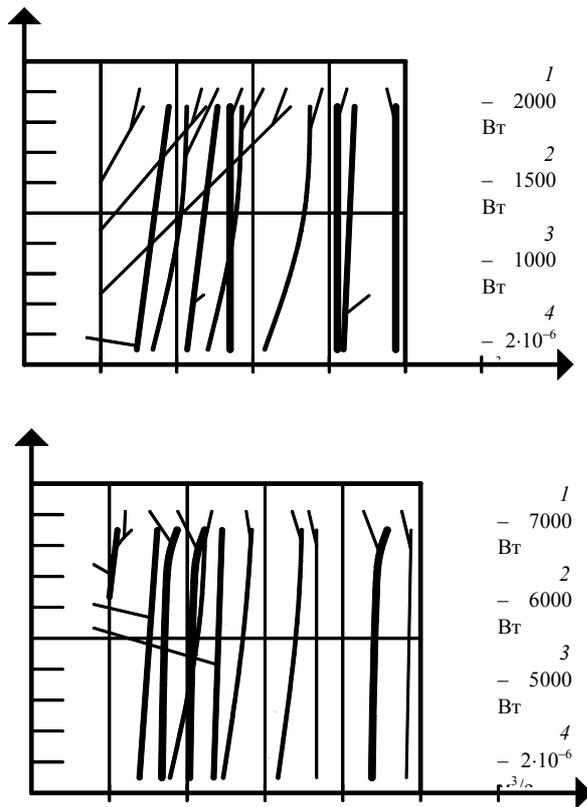


Рис. 6.6. Линии уровня функций мощности N (1 – 3), производительности Q (4 – 6), критерия подвулканизации JB (7 – 9) и суммарного сдвига γ (10 – 12) для $H = 0,004$ м; $D = 0,032$ м; $\omega = 3,14$ с⁻¹ (30 об/мин); $L = 0,32$ м; $\delta = 0,001$ м:
a – изотермический режим; *б* – неизотермический режим экструзии

Как видно из рис. 6.6, полезная мощность N в большей степени зависит от ширины гребня червяка e , чем от угла наклона нарезки φ . Причем, чем больше ширина гребня червяка в области реальных своих значений, тем больше полезная мощность (кривые 1, 2, 3), что объясняется увеличением сопротивления материала в зазоре между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра δ , т.е. увеличивается величина сил трения, следовательно, требуется больше энергии на преодоление этих сил трения.

Производительность Q в большей степени зависит от угла наклона φ , чем от ширины гребня червяка e (рис. 3.6), так как увеличение или уменьшение ширины гребня червяка приводит к уменьшению или увеличению потока утечки, который составляет малую долю от прямотока.

Критерий качества JB в большей степени зависит от угла наклона нарезки червяка φ , чем от ширины гребня винтового канала e (рис. 6.6, кривые 7 – 9). Причем, чем больше угол наклона нарезки червяка φ , тем меньше критерий качества JB, так как перепад температуры ΔT перерабатываемого материала также уменьшается.

Суммарный сдвиг γ в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от ширины гребня винтового канала e (рис. 6.6). Причем, чем больше угол наклона нарезки φ , тем меньше суммарный сдвиг γ , что связано с уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре.

6.2. ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ

Исходя из анализа линий уровня функций полезной мощности N , производительности шнековой машины Q , критерия подвулканизации JB и суммарного сдвига γ (рис. 6.1 – 6.6), производился выбор параметров управления для исследования и оптимизации процесса и конструкции оборудования для переработки резиновых смесей при различных режимах экструзии. Рассматривая влияние каждого из основных технологических (ω) и конструктивных (φ , h , D , L , δ , e) параметров на величину изменения функций состояния (N , Q , JB, γ), т.е., определяя их вес, выбираем в качестве параметров управления следующие варьируемые величины: глубину винтового канала шнека h ; его наружный диаметр D ; угловую скорость ω и длину нарезной части L .

**7.1. Математическая постановка задачи
оптимизации процесса и оборудования
для экструзии резиновых смесей
при условии минимизации полезной мощности и
получении качественного экструдата**

Для успешного конструирования шнековых машин, формирующих каналы экструзионных головок и разработки новых технологических процессов для переработки резиновых смесей необходимо для заданной производительности оборудования найти оптимальные технологические конструктивные параметры процесса и оборудования при минимальных затратах энергии и заданных параметрах качества, таких как: степень пластикации (суммарная величина сдвига), степень подвулканизации, которые косвенно связаны с физико-механическими показателями РТИ [243].

При определении суммарной величины сдвига γ принималось допущение, что в перерабатываемом материале отсутствует или имеет малое значение подвулканизация, которая определяется по критерию Бейли [126].

Конкретная постановка задачи оптимизации процесса и оборудования для экструзии резиновых смесей заключается в следующем: необходимо найти такие значения конструктивных и технологических параметров, чтобы критерий оптимизации (полезная мощность) стремился к минимуму:

$$[F = N(h, D, \omega, L)] \rightarrow \min, \quad (7.1)$$

при выполнении ограничений:

– на качество экструдата (подвулканизация)

$$R_1 = JB(t) = \int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} \leq \varepsilon; \quad (7.2)$$

– на качество экструдата (степень пластикации)

$$R_2(h, D, \omega, L) = \gamma_{\text{зад}}; \quad (7.3)$$

– на прочность материала (жесткость) шнека

$$R_3(h, D, \omega, L) \leq [\sigma]; \quad (7.4)$$

– на производительность шнековой машины

$$Q_{\text{зад}} = Q(h, D, \omega, L); \quad (7.5)$$

– на температуру выхода экструдата

$$T_{\text{см. вых}}(h, D, \omega, L) = T_{\text{зад}}; \quad (7.6)$$

– на границы изменения варьируемых параметров

$$\left\{ \begin{array}{l} D_* \leq D \leq D^*; \\ Dk_{h^*} \leq k_h \leq Dk_h^*; \\ \omega_* \leq \omega \leq \omega^*; \\ Dk_{L^*} \leq k_L \leq Dk_L^*, \end{array} \right. \quad (7.7)$$

где Dk_{h^*} , D_* , ω_* , Dk_{L^*} и Dk_h^* , D^* , ω^* , Dk_L^* – левая и правая границы изменения конструктивных (h , D , L) и технологического (ω) параметров, соответственно; k_{h^*} , k_L^* , k_h^* , k_L^* , k_h , k_L – коэффициенты, учитывающие левую, правую границы и начальные значения конструктивных параметров (h , L), соответственно; ε , $\gamma_{\text{зад}}$, $Q_{\text{зад}}$, $T_{\text{зад}}$ – заданные значения интеграла Бейли, суммарной величины сдвига, производительности шнековой машины, температуры резиновой смеси на выходе из материального цилиндра, соответственно; $[\sigma]$ – допускаемое напряжение материала шнека (допускаемый прогиб).

Принимались следующие исходные и начальные данные: $\varphi = 17^\circ$; $\varepsilon = 0,02$; $\gamma_{\text{зад}} = 3500$, $T_{\text{зад}} = 90^\circ\text{C}$; $D = 0,03 \dots 0,09$ м; $k_{h^*} = 0,05$;

$k_h^* = 0,15$; $\omega = (1,2 \dots 9,4) \text{ c}^{-1}$; $k_L^* = 5$; $k_L^* = 10$; $\Delta P = 20$ МПа; $\delta = 0,0005$ м; $\alpha = 100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$; $T_{\text{см. вых}} = 50^\circ\text{C}$, $T_{\text{ц}} = 85^\circ\text{C}$; $e = 0,1D$; $D_0 = 0,05$ м; $h_0 = 0,1D$ м; $\omega_0 = 3,14 \text{ c}^{-1}$; $L_0 = 7D$ м.

**7.2. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ
ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА И
КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ОБОРУДОВАНИЯ
НА ПОЛЕЗНУЮ МОЩНОСТЬ**

С использованием для решения поставленной задачи (7.1) – (7.7) метода скользящего допуска [212], реализуемого программой на языке Бейсик, получены расчетные зависимости (рис. 7.1, 7.2).

Из рис. 7.1. видно, что с увеличением производительности Q происходит уменьшение суммарной величины сдвига γ , так как уменьшается время пребывания перерабатываемого материала в цилиндре пластикации шнековой машины.

Из рис. 7.2 видно, что увеличение производительности Q происходит в основном за счет увеличения угловой скорости ω и

диаметра шнека D , а без ограничения на суммарную величину сдвига γ (рис. 7.1) –

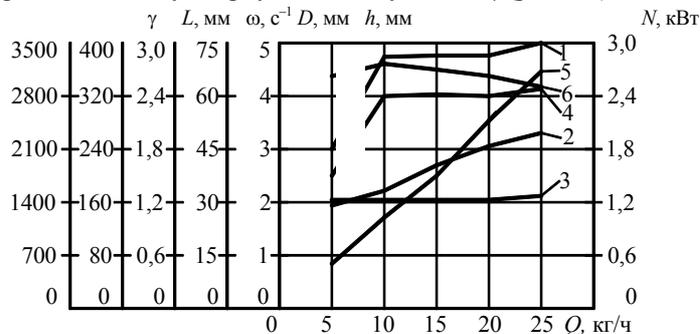


Рис. 7.1. Зависимости оптимальных конструктивных (1 – h , 2 – D , 4 – L) и технологических (3 – ω , 5 – N , 6 – γ) параметров от производительности Q при неизотермическом режиме экструзии и без ограничения на суммарную величину сдвига γ

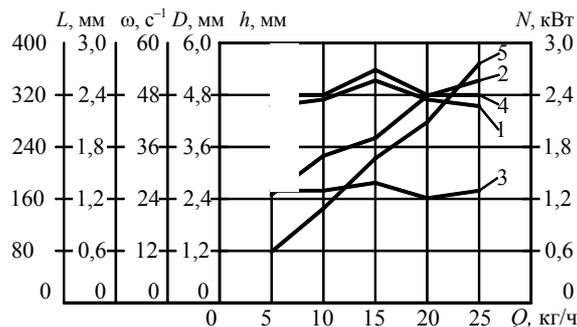


Рис. 7.2. Зависимости оптимальных конструктивных (1 – h , 2 – D , 4 – L) и технологических (3 – ω , 5 – N) параметров от производительности Q при неизотермическом режиме экструзии

за счет диаметра шнека D и глубины его винтового канала h , т.е. ограничение на суммарную величину сдвига вносит изменения в характер кривых (рис. 7.1 и 7.2) и перераспределяет влияние режимных и конструктивных параметров на технологическую мощность N и производительность Q .

Получены значения суммарной величины сдвига ($\gamma = 4475$), технологической мощности ($N = 0,865$ кВт) и производительности ($Q = 6,2$ кг/ч) для экспериментальной установки на базе червячной машины МЧХ-32 со следующими параметрами: $\varphi = 17^\circ$; $D = 0,032$ м; $\omega = 2,2$ с $^{-1}$; $L = 0,325$ м; $\Delta P = 20$ МПа; $\delta = 0,0005$ м; $\alpha = 100$ Вт/(м $^2 \cdot$ °С); $T_{см.вх} = 50$ °С; $T_{см.вых} = 100$ °С; $T_{ц} = 85$ °С; $e = 0,1D$; $h = 0,0035$ м.

Построены расчетные зависимости оптимальных технологических и конструктивных параметров (рис. 7.3 и 7.4) для существующей шнековой машины МЧХ-32 при следующих исходных и начальных данных: $\varphi = 17^\circ$; $\varepsilon = 0,02$; $\gamma_{зад} = 3500$; $T_{зад} = 90$ °С; $D = 0,032$ м; $k_{h^*} = 0,05$; $k_h^* = 0,15$; $\omega = (1,2 \dots 9,4)$ с $^{-1}$; $L = 0,325$ м; $\Delta P = 20$ МПа; $\delta = 0,0005$ м; $\alpha = 100$ Вт/(м $^2 \cdot$ °С); $T_{см.вх} = 50$ °С; $T_{ц} = 85$ °С; $e = 0,1D$; $h_0 = 0,1D$ м; $\omega_0 = 3,14$ с $^{-1}$.

Из рис. 7.3 и 7.4 видно, что технологическая мощность N при оптимальных технологических и конструктивных параметрах для заданной производительности ($Q = 6,2$ кг/ч) меньше, чем для существующей шнековой машины, на 13 % как при ограничении на суммарную величину сдвига, так и без него.

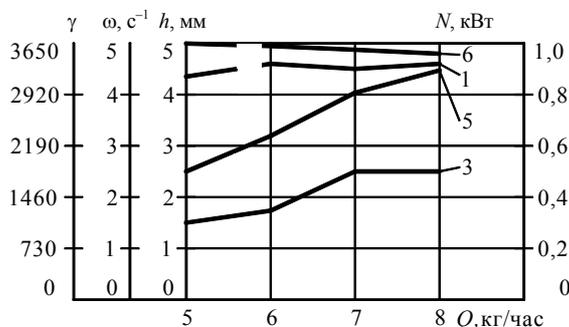


Рис. 7.3. Зависимости оптимальных конструктивных (1 – h) и технологических (3 – ω , 5 – N , 6 – γ) параметров от производительности Q при неизотермическом режиме экструзии и без ограничения на суммарную величину сдвига γ

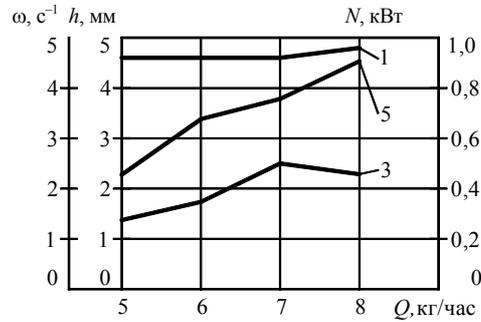


Рис. 7.4. Зависимости оптимальных конструктивных (h) и технологических ($3 - \omega$, $5 - N$) параметров от производительности Q при неизотермическом режиме экструзии

Уменьшение суммарной величины сдвига γ (рис. 7.3) связано с увеличением производительности Q , а значит, уменьшением времени пребывания перерабатываемого материала в цилиндре пластикации за счет увеличения угловой скорости ω и глубины винтового канала шнека h .

Данный способ прогнозирования качества экструдата особенно эффективен при производстве профилей из резиновых смесей, с последующей непрерывной вулканизацией длинномерных резинотехнических изделий, (например, в ваннах с расплавом солей или в псевдоожиженном слое).

ВЫВОДЫ

Согласно кривым на рис. 7.1 – 7.4, при увеличении производительности Q червячной машины полезная мощность N увеличивается главным образом за счет увеличения угловой скорости червяка ω .

В обоих режимах увеличение производительности Q приводит к увеличению полезной мощности N , что объясняется возрастанием затрат энергии на: транспортирование перерабатываемого материала по винтовому каналу; компенсацию потерь вследствие перепада давления по длине червяка и деформацию перерабатываемого материала; трение в зазоре δ .

Также в монографии приведены результаты для полнотропного и адиабатического режимов экструзии.

Показано, что при разработке процесса и проектировании шнековых машин для переработки резиновых смесей необходимо стремиться к организации технологического процесса в адиабатическом режиме экструзии.

По результатам, полученным в главе 7 (рис. 7.1 – 7.4), можно определять оптимальные конструктивные (h , D , L) и технологические (ω , N) параметры при различных режимах экструзии, заданных производительности шнековой машины Q , перепаде температуры ΔT и давления ΔP , при выполнении условия минимизации технологической мощности, ограничений на качество экструдата и прочность материала, $\sigma_{\text{экр}} \leq [\sigma]$ (жесткость $EJ \leq [EJ]$ конструкции, прогиб $y \leq [y]$) шнека.

7.3. Проверка адекватности решения задачи оптимизации процесса и оборудования для экструзии резиновых смесей при заданном качестве изделий

Для проверки адекватности решения задачи оптимизации (см. п. 7.1) проводились экспериментальные исследования процесса экструзии резиновой смеси на экспериментальной установке, конструкция которой описана в разд. 7.2.1.

Для оценки качества получаемого экструдата были проведены исследования свойств резиновой смеси до загрузки в цилиндр экспериментальной установки и после проведения процесса экструзии.

7.3.1. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

В процессе эксперимента назначали расчетный оптимальный режим экструзии, чтобы в исследуемом материале не возникало подвулканизации, т.е. значение критерия Бейли не превышало определенной, наперед заданной величины (для НО-68 JB $\leq 0,5\%$).

Предварительно для известных технологических и конструктивных параметров червяка и цилиндра ($\omega = 6,28 \text{ с}^{-1}$, $\varphi = 17^\circ$, $h = 0,003 \text{ м}$,

$D = 0,032 \text{ м}$, $L = 0,325 \text{ м}$, $e = 0,0035$, $\delta = 0,001 \text{ м}$) экспериментальной установки по математической модели процесса экструзии (7.1 – 7.10) (прил. Д, программа 3) рассчитывается температурное поле по длине шнека, т.е. режим экструзии резиновой смеси.

В результате расчета принят следующий температурный режим: $T_{\text{см.вх}} = 323 \text{ К}$, $T_{\text{ц}} = 358 \text{ К}$.

В качестве варьируемых параметров для одного и того же наружного диаметра шнека принимались: глубина его винтового канала h и угловая скорость ω .

Целью эксперимента являлось получение экспериментальных зависимостей критерия оптимизации (полезной мощности) N и оптимальных параметров h , ω от производительности Q и сравнение их с теоретическими результатами.

Поэтому для заданных значений $\varphi = 17^\circ$, $D = 0,032 \text{ м}$, $L = 0,325 \text{ м}$, $e = 0,0032$, $\delta = 0,0005 \text{ м}$, угловой скорости шнека ($\omega = (0,2 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}$, что соответствует производительности $Q = (2 \dots 8) \cdot 10^{-7} \text{ м}^3/\text{с}$), перепада давления по длине червяка ΔP , перепада температуры по длине червяка ΔT , ограничений на качество экструдата ($JB \leq 0,5$), на прочность материала ($\sigma_{\text{экр}} \leq 320 \text{ МПа}$, прогиб $y \leq 0,0005 \text{ м}$) шнека и соответствующих начальных значения варьируемых параметров ($h_0 = 0,003 \text{ м}$, $\omega_0 = 0,2 \text{ с}^{-1}$) по математической модели процесса экструзии (7.1 – 7.7) (прил. Д, программа 3) проводился расчет оптимальных варьируемых параметров при условии минимизации полезной мощности N .

Интервалы изменения варьируемых параметров
 $h = (0,002 \dots 0,006) \text{ мм}$; $\omega = (0,2 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}$.

7.3.2. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

По результатам процесса оптимизации (табл. 7.1) изготавливались три шнека с оптимальными геометрическими параметрами ($h^* = 0,0025; 0,0032; 0,0035$ м) и проводилась пластикация резиновой смеси в шнековой машине.

7.1. Оптимальные технологические параметры процесса экструзии и конструктивные параметры шнекового оборудования

| $Q \cdot 10^{-5}$ м ³ /с | ΔP , МПа | $T_{\text{см.вых.}}$, °С | JB % | γ | $\delta_{\text{охл.}}$, % | h^* , м | ω^* , с ⁻¹ | N^* , кВт |
|--|---------------------|------------------------------|---------|----------|-------------------------------|-----------|---------------------------------|----------------|
| 0,2 | 5 | 100 | 0,2 | 3450 | 5 | 0,0025 | 1,88 | 0,15 |
| 0,3 | 5 | 100 | 0,2 | 3450 | 5 | 0,0029 | 3,12 | 0,25 |
| 0,4 | 5 | 100 | 0,2 | 3450 | 5 | 0,0032 | 3,75 | 0,41 |
| 0,5 | 10 | 90 | 0,2 | 3450 | 7 | 0,0035 | 5,02 | 0,52 |
| 0,6 | 10 | 90 | 0,2 | 3450 | 7 | 0,0038 | 5,65 | 0,61 |
| 0,7 | 15 | 80 | 0,2 | 3450 | 10 | 0,0041 | 6,91 | 0,82 |
| 0,8 | 15 | 80 | 0,2 | 3450 | 10 | 0,0045 | 7,52 | 0,94 |

В процессе эксперимента отбирались пробы экструдата и снималась кривая его подвулканизации. Кривые подвулканизации (рис. 7.5, табл. 7.2) снимались в ЦЗЛ ОАО "АРТИ-Завод" на приборе "Monsanto" (по стандартной методике, изложенной в ISO 9000).

Далее образцы экструдата вулканизовались при заданном режиме вулканизации для резиновой смеси НО-68-1 и измерялись предел прочности образцов на разрыв, относительное остаточное удлинение до ($\sigma_p, \delta_{\text{ост.э}}$) и после ($\sigma_p, \delta_{\text{ост.п}}$) процесса экструзии. Испытания проводились на разрывной машине ЦМГИ-250. Основные требования к методам и приборам для механических испытаний резин изложены в ГОСТ 269-66.

Математическое выражение для кривой подвулканизации (рис. 7.5, кривая 1) получено с помощью стандартного приложения к Windows фирмы Microsoft – программного обеспечения "TablCurve":

$$\tau = (-16,17 + 3 \cdot 10^6 / T^2)^2,$$

где τ – время подвулканизации, мин; T – температура заданного процесса, К.

Сравнительный анализ значений предела прочности и остаточного удлинения при разрыве (рис. 7.6) до ($\sigma_p = 80$ кг/см², $\delta_{\text{ост.э}} = 300$ %) и после ($\sigma_p, \delta_{\text{ост.п}}$) процесса экструзии показал их расхождение не более 10 %.

7.2. Время подвулканизации резиновой смеси НО-68-1

| Время подвулканизации до экструзии τ_b , мин | Время подвулканизации после экструзии τ_b , мин | Температура вулканизации T , К |
|---|--|----------------------------------|
| 50 | 45 | 370 |
| 27 | 25 | 380 |
| 20 | 18 | 390 |

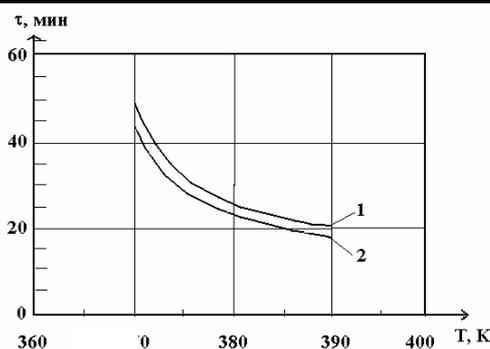


Рис. 7.5. Кривые подвулканизации:
1 – до экструзии; 2 – после экструзии

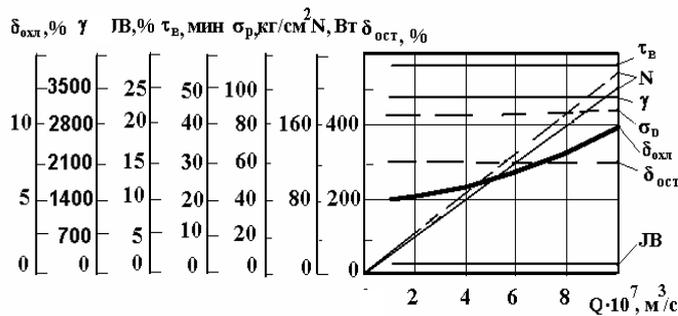


Рис. 7.6. Зависимость полезной мощности N и параметров качества экструдата $\sigma_p, \delta_{ост}$ от производительности Q :

--- — экспериментальные значения; — — теоретические значения; $\sigma_{рэ}, \delta_{ост.э}, \sigma_p, \delta_{ост}$ — предел прочности образцов, относительное остаточное удлинение при разрыве до и после процесса экструзии, соответственно;
 JB — критерий Бейли; τ_v — время вулканизации; δ — относительное изменение размеров экструдата после охлаждения; γ — суммарный сдвиг

Для трех червяков одного и того же диаметра, но разной глубины винтового канала получены зависимости критерия оптимизации (полезной мощности) от величины расхода при заданном давлении и перепаде температуры (рис. 7.5), а также ограничения на подвулканизацию ($JB < 0,5 \%$) и степень пластикации ($\gamma = 3450$) экструдата и прочность материала ($\sigma_{экв} \leq 320$ МПа, прогиб $y \leq 0,0005$ м) шнека.

Анализ полученных теоретических и экспериментальных данных (рис. 7.6) показал удовлетворительную их сходимость (11 %), что подтверждает адекватность математической модели процесса экструзии реальному технологическому процессу, правильность примененного метода оптимизации (МСД) и возможность применения для решения инженерных задач при проектировании промышленного экструзионного оборудования для производства длинномерных резинотехнических изделий.

8. МЕТОДИКА ИНЖЕНЕРНОГО РАСЧЕТА ПРОЦЕССА И ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ

На основании анализа результатов исследований (главы 5, 6, 7) предлагается методика инженерного расчета оптимальных технологических и конструктивных параметров процесса экструзии и червячного оборудования.

1. В качестве исходных параметров, необходимых для расчета, должны быть заданы:

$m_0; n$ – реологические константы перерабатываемого материала при температуре входа $T_{см.вх}$;

$\tau[T(t)]$ – кривая подвулканизации;

$x_i^* \leq x_i \leq x_i^*$ – границы изменения варьируемых параметров;

$\Delta P; \Delta T$ – перепад давления и температуры по длине червяка, соответственно;

Q – производительность червячной машины;

$[\sigma]$ – допускаемое напряжение для материала червяка (допускаемый прогиб, коэффициент запаса по устойчивости) и материального цилиндра;

ε – заданное значение критерия подвулканизации.

2. Постановка задачи расчета.

ВАРИАНТ 1. РАЗРАБОТКА ПРОИЗВОДСТВА ПОГОНАЖНЫХ РТИ ЭКСТРУЗИОННЫМ МЕТОДОМ И ПРОЕКТИРОВАНИЕ НОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ.

Вариант 2. Модернизация существующего процесса и оборудования при производстве РТИ.

3. По математической модели (гл. 5) при условии минимизации технологической мощности и соответствующих исходных данных и ограничениях (гл. 7, уравнения (7.1 – 7.9)) с помощью программного обеспечения (прил. Г) определяются:

– оптимальные технологические (ω, N) и конструктивные (h, D, L) параметры (вариант 1);

– оптимальные технологические (ω, N) и конструктивные (h) параметры (вариант 2).

В случае, если не будет найдено решение, необходимо либо расширить границы изменения варьируемых параметров, либо изменить заданный технологический режим процесса.

Далее минимизируется масса материального цилиндра и шнека экструдера [211].

В работе приведен пример расчета оптимальных технологических параметров процесса и конструктивных параметров оборудования на примере экструзии резиновой смеси марки НО-68-1.

Исходные данные: $c = 2100$ Дж/(кг·°С), $\rho = 1200$ кг/м³, $\lambda = 0,22$ Вт/(м·°С), $T_{ц} = 358$ К, $m_0 = 600$ кПа·сⁿ, $n = 0,2$ при $T_{см.вх} = 323$ К, $[\sigma] = 320$ МПа, $[y] = 0,0005$ м.

Вариант 1. Расчет технологических (ω, N) и конструктивных (φ, h, D, L) параметров. Результаты оптимизации см. на рис. 7.2, п. 7.2.

Вариант 2. Расчет технологических (ω, N) и конструктивного (h) параметров. Результаты оптимизации см. в табл. 8.1.

НАЧАЛЬНЫЕ ЗНАЧЕНИЯ И ИНТЕРВАЛЫ ИЗМЕНЕНИЯ ВАРЬИРУЕМЫХ ПАРАМЕТРОВ:

$$h_0 = 0,003 \text{ м}; \omega_0 = 0,2 \text{ с}^{-1}; h = (0,002 \dots 0,006) \text{ мм}; \omega = (0,2 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}.$$

8.1. Результаты оптимизации

| $Q \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$ | $\Delta P, \text{ МПа}$ | $T_{см.вх}, \text{ }^\circ\text{C}$ | JB, % | γ | $\delta_{всп}, \text{ \%}$ | $h', \text{ мм}$ | $\omega', \text{ с}^{-1}$ | $N', \text{ кВт}$ |
|--|-------------------------|-------------------------------------|-------|----------|----------------------------|------------------|---------------------------|-------------------|
| 0,2 | 5 | 100 | 0,5 | 3450 | 5 | 0,0025 | 1,88 | 0,15 |
| 0,3 | 5 | 100 | 0,5 | 3450 | 5 | 0,0029 | 3,12 | 0,25 |
| 0,4 | 5 | 100 | 0,5 | 3450 | 5 | 0,0032 | 3,75 | 0,41 |
| 0,5 | 10 | 90 | 0,5 | 3450 | 7 | 0,0035 | 5,02 | 0,52 |
| 0,6 | 10 | 90 | 0,5 | 3450 | 7 | 0,0038 | 5,65 | 0,61 |
| 0,7 | 15 | 80 | 0,5 | 3450 | 10 | 0,0041 | 6,91 | 0,82 |
| 0,8 | 15 | 80 | 0,5 | 3450 | 10 | 0,0045 | 7,52 | 0,94 |

Проведен расчет шнека (рис. 1.27) с осевым отверстием и следующими исходными данными: наружный радиус $R_1 = 0,016$ м; $p = 50$ МПа; расстояние между подшипниками $a = 0,016$ м; $l = 0,32$ м; $[y] = 0,01R_1$ м; $(0,001 \leq x_1 \leq 0,006)$ м; $(0,001 \leq x_2 \leq 0,004)$ м; $(0,001 \leq x_3 \leq 0,01)$ м; материал шнека сталь; $E = 2 \cdot 10^5$ МПа; $\mu = 0,3$; $\rho = 7,85 \cdot 10^3$ кг/м³. С помощью программы "minMSCRE" (прил. Е, программа 4) [211], реализующей алгоритм МСД, получены следующие значения оптимальных параметров конструкции: глубина винтового канала шнека $h = x_1^* = 0,0025$ м; ширина его витка $e = x_2^* = 0,0024$ м; радиус осевого отверстия $R_0 = x_3^* = 0,0078$ мм. При этом минимальная масса шнека составила $M_{\min}^* = 6,56$ кг, что на 20 % меньше массы существующего.

Проведен расчет составного цилиндра (рис. 1.24, 1.25, 1.26) со следующими исходными данными: $a = 0,016$ м; $p = 50$ МПа; $[\sigma]_1 = 566$ МПа; $[\sigma]_2 = 434$ МПа; $0,022 \leq x_1 \leq 0,028$ м; $0,028 \leq x_2 \leq 0,032$ м; $0,032 \leq x_3 \leq 0,042$ м; $0,006 \leq x_4 \leq 0,012$ м. С помощью программы "minMT-LC" (прил. Ж, программа 5) [211] получены следующие значения оптимальных параметров конструкции: внутренний радиус канала охлаждения $x_1^* = 21,9$ мм; наружный радиус канала охлаждения $x_2^* = 28,6$ мм; наружный радиус материального цилиндра $x_3^* = 32,8$ мм; шаг канала охлаждения $x_4^* = 6,6$ мм; масса участка единичной длины $M_{\min}^* = 0,03$ кг, что на 20,5 % легче существующего.

1. Разработана математическая модель процесса экструзии резиновых смесей, позволяющая определять оптимальные технологические и конструктивные параметры процесса и оборудования при условии минимизации полезной мощности с учетом получения качественных резинотехнических изделий, и проверена ее адекватность.

2. Разработан алгоритм и программное обеспечение для расчета процесса экструзии резиновых смесей.

3. Создана экспериментальная установка, позволяющая проводить экспериментальные исследования процесса экструзии резиновых смесей с широким диапазоном варьирования технологических и конструктивных параметров (ΔT , ΔP , ω).

4. Проведены исследования влияния различных режимных параметров процесса экструзии и конструктивных параметров оборудования на величину критерия оптимизации N (полезной мощности), производительности червячной машины Q , критерия подвулканизации J_B и суммарного сдвига γ , позволяющие выбрать параметры управления.

5. Сформулирована и решена задача оптимизации процесса и оборудования экструзии резиновых смесей при условии минимизации полезной мощности и получения качественного экструдата.

6. Проведены исследования влияния основных режимных параметров процесса экструзии и конструктивных параметров червячного оборудования на величину критерия оптимизации N (полезной мощности) при заданных производительности червячной машины Q , подвулканизации экструдата J_B , суммарного сдвига (степени пластикации) γ и температуре его на выходе $T_{\text{см.вых}}$.

7. На основе теоретических и экспериментальных исследований разработана методика инженерного расчета червячного оборудования.

Список литературы

1. Rogowsky Z.M. Engineering, 162, с. 358, 1946.
2. Eirich F.R. Inst. Mech. Eng., London, 62, с. 156, 1947.
3. Maillefer Ch., 12 – 18, 1952.
4. Boussinesq M.Y. J. Math. Pures appl., 13, с. 377, 1868.
5. Grant D., Walker W. Plast. Progr., London, с. 245 – 254, 1951.
6. Eccher S., Valentinotti A. Jnd. Eng. Chem., 50, № 5Б, с. 829 – 836, 1958.
7. Gore W.L. Extr. Symposium // Jnd. Eng. Chem., 45, с. 969 – 993, 1953.
8. Carley J.F., Strub R.A. Jnd. Eng. Chem., 45, № 5, с. 970, 1953.
9. Maillefer Ch. Brit. Plastics, 27, с. 394, 1954.
10. Pigott W.T. Trans. ASME, 73, с. 947, 1951.
11. Strub R.A. Proc. Second Midwestern Conference on Fluid Mechanics. Ohio State University, с. 481 – 494, 1952.
12. Carley J.F., Mallouk R.S., Mckelwey J.M. Jnd. Eng. Chem., 45, № 5, с. 974, 1953.
13. Kennaway A., Weeks D.J., Ch. 17, "Poluthene" ed Renfrew A. and Morgan. London, 1960.
14. Gor W.L., Mckelwey. Theory of schrew Extruders Ch. 16 of Rheology, V. 3. Academic Press., 1960.
15. Booy H.L. Polym. Engng and Sci, 7, № 1, 5, 1967.
16. Chan R.R.S., Lee C.W.M., Biggs R.D. J. Apple. Polym. Sc., 12, с. 115, 1968.
17. Jinessi V.D. Kautschuk and Gummi, 20, № 9, с. 529, 1967.
18. Hufnagel W. Plastverarbeiter, 18, № 9, с. 519, 1967.
19. Carley J.F., Strub R.A. Jnd Eng. Chem., 45, № 5, 978, 1953.
20. Carley J.F. SPE journal, 9, № 3, 9, 1953.
21. Бернхардт, Э. Переработка термопластичных материалов. М.: Изд-во Хим. лит., 1962.
22. Эйрих Ф. Реология. М.: Изд-во Ин. лит., 1962.
23. Шенкель Г. Шнековые прессы для пластмасс. Л.: Госхимиздат, 1962.
24. Jacobi H.R. Grundlagen der Extruder technik. Munchen, 1960.
25. Мак-Келви Д.М. Переработка полимеров. М.: Химия, 1965.
26. Fischer E.G. Extrusion of Plastics Jiffie books. London, 1964.
27. Meskat W. Kunststoffe, 45, с. 87, 1955.
28. Squires P.H. SPE journal, 14, № 5, с. 24, 1958.
29. Maillefer. Rev. gen. Cautch, V. 31, № 5, 1954.
30. Pai Schih I. Viscous Flow Theory I, Laminar Flow, Princeton, N.J. D. Van Nostrand Co. Jnc., 1956.
31. Mohr W.D., Saxton R.L. Jnd. Eng. Chem., 49, с. 1857, 1957.
32. Mallouk R.S., Mckelwey J.M. Jnd. Eng. Chem., 5, с. 45, 1953.
33. Mohr W.D., Mallouk R.S. Priv. communic. to Ph Sq, Sept, 20, 1957.
34. Gaspar E. SPE journal, 12, № 10, с. 23, 1956.
35. Maddok B.H. Plastics Technol., 3, с. 385, 1957.
36. Sackett R.D. SPE journal, 12, № 10, с. 32, 1956.
37. Mckelwey J.M. Jnd. Eng. Chem., 45, с. 982, 1953.
38. Chung Chan. J. Mod. Plast., 45, № 13, 1968.
39. Werner Udo. Kunststoffe, 56, № 7, 1966.
40. Booy M.L. Kautschuk and Gummi, 17, № 5, 1964.
41. Кругликов Р.М., Рипс М. Пластмассы, № 6, 7, 8, 1960.
42. Рахманов В.С. Пластмассы, № 5, 1961.
43. Рябинин Д.Д., Лукач Ю.Е. Червячные машины для переработки пластических масс и резиновых смесей. М.: Машиностроение, 1965.
44. Colwell R.E., Nikolls R.R. Jnd. Eng. Chem., 51, № 7, 841, 1959.
45. Dominghaus H. Plastverarbeiter, 18, № 9, с. 391, 1967.
46. Griffith R.M. Jng Eng. Chem., 1, № 3, 180, 1962.
47. Mckelwey J.M. SPE. J. 14, № 3, 1958.
48. Mori Y., Ototake N., Jgarashi H. Chem. Ehg., 18, 221, 1954.
49. Collwell R.E. SPE. J., 11, № 7, 24, 1955.
50. Rotem Z., Shinnar R. Chem. Eng. Schi., 15, 130, 1961.
51. Krueger W.L. SPE. J., 18, 1282, 1962.
52. Newman S., Trementozzi Q.J. Appl. Polym. Sci., 9, № 9, 3071, 1965.
53. Kroesser F.W., Middleman S. Polym. Eng. Science, 5, № 5, 230, 1965.
54. Мирзоев П.Г. Машины и технология переработки полимеров. Л., 1967.
55. Narkis M., Ram. A. Polym. Engng and Sch., 7, № 3, 161, 1967.
56. Tomis Fr., Machacek L., Slavicek E. Gummi-Asbest-Kunstst, 24, № 8, 1971.
57. Pfajer O. Plastverarteiter, 20, № 1, 1969.
58. Jacobi H.R. Shcneckenmaschinen, 1, 1965.
59. Glude B.S., Holmens-Walker W.A. Jnt. Plast. Eng., 2, № 8, № 9, 1962.
60. Griffith R.M. Jng. Eng. Chem., 1, № 3, 1962.
61. Jacobi H.R. Jnt. Plast. Eng., 2, № 5, № 6, 1962.
62. Mckelwey J.M. Jnd. Eng. Chem., 46, № 4, 1954.

63. Pearson J.R.A. Mechanical Principles of Polymer Melt Processing. London, 1966.
64. Inter nationales Symposium fur Gummi in Gottwaldow (CSSR). Gummi-Asbest-Kunstst, 25, № 1, 1972.
65. Janeschits-krieg J.H. Kautschuk und Gummi, 17, № 1, 1964.
66. Gavis J., Laurence R.L. Ind. Eng. Chem. Fundament, 7, № 3, 1968.
67. Klein J., Tadmor Z. Polym. Eng. Sci., 9, № 1, 1969.
68. Muller J. Plastverarbeiter, № 5, 1968.
69. Zehnen J. Kunststofftechnik, 9, № 3, 1970.
70. Klein J., Marshall D. Polym. Eng. Science, 7, 6, № 3, 1966.
71. Tadmor Z. Polym. Eng. Science, vjl 6, № 3, 1966.
72. Renert M., Jinesci V., Nuca G. Plaste und kautschuk, V. 16, № 2, 1969.
73. Торнер Р.В. Исследование механики экструзии полимеров: Дис. ... д-ра техн. наук. М., 1968.
74. Торнер Р.В. Теоретические основы переработки полимеров. М.: Химия, 1977. 462 с.
75. Mori Y., Ototake W. Chem. Rng Japan, 19, № 9, 1955.
76. Торнер Р.В., Майзель М.М. Научные труды Московского технологического института легкой промышленности. М., 1958. № 10.
77. Балашов М.М., Левин А.Н. Химическое машиностроение. № 6. 1961.
78. Тябин Н.В. Труды Казанского химико-технологического института. Казань, 1960. Вып. 29.
79. De Haven E.S. Ind. Eng. Chem., 53, № 10, 1963.
80. Kruger, Kunststoffe, 53, № 10, 1963.
81. Schenkel G.R.M. Jnt. Plast. Eng., 2, № 9, 1962.
82. Weeks D.J., Allen W.J.J. Mech. Ehg. Sci. 4, № 4, 1962.
83. Mckelwey J.M., Wheeler N.C. SPE Trans., № 2, 1963.
84. Mckelwey J.M. SPE J., 9, № 3, 1953.
85. Торнер Р.В., Майзель М.М. Известия высший и учебных заведений. Серия – технология легкой промышленности. 1959. № 4.
86. Насырова С.В., Каффман И.Н. Механика полимеров. 1963. № 6.
87. Торнер Р.В., Гудкова Л.Ф. 13-я Всесоюзная конференция по механике полимеров. М., 1962.
88. Торнер Р.В., Гудкова Л.Ф. Механика полимеров. 1965. № 6.
89. Торнер Р.В., Гудкова Л.Ф. Механика полимеров. 1966. № 1.
90. Торнер Р.В., Гудкова Л.Ф., Сутин Р.Я. Каучук и резина. 1965. № 11.
91. Гудкова Л.Ф. Реологические свойства каучуков и резиновых смесей и метод расчета производительности шприцмашин: Дис. ... канд. техн. наук. М., 1966.
92. Балашов М.М., Левин А.Н. Пластмассы. 1962. № 1.
93. Любашевская В.Г., Татарников А.А., Колдашов В.Н., Година О.Е. Моделирование процесса экструзии резиновых смесей в одночервячных машинах // САПР оборудования для переработки полимерных материалов в изделия: Сб. науч. тр. Ярославль, 1989.
94. Басов Н.И., Казанков Ю.В., Любартович В.А. Расчет и конструирование оборудования для производства и переработки полимерных материалов. М.: Химия, 1986. 488 с.
95. Скульский О.И. Разработка методов расчета одно- и двухчервячных экструзионных машин для полимеров и дисперсных систем с учетом гидромеханических, тепловых и ориентационных явлений: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук по спец. 05.04.09. М., 1992. 32 с.
96. Подгаец Р.М., Няшин Ю.И., Скульский О.И. Применение метода конечных элементов к решению нестационарной задачи течения – линейновязкой среды // Механика полимеров и систем: Сб. тр. Свердловск: УНЦ АН СССР, 1974. С. 39-47.
97. Няшин Ю.И., Подгаец Р.М., Скульский О.И. Численное решение некоторых задач течения вязких жидкостей // Механика полимеров и систем: Сб. тр. Свердловск: УНЦ АН СССР, 1974. С. 48 –54.
98. Скульский О.И., Няшин Ю.И. О применении метода Галеркина для решения краевых задач механики поля // Приближенное решение краевых задач и функциональных уравнений: Сб. тр. Пермь: ППИ, 1975. С. 3 – 7.
99. Скульский О.И., Няшин Ю.И., Подгаец Р.М. Применение метода конечных элементов к решению задачи о конвективном теплообмене в плоском сужающемся канале. Пермь: ППИ, 1975. С. 71 – 74.
100. Скульский О.И., Няшин Ю.И., Подгаец Р.М. Конечно-элементный анализ течения в плоском сужающемся канале // Вопросы механики полимеров и систем: Сб. тр. Свердловск: УНЦ АН СССР, 1976. С. 26 – 30.
101. Скульский О.И., Няшин Ю.И. О совместном применении метода конечных элементов и метода Галеркина для решения задач конвективного теплообмена // Полимерные материалы в машиностроении: Сб. тр. Пермь: ППИ, 1976. С. 9 – 15.
102. Славнов Е.В., Скульский О.И. Течение термопласта в экструзионной головке // Исследования по механике полимеров и систем: Сб. тр. Свердловск: УНЦ АН СССР, 1978. С. 43 – 46.
103. Скульский О.И., Няшин Ю.И. О построении конечноэлементных схем для нестационарных задач неизоотермического течения. Пермь: ПГУ, 1978.
104. Славнов Е.В., Скульский О.И. Неоднозначность расходно-напорной характеристики при течении термопласта в конечной цилиндрической трубе // Вопросы теории упругости и вязкоупругости: Сб. тр. Свердловск: УНЦ АН СССР, 1978.
105. Савенкова О.В., Скульский О.И., Славнов Е.В. Тепловые режимы в процессе шнекования // Неизотермические течения вязкой жидкости: Сб. тр. Свердловск: УНЦ АН СССР, 1985. С. 56 – 60.
106. Savenkova O.V., Skulsky O.I., Slavnov YE.V. Thermal modes existing in a screw extruder for thermoplastic materi-

- als // Fluid Mechanics – Soviet Research. 1986. V. 16, N 3. P. 128 – 133.
107. Архипов В.М., Скульский О.И., Славнов Е.В. Расчет течения упруговязких жидкостей с учетом скольжения на стенках канала // Процессы тепло- и массопереноса вязкой жидкости: Сб. тр. Свердловск: УНЦ АН СССР, 1986. С. 48 – 51.
108. Б.В. Бердышев, М.В. Дергачев, И.В. Скопинцев, В.К. Скуратов. Моделирование работы экструзионного оборудования для переработки полимерных материалов // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2002. № 10. 52 с.
109. Бердышев Б.В., Дергачев М.В., Скуратов В.К. Сдвиговые течения расплавов полимерных материалов // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 1999. № 3. С. 9 – 12.
110. Бердышев Б.В., Дергачев М.В. Реологическое поведение упруговязких полимерных сред в условиях сложного сдвигового нагружения // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 1999. № 7. С. 7 – 10.
111. Буртелов Л.В. Математическое моделирование процесса экструзии псевдопластичных сред на одночервячных машинах на примере резиновой смеси: Автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.02.13. Томск, 2005. 16 с.
112. Ким В.С. Теория и практика экструзии полимеров. М.: Химия, КолосС, 2005. 568 с.
113. Райссвиг Г. Оборудование для производства резинотехнических изделий и полуфабрикатов шин // Проблемы экологии и ресурсосбережения при переработке и восстановлении изношенных шин: Тез. докл. 6-й Московской Международ. спец. выставки "Шины, РТИ и каучуки 2003". М.: ЗАО "ПИК "Максима" на Красной Пресне, 2006.
114. Установа по шприцеванию заготовок профилей для непрерывной вулканизации резиновых изделий с экструзионной головкой: Проспект фирмы Krupp Industrie und Stahlbau. 1980.
115. Gummi, Asbest, Kunststoffe. 1980. 33. № 10. S. 761.
116. Попов А.В. Изготовление резиновых изделий методом непрерывной экструзии в удлиненных фильерах: Тематический обзор. Сер. Производство резинотехнических и асбестотехнических изделий. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1982. 64 с.
117. Попов А.В. Непрерывное производство неформовых резинотехнических изделий. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1976. 86 с.
118. Пат. 2770841, США, 1956.
119. Пат. 1161034, Великобритания, 1967.
120. Пат. 3517097, США, 1970.
121. Пат. 50-6874, Япония, 1975.
122. Пат. 1290471, Франция, 1962.
123. Пат. 1140336, ФРГ, 1963.
124. Исследование и аппаратурное оформление непрерывной вулканизации РТИ в расплавах солей: Научно-технический отчет. Шифр темы № 49 / ТИХМ. Тамбов, 1970. С. 48
125. Анализ процесса литьевого формования и выбор оптимальных параметров при работе на литьевых машинах червячно-плунжерного типа: Тематические обзоры. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1971. 85 с.
126. Бекин Н.Г. Расчет технологических параметров и оборудования для переработки резиновых смесей в изделия. Л.: Химия, 1987. 272 с.
127. Орлов А.Л., Ягаянц И.М. Моделирование кинетических кривых процесса вулканизации функциями распределения случайных величин // 10-й юбил. симп. "Проблемы шин и резинокорд. композитов". М.: Изд-во НИИ шин. пром., 1999. Т 2. С. 191 – 198.
128. Чистякова Т.Б., Плонский В.Ю., Пологин А.Н., Козлов А.В. Численное моделирование динамики процессов экструзии полимерных материалов // Математические методы в технике и технологиях. ММТТ-12: Сборник трудов 12-й Междунар. науч. конф. Новгород, 1999. Т. 4. С. 124–125.
129. Бадаева Н.В. Метод расчета подвулканизации резиновых смесей в процессе течения в диссипативных головках экструдеров: Автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.17.08. Ярославль, 2004. 16 с
130. Течение расплавов полимеров в каналах сложной формы. Обзорная информация. Сер. Переработка пластмасс. М.: НИИТЭХИМ, 1984. С. 35.
131. Виноградов Т.В., Малкин А.Я. Реология полимеров. М.: Химия, 1970.
132. Рейнер М. Реология. М.: Наука, 1965.
133. Ферри Д. Вязкоупругие свойства полимеров. М., 1963.
134. Таглер А.А. Физико-химия полимеров. М.: Химия, 1979.
135. Хан Ч.Д. Реология в процессах переработки полимеров. М.: Химия, 1970.
136. Мак-Келви Д.М. Переработка полимеров. М.: Химия, 1965.
137. Бернхардт Э. Переработка термопластичных материалов. М.: Химия, 1965. С. 265.
138. Лодж А.С. Эластичные жидкости. М.: Наука, 1969.
139. Цветков В.Н., Эскин В.Е., Френкиль С.Я. Структура макромолекул в растворах. М.: Наука, 1964.
140. Bueche F.J. Chem. Phys. 1954. V. 22. № 4. P. 603 – 609.
141. Хан Ч.Д. Реология в процессах переработки полимеров. М.: Химия, 1970.
142. Tordella J.P. J. Appl. Phys. 1956. V. 27. P. 454.
143. Ramsteiner F. Kunststoffe. 1972, Bd. 62. № 11. S. 766.
144. Метцнер А.В., Карли Е.Л., Парк И.К. Вопросы экструзии термопластов. М.: Ил, 1963. С. 37 – 55.
145. Малкин А.Я., Леонов А.И. Успехи реологии полимеров. М.: Химия, 1970. С. 40 – 52.
146. Howells E.R., Benbow J.J. Plast. Trans. J. 1962. V. 30. P. 240.
147. Сафулин Д.М., Балашов М.М. Пластические массы. 1977. № 8. С. 42.
148. Володин В.П., Сафулин Д.М. Пластические массы. 1983. № 3. С. 31 – 34.
149. Mendelson R.A., Finger F.L., Bagley E.V. Вязкоупругая релаксация в полимерах. М.: Мир, 1974. С. 178 – 190.

150. Вязкоупругая релаксация в полимерах / Пер. с англ. Ю.Н. Панова; Под ред. А.Я. Малкина. М.: Изд-во Мир, 1974.
151. Charoy L.L., Pedersen S. Polym Eng and Sci. 1970. V. 8. P. 724 – 727.
152. Астарита Дж., Маргуччи Дж. Основы гидромеханики неньютоновских жидкостей. М.: Мир, 1978.
153. Слезкин Н.А. Динамика вязкой несжимаемой жидкости. М.: Госиздтеорлит, 1955.
154. Бойко Б.Б. Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. Минск: ФТИ АН БССР, 1962.
155. Рахимов Х.Х. Механика полимеров. 1966. № 4. С. 611 – 616.
156. Приказчиков Г.П. Вестник МГУ. Математика и механика, 1974. № 3.
157. Глухов Е.Е. Пластические массы. 1978. № 5.
158. Ламб Г. Гидродинамика. М.–Л.: Госиздтеорлит, 1947.
159. Тарг С.М. Основные задачи теории ламинарных течений. М.–Л.: Госиздтеорлит, 1951.
160. Ackerberg R.C. J. Mec. 1965. V. 21. P. 1
161. Socton O., Taduoefhy M. Soc. Mater. Sci. 1968. V. 11. P. 103, 104.
162. Socton O., Taduoefhy M. Soc. Mater. Sci. 1968. V. 17. P. 103, 104.
163. Schummer P. Rheol. Acta. 1968. V. 7. № 3. P. 271 – 277.
164. Скачков В.В. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М.: МИХМ, 1972.
165. Сугак М.Б. ИФЖ. 1966. Т. XI, № 6. С. 802 – 808.
166. Генералов М.Б. Химическое и нефтяное машиностроение. 1969. № 3. С. 17 – 19.
167. Сафулин Д.М. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. М.: МИХМ, 1974.
168. Инсарова Н.И. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Минск: ФТИ АН БССР, 1973.
169. Davies A.R., Walters K., Webster T.F. Y Non-Newton Fluid Mech. 1981. V. 8, № 1–2. P. 95 – 117.
170. Davies A.R., Walters K., Webster T.F. Y Non-Newton Fluid Mech. 1978. V. 4, № 4. P. 325 – 344.
171. Cable P.J., Boger D.V. AICHE Journal. 1978. V. 24, № 4. P. 372 – 375.
172. Cable P.J., Boger D.V. AICHE Journal. 1978. V. 24, № 5. p. 869 – 879.
173. Cogswell F.N. Pol. Eng. Sci. 1972. V. 12, № 1. P. 64.
174. Сафулин Д.М. Исследование процесса деформирования расплавов в формующих элементах экструзионных машин: Автореф. ... канд. техн. наук. по спец. 05.04.09. М., 1974.
175. Сафулин Д.М., Балашов М.М. Серия. Переработка пластмасс. Экспресс-информация. М.: НИИТЭХИМ, 1983. Вып. 5. С. 8.
176. Губер Ф.Б., Тамаркин В.Ф., Говша А.Г. Проблемы оптимизации процесса шприцевания в промышленности. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1981. С. 76.
177. Cotten G.R. Rubb. Chem. and Tech. 1968. 100. No. 1. P. 51.
178. Губер Ф.Б. и др. Каучук и резина. 1970. № 1. С. 26 – 28.
179. Cotten G.R. Rubber Age. 1968. 100. No. 11. P. 51.
180. Weissert P.C. Rubber Chem. and Tech. 1969. 42. No. 3. P. 903.
181. Henze E.D. Polym. Eng. and Sci. 1973. 13. No. 2. P. 153 – 159.
182. Конгаров Г.С., Баргенов Г.М. Каучук и резина. 1973. № II. С. 23 – 25.
183. Cotten G.R. Rubber Chem. and Tech. 1979. 52. No. 1. P. 187 – 198.
184. Губер Ф.Б., Сидоров Н.Н. Каучук и резина. 1973. № 4. С. 11 – 13.
185. Губер Ф.Б., Тамаркин В.Ф. Методы испытания и исследования резин и резинотехнических изделий. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1977. С. 64 – 72.
186. Губер Ф.Б., Шихирев Н.И. Производство шин, РТИ и АТИ. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1972. № 10. С. 39 – 42.
187. Шихирев Н.И. и др. Производство шин, РТИ и АТИ. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1972. № 11. С. 37 – 39.
188. Шихирев Н.И., Губер Ф.Б., Попова С.Г. Производство шин, РТИ и АТИ. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1973. № 1. С. 15 – 18.
189. Коротышев Е.В. и др. Каучук и резина, 1973. № 6. С. 28 – 30.
190. Губер Ф.Б., Тамаркин В.Ф., Кришталь И.В. Прогнозирование свойств резин и резинотехнических изделий. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1978. С. 34 – 70.
191. Шихирев Н.И., Губер Ф.Б., Шалыганов Э.Ф. Производство шин, РТИ и АТИ. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1971. № 10. С. 37 – 39.
192. Губер Ф.Б., Тамаркин В.Ф., Кришталь И.В. Прогнозирование свойств резин и резинотехнических изделий. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1978. С. 34 – 70.
193. Rubber Age. 1971. 103. No. 2. P. 110.
194. Rubber World. 1974. 169. No. 4. P. 29.
195. Elastomerics. 1977. No. 5. P. 18.
196. Rubber World. 1975. No. 4. P. 44.
197. Rev. gen. caout. plast. 1974. No. 1–2. P. 57.
198. Elastomerics. 1977. No. 5. P. 18.
199. Rev. gen. caout. plast. 1974. No. 1–2. P. 57.
200. Кондраков С.П., Багно А.И., Говша А.Г. Каучук и резина, 1972. № 3. С. 50–51.
201. Чехомов Ю.К., Добродородня В.К. Производство шин, РТИ и АТИ. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1976. № 6. С. 28.
202. А. с. 302252 СССР // Бюллетень изобретений. 1971, № 5.
203. А. с. 504665 СССР // Бюллетень изобретений. 1976, № 8.
204. Каталог фирмы "Барвелл" (ФРГ), 1976.
205. Горелик Р.А. Прогнозирование свойств резин и резинотехнических изделий. М.: ЦНИИТЭнефтехим, 1978. С. 48 –

206. Уральский М.Л., Горелик Р.А., Буканов А.М. Поперечно шитые каучуки. М.: ЦНИИГЭнефтехим, 1977. 63 с.
207. Бердышев Б.В. Основы теории формования полых изделий из полимеров. Методы расчета формирующих элементов перерабатывающего оборудования: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук по спец. 05.04.09. М., 1999. 32 с.
208. Скачков В.В., Торнер Р.В., Стунгур Ю.В., Реутов С.В. Моделирование и оптимизация экструзии полимеров. Л.: Химия, 1984. 152 с.
209. Перводчук В. П. Процессы движения, теплообмена и фазовых превращений неньютоновских материалов в шнековых аппаратах: Дис. ... д-ра техн. наук по спец. 05.17.08. Пермь, 1984. 377 с.
210. Кочетов В.И. Методология расчетов и инженерной оптимизации конструктивных и технологических параметров вулканизационного, прессового и литьевого оборудования химической промышленности: Дис. ... д-ра техн. наук по спец. 05.02.13. Тамбов, 2001. С. 390.
211. Автоматизированное проектирование и расчет шнековых машин: Монография / М.В. Соколов, А.С. Клинков, О.В. Ефремов, П.С. Беляев, В.Г. Однолько. М.: "Издательство Машиностроение-1", 2004. 248 с.
212. Химмельблау Д. Прикладное нелинейное программирование. М.: Мир, 1975. 480 с.
213. Оптимальное проектирование в задачах химического машиностроения // Межвуз. сб. науч. тр. / Моск. ин-т хим. машиностроения; Под ред. Балакирева и др. М.: МИХМ, 1983.
214. Rajesh J., Jayaraman V.K., Kulkarn B.D. Taboo search algorithm for continuous function optimization. Chem. Eng. Department, National Chemical Laboratory, Pune. India. Che. Eng.: Res and Des. A: Transactions of the Institution of Chemical Engineers. 2000. 78. № 6.
215. Межуев В.В. Исследование работы узла пластикации и впрыска шнек-плунжерной литьевой машины при литье резиновых смесей: Дис. ... канд. техн. наук. М., 1972.
216. Соколов М.В., Клинков А.С., Кочетов В.И. К вопросу определения конструктивных и технологических параметров прессового и литьевого оборудования для производства формовых изделий из пластмасс и эластомеров // Труды ТГТУ: Сборник научных статей молодых ученых и студентов. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 1999. Вып. 3. С. 72 – 74.
217. Соколов М.В., Клинков А.С., Кочетов В.И. Методика определения конструктивных и технологических параметров червячного узла пластикации для переработки пластмасс и эластомеров // Методы кибернетики химико-технологических процессов: Тез. докл. Междунар. науч. конф. Казань: КГТУ, 1999. С. 24–25.
218. Соколов М.В., Клинков А.С., Кочетов В.И. Определение оптимальных технологических и конструктивных параметров прессового и литьевого оборудования с учетом получения высококачественных формовых изделий из пластмасс и эластомеров // IV научная конференция ТГТУ: Тез. докл. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 1999. С. 15.
219. Соколов М.В., Клинков А.С., Кочетов В.И. Оптимальное проектирование прессового и литьевого оборудования с учетом получения высококачественных формовых изделий из пластмасс и эластомеров // Вестник Тамбовского университета. Естественные и технические науки. Тамбов, 1999. Т. 4. Вып. 2. С. 237 – 238.
220. Соколов М.В., Кочетов В.И., Определение оптимальных технологических и конструктивных параметров экструзионного оборудования // V научная конференция ТГТУ: Тез. докл. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2000. С. 58 – 59.
221. Соколов М.В., Клинков А.С., Ефремов О.В., Обучающее программное обеспечение для изучения и оптимального проектирования экструзионного оборудования // Информационные технологии в образовании: Тез. докл. Междунар. науч.-практ. конф. Шахты: Из-во РГТУ, 2000. С. 75 – 78.
222. Соколов М.В. Исследование и оптимизация процесса и оборудования экструзии резиновых смесей: Автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.02.13. Тамбов, 2001. 16 с.
223. Соколов М.В., Шашков И.В. Способы измерения технологической мощности при экструзии резиновой смеси // Труды ТГТУ: Сб. науч. статей молодых ученых и студентов. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2003. Вып. 13. С. 50 – 53
224. Соколов М.В. Методика исследования и экспериментальная установка для экструзии эластомеров // Труды ТГТУ: Сб. науч. ст. молодых ученых и студентов. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2000. Вып. 6. С. 147 – 150.
225. Соколов М.В., Беляев П.С., Клинков А.С. Расчет процесса и оборудования экструзии резиновых смесей при заданном качестве экструдата // Вестник Тамбовского государственного технического университета. 2003. Т. 9. № 3. С. 430 – 433.
226. Соколов М.В., А.С. Клинков, Д.В. Жирняков, Д.В. Туляков Расчет шнековых машин при переработке резиновых смесей с гарантированным качеством экструдата // Научно-технические химические технологии-2004: Тез. докл. X междунар. конф. Волгоград: РПК "Политехник", 2004. С. 159 – 162.
227. Клинков А.С., Соколов М.В., Кочетов В.И. К вопросу определения оптимальных режимов и конструктивных параметров червячных машин для переработки эластомеров // Вестник ТГТУ. Тамбов, 2000. Т. 4.
228. Кочетов В.И., Клинков А.С., Соколов М.В. Определение оптимальных технологических и конструктивных параметров червячных машин для переработки эластомеров // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2000. № 8. С. 15 – 16.
229. Клинков А.С., Соколов М.В. Оптимизация процесса экструзии эластомеров при различных режимах // VI научная конференция ТГТУ: Тез. докл. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2001. С. 240 – 241.
230. Клинков А.С., Соколов М.В., Беляев М.П. Особенности расчета оптимальных конструктивных и технологических параметров червячных машин // Синтез, исследование свойств, модификация и переработка высокомолекулярных соединений: Тез. докл. 10-й междунар. конф. студентов и аспирантов. Казань: Изд-во Казан. гос. технол. ун-та, 2001. С. 106–107.
231. Соколов М.В., Клинков А.С. Оптимизация процесса экструзии и оборудования для переработки эластомеров // Труды ТГТУ: Сб. науч. ст. молодых ученых и студентов. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2001. Вып. 8. С. 64 – 67.
232. Соколов М.В., Клинков А.С., Пудовкин А.Н., Беляев М.П. Расчет конструктивных и технологических параметров червячных машин при гарантированном качестве экструдата // Научно-технические химические технологии-2002: Материалы 8-й Междунар. науч.-техн. конф. по проблемам наукоемких химических технологий. Уфа: Гос. изд-во научно-технической литературы "Реактив", 2002. С. 216 – 218.
233. Кочетов В.И., Клинков А.С., Соколов М.В. Расчет технологических и конструктивных параметров червячных ма-

шин экструзии резиновых смесей с учетом подвулканизации экструдата // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2002. № 12. С. 3–4.

234. Туляков Д.В., Жирняков Д.В., Клинков А.С., Соколов М.В. Расчет процесса и оборудования экструзии резиновых смесей с заданным качеством при минимальных энергозатратах // Теплофизические измерения при контроле и управлении качеством: Материалы V междунар. теплофиз. школы. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2004. Ч. 2. С. 282 – 284.

235. Басов Н.И., Ким В.К., Скуратов В.К. Оборудование для производства объемных изделий из термопластов. М.: Машиностроение, 1972. С. 272.

236. Соколов М.В., Клинков А.С., Беляев П.С. и др. Моделирование процесса экструзии профильных заготовок из эластомеров // Авиакосмические технологии "АКТ-2004". Ч. II: Прикладные задачи механики. Математическое моделирование. Аэрогидродинамика и тепломассообмен: Труды V Междунар. науч.-техн. конф. Воронеж: Воронеж. гос. техн. ун-т, 2004. С. 161 – 166.

237. Соколов М.В., Клинков А.С., Беляев П.С. Расчет степени пластикации экструдата при переработке резиновых смесей // Рынок шин, РТИ и каучуков: производство, наукоемкие технологии, сбыт: Тез. докл. Междунар. науч.-практ. конф. М.: ЗАО "Экспоцентр" на Красной Пресне, 2005. С. 64 – 66.

238. Соколов М.В., Клинков А.С., Беляев П.С. и др. Определение степени пластикации экструдата // Полимерные и композиционные материалы: технологии, оборудование, применение: Тез. докл. Междунар. науч.-практ. конф. М.: ЗАО ПИК "Максима" на Красной Пресне, 2006. С. 48 – 51.

239. Туляков Д.В., Соколов М.В., Клинков А.С. и др. К вопросу определения степени пластикации экструдата // Резиновая промышленность. Сырье, материалы, технологии: Докл. XII Междунар. науч.-практ. конф. М.: ООО "Научно-технический центр "НИИШП", 2006. С. 148 – 151.

240. Соколов М. В., Клинков А. С., Туляков Д.В. и др. Программное обеспечение для прогнозирования качества экструдата и оптимального проектирования шнековых машин // Информационные технологии в науке, образовании и производстве: Материалы Междунар. науч.-техн. конф. Орел: ОрелГТУ, 2006. Т. 2. С. 196 – 200.

241. Туляков Д.В., Соколов М.В., Клинков А.С. и др. Проектирование формующих каналов при переработке резиновых смесей // Проблемы экономики и менеджмента качества: программа и материалы Междунар. школы-семинара молодых ученых. Тамбов: ТГТУ. 2006. С. 253 – 255.

242. Соколов М.В., Клинков А.С., Кочетов В.И., Беляев П.С. Расчет оптимальных технологических и конструктивных параметров экструзии резиновых смесей с учетом минимизации технологической мощности и получения качественного экструдата (Оптимизация экструзионного оборудования): Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ. № 2003611833 от 04.08.2003.

243. Соколов М.В. Определение суммарной величины сдвига при переработке резиновых смесей // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2006. № 8. С. 3 – 4.

244. Соколов М.В., Букин А.А. Прогнозирование качества экструдата при переработке резиновых смесей // Вопросы современной науки и практики. Университет им. В.И. Вернадского. 2006. № 3(5). С. 86 – 92

245. Соколов М.В., Клинков А.С., Туляков Д.В., Беляев Л.С. Методика прогнозирования качества экструдата на экспериментальной установке при переработке резиновых смесей // Новое поколение систем жизнеобеспечения. 2006.

246. Соколов М.В., Клинков А.С., Беляев П.С. и др. К вопросу режимов переработки резиновых смесей с учетом размеров и качества экструдата // Резиновая промышленность. Сырье, материалы, технологии: Докл. XI Междунар. науч.-практ. конф. М.: ООО "Научно-технический центр "НИИШП", 2005. С. 131 – 134.

247. Соколов М.В. Расчет шнековых машин для резиновых смесей при заданном качестве экструдата // Вестник Тамбовского государственного технического университета. 2006. Т. 12. № 4А. С. 979 – 986.

248. Соколов М.В., Клинков А.С., Беляев П.С., Туляков Д.В. К вопросу прогнозирования качества экструдата при переработке резиновых смесей // Прогрессивные технологии развития "Progressive technologies of Development": 3-я Междунар. науч.-практ. конф. Тамбов: ОАО "Тамбовполиграфиздат", 2006. С. 146 – 147.

Приложения

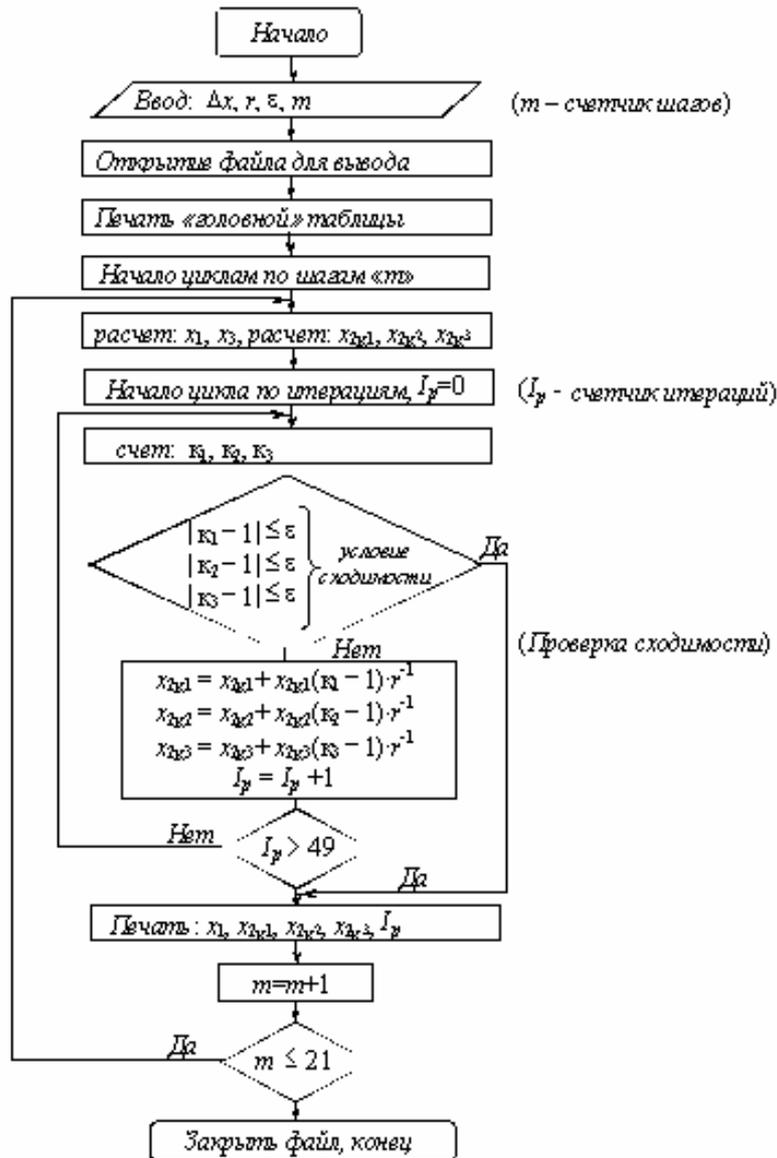


Рис. А. Блок-схема алгоритма итерации решения системы трех нелинейных уравнений для трех переменных x_i ($i = 1, 2, 3$)

**АЛГОРИТМ ПОСТРОЕНИЯ
ТРЕХ ЛИНИЙ УРОВНЯ ФУНКЦИИ СОСТОЯНИЯ
ОТ ДВУХ ПЕРЕМЕННЫХ**

Б л о к 1. Начало

Б л о к 2. Ввод исходных данных: $dP, d, \varphi_0, H_0, D_0, W_0, L_0, \varphi^*, H^*, D^*, W^*, L^*, e_0, E, dx, \mu, n, RK, K1, K2, K1K, K2K$.

Б л о к 3. Расчет углового и радиального шагов вычисления

$HH = 2\pi/MMM; RH = 0,5; MMM = 36$.

Б л о к 4. Организация цикла по количеству функций состояния.

Б л о к 5. Организация цикла по углу сканирования заданной области изменения двух переменных.

Б л о к 6. Организация цикла по радиусу сканирования заданной области изменения двух переменных.

Б л о к 7. Пересчет радиуса сканирования.

Б л о к 8. Расчет координат точек для определения значений функций состояния.

Б л о к 9. Проверка ограничения расчетной координаты точки по абсциссе.

Б л о к 10. Проверка ограничения расчетной координаты точки по ординате.

Б л о к 11. Расчет значений функций состояния в расчетных координатах точек.

Б л о к 12 и 13. Выбор заданного значения $N1$ функции состояния N .

Б л о к 14 и 15. Выбор заданного значения $N2$ функции состояния N .

Б л о к 16 и 17. Выбор заданного значения $N3$ функции состояния N .

Б л о к 18. Проверка условия сходимости расчетного значения функции состояния и заданного.

Б л о к 19. Построение точек линии уровня.

Б л о к 20. Конец.

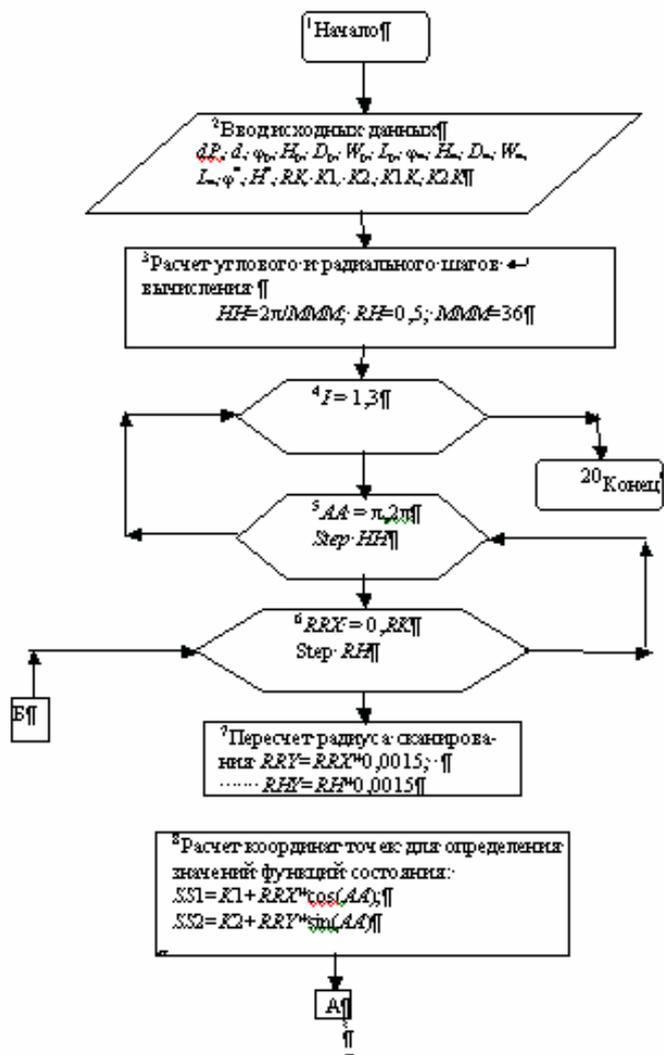


Рис. Б. Блок-схема алгоритма построения трех линий уровня функции состояния от двух переменных

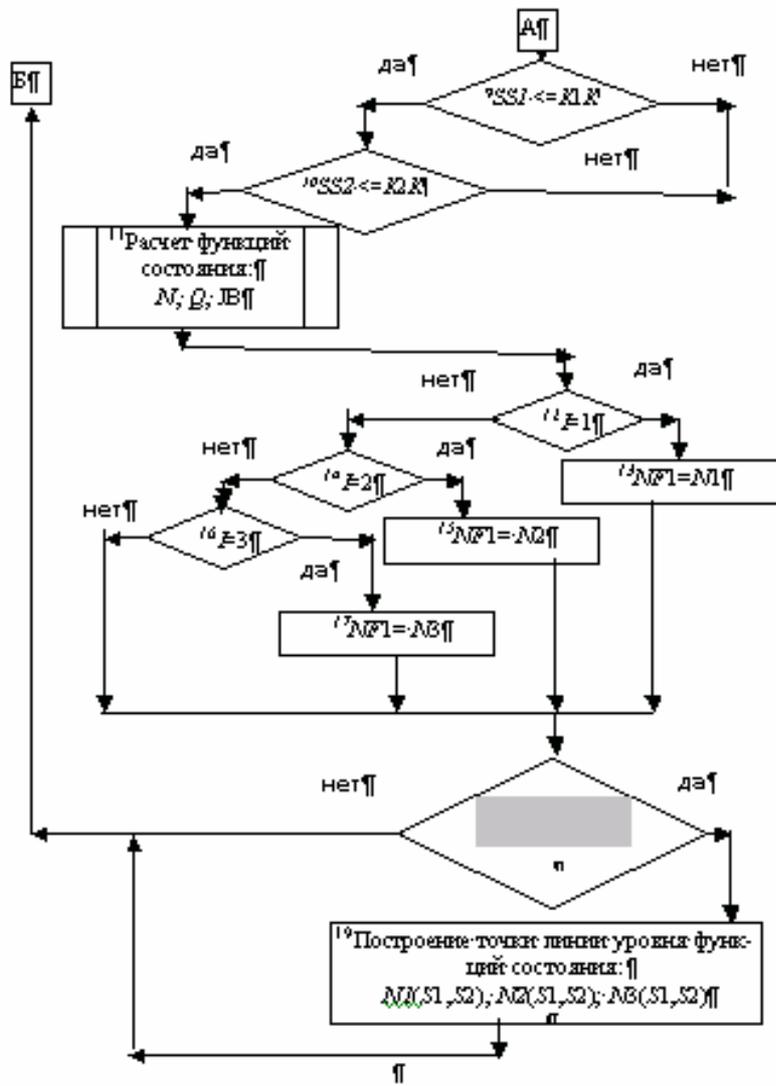


Рис. Б. Продолжение

Б. Идентификаторы к программе 1

| Наименование величин | бо зна че ни е | Обозначение в программе (иден тификаторы) |
|---|----------------------------|---|
| 1. Диаметр шнека, м | | D |
| 2. Диаметр осевого отверстия шнека, м | | d_1 |
| 3. Длина нарезной части шнека, м | | L |
| 4. Коэффициент прямого потока | α | F_g |
| 5. Коэффициент обратного потока | F_β | F_p |
| 6. Температура выхода резиновой смеси, град | см.в ых | T_z |
| 7. Температура входа резиновой смеси, град | см.в х | T_0 |
| 8. Функции ограничения | i | R(i) |
| 9. Общее число переменных | x | N_x |
| 10. Общее число ограничений в виде равенств | c | N_c |
| 11. Общее число ограничений в виде неравенств | ic | N_{ic} |
| 12. Осевое усилие, Н | ос | P1 |
| 13. Производительность шнековой машины, м ³ /с | | Q |
| 14. Ширина винтового канала шнека, м | | W1 |
| 15. Угол наклона винтовой нарезки шнека, град | | FI |
| 16. Глубина винтового канала шнека, м | | H |
| 17. Распределение давления по длине вала, Па | P | DP |
| 18. Плотность резиновой смеси, кг/м ³ | | RO |
| 19. Расчетная координата по абсциссе | 1 | S1 |
| 20. Расчетная координата по ординате | 2 | S2 |
| 21. Расчетное значение функции состояния | FF 1 | NFF1 |

| Наименование величин | бо зна че ни е | Обозначение в программе (иден- тификаторы) |
|--|----------------------------|--|
| 22. Заданное значение функции состояния | 1 | NF1 |
| 23. Область допустимых значений по абсциссе | 1K | K1K |
| 24. Область допустимых значений по ординате | 2K | K2K |
| 25. Критерий Бейли | | JB |
| 26. Текущий радиус скани- рования | <i>RX</i> | RRX |
| 27. Текущий радиус скани- рования | <i>RY</i> | RRY |
| 28. Угловой шаг вычисле- ния текущей координаты | <i>H</i> | HH |
| 29. Радиальный шаг вычис- ления текущей координаты | | RH |
| 30. Переменный угол | <i>A</i> | AA |
| 31. Переменный радиус | <i>RX</i> | RRX |

ПРОГРАММА 1

**ПОСТРОЕНИЕ ЛИНИЙ УРОВНЯ (LINYUR) ФУНКЦИЙ СОСТОЯНИЯ
ПОЛЕЗНОЙ МОЩНОСТИ, ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ,
КРИТЕРИЯ ПОДВУЛКАНИЗАЦИИ И СУММАРНОГО СДВИГА
ОТ ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ**

```

SCREEN 11
LINE (40, 100)-(40, 300)
LINE (40, 300)-(400, 300)
FOR XXX = 40 TO 400 STEP 6
LINE (XXX, 298)-(XXX, 302), 6
NEXT XXX
FOR XXX1 = 40 TO 400 STEP 60
LINE (XXX1, 296)-(XXX1, 304), 6
NEXT XXX1
FOR YYY1 = 300 TO 100 STEP -4
LINE (38, YYY1)-(42, YYY1), 7
NEXT YYY1
FOR YYY2 = 300 TO 100 STEP -20
LINE (36, YYY2)-(44, YYY2), 7
NEXT YYY2
LOCATE 20, 4: PRINT "0": LOCATE 20, 29: PRINT "15"
LOCATE 20, 50: PRINT "30 ": LOCATE 20, 53: PRINT "FI,grad"
LOCATE 13, 2: PRINT "10": LOCATE 7, 2: PRINT "20"
LOCATE 6, 2: PRINT "h*10^3,m"
KH = 1
DIM NF(KH), X#(7)
FOR I = 1 TO KH
READ NF(I)
PRINT NF(I)
NEXT I
DATA 4000
DATA 4500

```

```

DATA 5000
DATA 6000
DATA 6500
DATA 7000
DATA 7500
DATA 8000
DATA 8500
20 RK = 15: MMM = 36: RH = .5: EEE = .01
30 K1 = 15: K2 = .015
K1K = 5: K2K = .0035
'PRINT K1
'GOSUB 190
60 NF1 = R14
'NF1 = Q#
LOCATE 2, 1: PRINT "NF1="; NF1
70 HH = 6.28 / MMM
90 z1 = K1: z2 = K2 * 10000: PSET (40 + z1 * 12, 300 - z2), 7
FOR I = 1 TO KH
NF1 = NF(I)
YY1 = K1: YY2 = K2 * 10000
91 FOR AA = 3.14 TO 6.28 STEP HH
FOR RRX = 0 TO RK STEP RH
RRY = RRX * .0015
RHY = RH * .0015
SS1 = K1 + RRX * COS(AA): SS2 = K2 + RRY * SIN(AA)
LOCATE 1, 1: PRINT SS1, SS2
LOCATE 2, 1: PRINT "AA="; AA * 180 / 3.14
LOCATE 3, 1: PRINT "NF="; NF1; "Q="; Q#
IF SS1 <= K1K THEN GOTO 95
95 IF SS2 <= K2K THEN GOTO 170
GOSUB 190
NFF1 = R14
IF ABS((NFF1 - NF1) / NFF1) <= EEE THEN 150
'PRINT NFF1, NF1
NEXT RRX
GOTO 170
150 Y1 = (K1 + RRX * COS(AA)): Y2 = (K2 + RRY * SIN(AA)) * 10000
YY1 = Y1 - RH: YY2 = Y2 - RHY
160 'LINE (40 + Y1 * 12, 300 - Y2)-(40 + (YY1) * 12, 300 - (YY2)), 7
PSET (40 + Y1 * 12, 300 - Y2), 7
YY1 = Y1: YY2 = Y2
170 NEXT AA
180 NEXT I
END
190
X#(1) = SS1: X#(2) = SS2: X#(3) = .032: X#(4) = 50 / 60: X#(5) = .32: X#(6) = .001
X#(7) = .0032: d1 = X#(6): E1 = X#(7): MU = 117000: pm = .3: dP = 6200000: AL = 100
t1 = 3.14 * X#(3) * TAN(X#(1) * 3.14 / 180): Fg = .99: Fp = .95:
CS = COS(X#(1) * 3.1416 / 180): SN = SIN(X#(1) * 3.1416 / 180)
W1 = (t1 - E1) * CS: Q# = W1 * X#(2) * 3.14 * X#(3) * X#(4) * CS * Fg / 2
200 REM "raschet T"
Tz = 75: T0 = 20: RO = 1200: C = 2100: LA = .22: Ts# = Tz
210 'AL = 175 - .833333 * Ts#
KA = AL * X#(2) / LA: b2 = .005
'PRINT AL
A = 2 * AL * W1 / (RO * C * Q#)
T# = Tz + MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts#) * (1 + (EXP(-A * X#(5)) - 1) / (A * X#(5)))
Ts1# = T# + (Tz - T0) * (EXP(-A * X#(5)) - 1) / (A * X#(5))
IF ABS((Ts1# - Ts#) / Ts1#) * 100 <= 1 THEN 230 ELSE 220
220 'PRINT "Ts1#="; Ts1#; Ts#: Ts# = Ts1#: GOTO 210
230 T# = Tz + MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
Td# = T# - (MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + Tz) * EXP(-A * X#(5))
'PRINT "Td#="; Td#; KA
REM "RASCHET KOEFFITSIENTA EE"
AN = 0: ak = X#(5) / SN: KP = 16: E3 = .01: N11 = 2
240 H = (ak - AN) / N11: X1 = AN: S = 0

```

```

250 X2 = X1 + H: X3 = (X1 + X2) / 2
IF X2 > ak THEN 290
X5 = X1: GOTO 320
260 F1 = TD1: X5 = X3: GOTO 330
270 F2 = TD1: X5 = X2: GOTO 340
280 F3 = TD1: I0 = (H / 6) * (F1 + F2 + 4 * F3)
S = S + I0: X1 = X2: GOTO 250
290 N11 = N11 * 2
I22 = S: 'PRINT "I11="; I11; "I2="; I22; N11
IF ABS(I11 - I22) <= E3 * KP THEN 310 ELSE 300
300 I11 = I22: GOTO 240
310 EE = I22 / ak: 'PRINT X#(1); X#(2); X#(3); X#(4); X#(5): GOTO 350
320 T# = Tz + MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD1# = T# - (MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + Tz) * EXP(-A * X#(5)): TD1 = EXP(-b2 * TD1#)
GOTO 260
330 T# = Tz + MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD1# = T# - (MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + Tz) * EXP(-A * X#(5))
TD1 = EXP(-b2 * TD1#): GOTO 270
340 T# = Tz + MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD1# = T# - (MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + Tz) * EXP(-A * X#(5))
TD1 = EXP(-b2 * TD1#): GOTO 280
350 Q1 = W1 * X#(2) * 3.14 * X#(3) * X#(4) * CS * Fg / 2
Q2 = W1 * X#(2) ^ (2 + pm) * Fp * dP * SN / (12 * MU * (3.14 * X#(3) * X#(4)) ^ (pm - 1) * X#(5) * EE)
Q1# = Q1 - Q2
IF ABS(Q1# - Q#) / Q# * 100 <= 1 THEN 370 ELSE 360
360 Q# = Q1#: GOTO 210
370 REM "Расчет интеграла Бейли, JB"
TAU = (W1 * X#(2) / SN * X#(5)) / Q# / 60: dTAU = 1 / 60
TAUS1 = -16.17806: TAUS2 = 3131360
380 JB0 = 0: XT5 = X#(5) * dTAU / TAU
FOR X5 = 0 TO X#(5) STEP XT5
T# = Tz + MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TDZ# = T# - (MU * X#(2) ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * X#(3) * X#(4) / X#(2)) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + Tz) * EXP(-A * X5)
TDZK# = TDZ# + 273.15: TAUS = (TAUS1 + TAUS2 / TDZK# ^ 2) ^ 2
JB = JB0 + dTAU / TAUS: JB0 = JB
NEXT X5
EPS = ABS((JB - JB1) / JB) * 100: 'PRINT JB1; JB; dTAU; EPS
IF EPS < 1 THEN 400 ELSE 390
390 JB1 = JB: dTAU = dTAU / 1.5: GOTO 380
400 'PRINT "TAU="; TAU; "JB="; JB; XT5
500 NN1 = MU * W1 * (3.14 * X#(3) * X#(4)) ^ (1 + pm) / X#(2) ^ pm * (4 * SN ^ 2 + CS ^ 2) * X#(5) * EE / SN
NN2 = 3.14 * X#(3) * X#(4) * CS / 2 * W1 * X#(2) * dP
NN3 = (3.14 * X#(3) * X#(4)) ^ (pm + 1) * MU * E1 * X#(5) / TAN(X#(1) * 3.1416 / 180) / d1 ^ pm * EXP(-b2 * Tz)
R14 = NN1 + NN2 + NN3
'PRINT "производительность, Q#, м^3/с"
'PRINT USING " ###.#####"; Q#
'PRINT USING " ###.###"; Q# * RO * 3600
'PRINT "перепад температуры, dT, град. цельс."
'PRINT USING " ###.#"; (Td# - T0)
LOCATE 2, 2: PRINT "технологическая мощность, N ,Вт"
LOCATE 4, 2: PRINT USING " #####.###"; R14
'PRINT "средняя температура, Ts1, град. цельс."
'PRINT USING " ###.#"; Ts1#
'PRINT "температура выхода, Td, град. цельс."
'PRINT USING " ###.#"; Td#
'PRINT "критерий Бейли, JB, %"
'PRINT USING " #.###"; JB*100
RETURN

```

ПРОГРАММА 1a

ПОСТРОЕНИЕ ЛИНИЙ УРОВНЯ (LINYUR) ФУНКЦИЙ СОСТОЯНИЯ
ПОЛЕЗНОЙ МОЩНОСТИ, ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ, КРИТЕРИЯ
ПОДВУЛКАНИЗАЦИИ И СУММАРНОГО СДВИГА ПРИ ИЗОТЕРМИЧЕСКОМ
РЕЖИМЕ ОТ ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ

```

10 CLS
: SCREEN 11
LINE (40, 100)-(40, 300)
  LINE (40, 300)-(400, 300)
  FOR XXX = 40 TO 400 STEP 6
  LINE (XXX, 298)-(XXX, 302), 6
  NEXT XXX
  FOR XXX1 = 40 TO 400 STEP 60
  LINE (XXX1, 296)-(XXX1, 304), 6
  NEXT XXX1
  FOR YYY1 = 300 TO 100 STEP -4
  LINE (38, YYY1)-(42, YYY1), 7
  NEXT YYY1
  FOR YYY2 = 300 TO 100 STEP -20
  LINE (36, YYY2)-(44, YYY2), 7
  NEXT YYY2

LOCATE 20, 4: PRINT "0": LOCATE 20, 29: PRINT "15"
LOCATE 20, 50: PRINT "30 ": LOCATE 20, 53: PRINT "FI,grad"
LOCATE 14, 1: PRINT "1": LOCATE 7, 1: PRINT "2"
LOCATE 6, 2: PRINT "det,mm"

```

```

KH = 3
DIM NF(KH), X#(7)
FOR I = 1 TO KH
READ NF(I)
'PRINT NF(I)
NEXT I
DATA 3000
DATA 4000
DATA 5000
DATA 6500
DATA 7000
DATA 7500
DATA 8000
DATA 8500
20 RK = 13: MMM = 36: RH = .5: EEE = .05
30 K1 = 15: K2 = .002
K1K = 5: K2K = .0001
'PRINT K1
'GOSUB 190
60 'NF1 = R14
'NF1 = Q#
'NFF1 = JB
NFF1 = GAM
LOCATE 2, 1: PRINT "NF1="; NF1
70 HH = 6.28 / MMM
90 z1 = K1: z2 = K2 * 100000: PSET (40 + z1 * 12, 300 - z2), 7
FOR I = 1 TO KH
NF1 = NF(I)
YY1 = K1: YY2 = K2 * 100000
91 FOR AA = 3.14 TO 6.28 STEP HH
FOR RRX = 0 TO RK STEP RH
RRY = RRX * .00015
RHY = RH * .00015
SS1 = K1 + RRX * COS(AA): SS2 = K2 + RRY * SIN(AA)
LOCATE 1, 1: PRINT SS1, SS2
LOCATE 2, 1: PRINT "AA="; AA * 180 / 3.14
LOCATE 3, 1: PRINT "NF="; NF1; "NFF="; NFF1; "Q="; Q#; "JB="; JB; "GAM="; GAM
IF SS1 <= K1K THEN GOTO 95
95 IF SS2 <= K2K THEN GOTO 170

```

```

GOSUB 190
'NFF1 = R14
'NFF1 = Q#
'NFF1 = JB
NFF1 = GAM
IF ABS((NFF1 - NF1) / NFF1) <= EEE THEN 150
'PRINT NFF1, NF1
NEXT RRX
GOTO 170
150 Y1 = (K1 + RRX * COS(AA)): Y2 = (K2 + RRY * SIN(AA)) * 100000
YY1 = Y1 - RH: YY2 = Y2 - RHY
160 'LINE (40 + Y1 * 12, 300 - Y2)-(40 + (YY1) * 12, 300 - (YY2)), 7
PSET (40 + Y1 * 12, 300 - Y2), 7
YY1 = Y1: YY2 = Y2
170 NEXT AA
180 NEXT I
END
190

```

```

X#(1) = SS1'Fi угол наклона винтовой нарезки
X#(2) = .004 'h глубина винтового канала
X#(3) = .032 'D диаметр шнека
X#(4) = .6 'n частота вращения об/с
X#(5) = .325 'L длина нарезной части
X#(6) = SS2
X#(7) = .0032
'PRINT X#(4)
MU = 100000: pm = .2
dP = 2000000
AL = 100
d1 = X#(6): e1 = X#(7): t1 = 3.14 * X#(3) * TAN(X#(1) * 3.14 / 180)
CS = COS(X#(1) * 3.1416 / 180)
SN = SIN(X#(1) * 3.1416 / 180)
W1 = (t1 - e1) * CS
hb = X#(2) / W1
Fg = .19191 + .81888 * EXP(-hb)
Fp = .0614 + .9504 * EXP(-hb)
Q# = W1 * X#(2) * 3.14 * X#(3) * X#(4) * CS * Fg / 2
Tz = 85
200 REM "RASCHET KOEFFITSIENTA Fz"
b2 = .005
Fz = EXP(-b2 * Tz)
'PRINT "Fz="; Fz
350 Q1 = W1 * X#(2) * 3.14 * X#(3) * X#(4) * CS * Fg / 2
Q2 = W1 * X#(2) ^ (2 + pm) * Fp * dP * SN / (12 * MU * (3.14 * X#(3) * X#(4)) ^ (pm - 1) * X#(5) * Fz)
Q1# = Q1 - Q2
370 REM "РАСЧЕТ ИНТЕГРАЛА БЕЙЛИ JB"
TAU = (W1 * X#(2) / SN * X#(5)) / Q# / 60
GAMR = 3.14 * X#(3) * X#(4) * (1 / pm + 1) / X#(2)
GAM = GAMR * TAU * 60
dTAU = 1 / 60
TAUS1 = -16.17806: TAUS2 = 3131360
380 JB0 = 0: XT5 = X#(5) * dTAU / TAU
FOR X5 = 0 TO X#(5) STEP XT5
TDZ# = Tz
TDZK# = TDZ# + 273.15
TAUS = (TAUS1 + TAUS2 / TDZK# ^ 2) ^ 2
JB = JB0 + dTAU / TAUS: JB0 = JB
NEXT X5
EPS = ABS((JB - JB1) / JB) * 100
'PRINT JB1; JB; dTAU; EPS
IF EPS < 1 THEN 400 ELSE 390

```

```

390 JB1 = JB: dTAU = dTAU / 1.5: GOTO 380
400 'PRINT "TAU="; TAU; "JB="; JB; XT5
500 NN1 = MU * W1 * (3.14 * X#(3) * X#(4)) ^ (1 + pm) / X#(2) ^ pm * (4 * SN ^ 2 + CS ^ 2) * X#(5) * EE / SN
NN2 = 3.14 * X#(3) * X#(4) * CS / 2 * W1 * X#(2) * dP
NN3 = (3.14 * X#(3) * X#(4)) ^ (pm + 1) * MU * e1 * X#(5) / TAN(X#(1) * 3.1416 / 180) / d1 ^ pm * EXP(-b2 * Tz)
R14 = NN1 + NN2 + NN3
'PRINT "производительность, Q# м^3/с, или кг/ч"
'PRINT USING " ##.#####"; Q#
'PRINT USING " ##.###"; Q# * RO * 3600
'PRINT "перепад температуры, dT град"
'PRINT USING " ###.#"; (Td# - T0)
'PRINT "мощность диссипации, N Вт"
'PRINT USING " #####.##"; R14
LOCATE 22, 2: PRINT "мощность диссипации, N Вт"
LOCATE 23, 2: PRINT USING " #####.##"; R14
LOCATE 24, 2: PRINT "Производительность, Q# м^3/с ; кг/ч"
LOCATE 25, 2: PRINT USING " #####.##"; Q#; QQ = Q# * RO * 3600
'PRINT "средняя температура, Ts1# град"
'PRINT USING " ###.#"; Ts1#
'PRINT "температура выхода, Td# град"
'PRINT USING " ###.#"; Td#
'PRINT "критерий Бейли, JB"
'PRINT USING " #.###"; JB
'PRINT USING "#####.###"; X4; QQ; (Td# - T0); R14; Ts1#; Td#; JB; GAM; TAU
'PRINT ""
RETURN

```

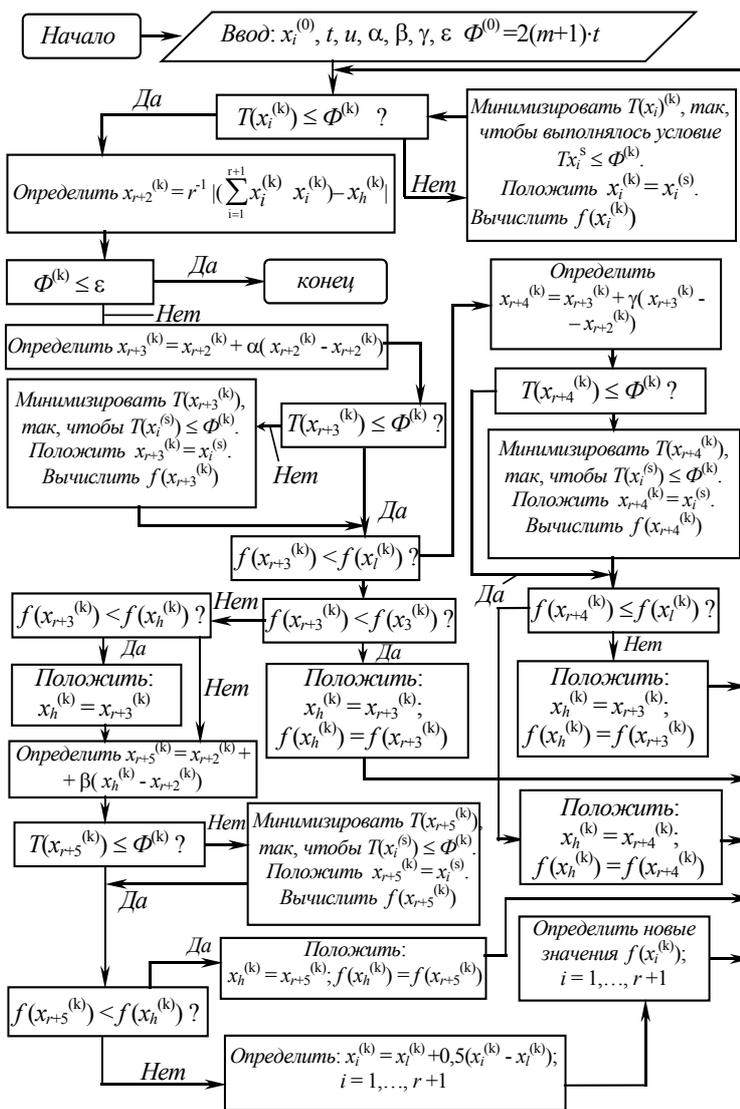


Рис. В. Блок-схема алгоритма метода скользящего допуска (МСД)

**ПРОГРАММА РАСЧЕТА ОПТИМАЛЬНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ
ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ
РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ ПРИ УСЛОВИИ МИНИМИЗАЦИИ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ МОЩНОСТИ С УЧЕТОМ
ПОДВУЛКАНИЗАЦИИ ЭКСТРУДАТА**

Б л о к 1. Начало

Б л о к 2. Ввод исходных данных: $\sigma, \rho, dP, d, \varphi_0, H_0, D_0, W_0, L_0, \varphi^*, H^*, D^*, W^*, L^*, e_0, E, dx, \mu, n$.

Б Л О К 3. Расчет коэффициентов прямого и обратного потоков: F_α, F_β , производительности шнековой машины, коэффициента F_z , критерия Бейли, шнека на прочность и жесткость, технологической мощности.

Б л о к 4. Расчет промежуточных значений.

Б л о к 5. Проверка выполнения условия равенства заданной температуре выхода смеси.

Б л о к 6. Проверка выполнения условия неравенства на границы изменения варьируемых параметров.

Б л о к 7. Проверка минимального значения технологической мощности N .

Б л о к 8. Вывод результатов процесса оптимизации: $\varphi, h, D, \omega, L, N$.

Б л о к 9. Конец.

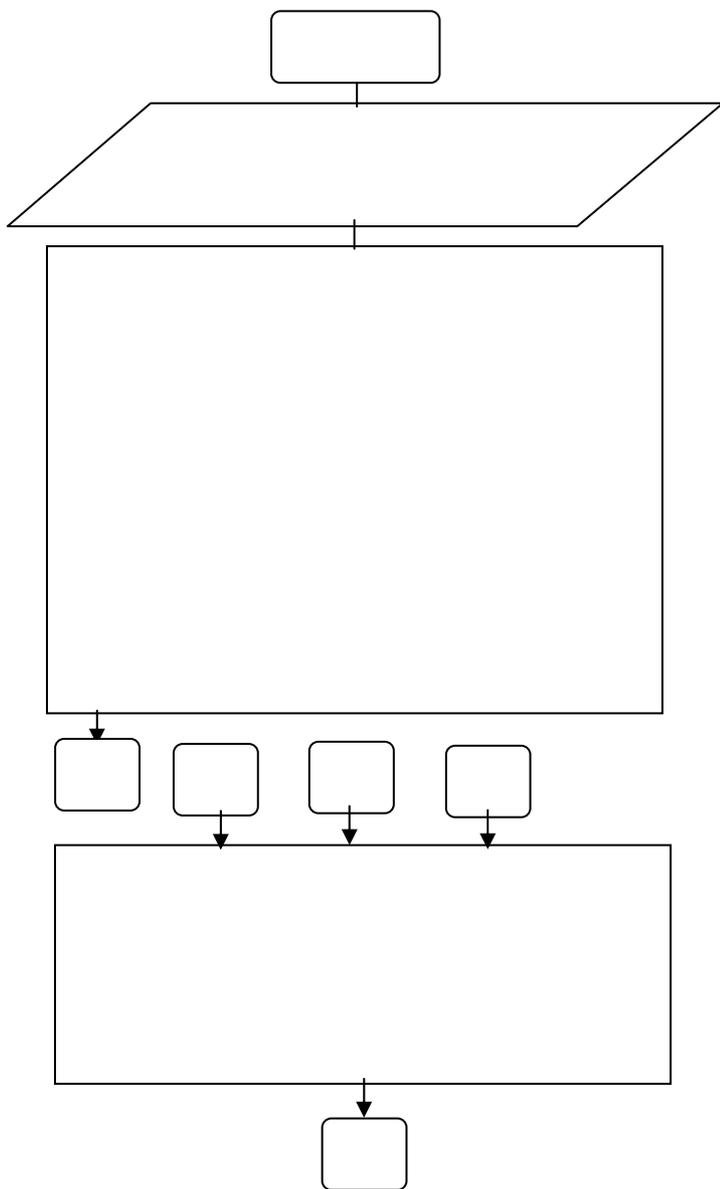


Рис. Г. Блок-схема алгоритма расчета оптимальных технологических параметров процесса и конструктивных размеров оборудования для переработки резиновых смесей с учетом подвулканизации экструдата и минимальной технологической мощности

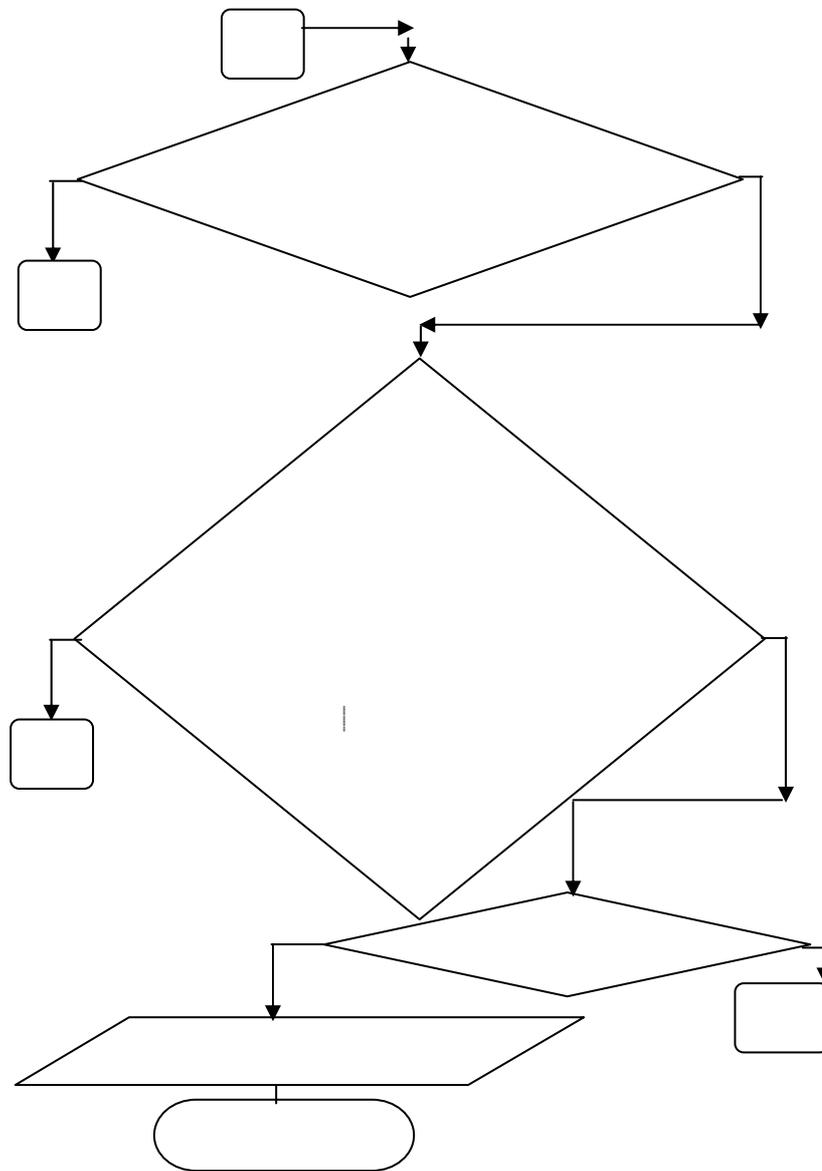


Рис. Г. Продолжение

Г. Идентификаторы к программе 2

| Наименование величин | бо зна че ни е | Обозначение в программе (иден- тификаторы) |
|---|----------------------------|--|
| 1. Диаметр шнека, м | | D |
| 2. Диаметр осевого отвер- стия шнека, м | | d_1 |
| 3. Длина нарезной части шнека, м | | L |
| 4. Коэффициент прямого потока | α | Fg |
| 5. Коэффициент обратного потока | F_{β} | Fp |
| 6. Температура выхода рези- новой смеси, град | см.в ых | Tz |
| 7. Температура входа рези- новой смеси, град | см.в х | T0 |
| 8. Функции ограничения | | R(i) |

| | | |
|---|--------------|-----------------------|
| | <i>i</i> | |
| 9. Общее число переменных | <i>x</i> | N_x |
| 10. Общее число ограничений в виде равенств | <i>c</i> | N_c |
| 11. Общее число ограничений в виде неравенств | <i>ic</i> | N_{ic} |
| 12. Осевое усилие, Н | <i>ос</i> | P₁ |
| 13. Производительность шнековой машины, м ³ /с | | Q |
| 14. Ширина винтового канала шнека, м | | W₁ |
| 15. Угол наклона винтовой нарезки шнека, град | | FI |
| 16. Глубина винтового канала шнека, м | | H |
| 17. Распределение давления по длине вала, Па | <i>P</i> | DP |
| 18. Плотность резиновой смеси, кг/м ³ | | RO |
| 19. Касательное напряжение, Па | (<i>x</i>) | TAU |
| 20. Модуль упругости 1 рода, Па | | E |
| 21. Допускаемое напряжение, Па | <i>σ</i>] | SIG |
| 22. Допускаемый прогиб, м | <i>W</i>] | WDOP |
| 23. Плотность материала шнека, кг/м ³ | <i>ρ</i> | RO1 |
| 24. Критерий Бейли | | JB |
| 25. Изгибающий момент, Н · м | <i>и</i> | Miz |
| 26. Крутящий момент, Н · м | <i>кр</i> | MKR |
| 27. Эквивалентное напряжение, Па | <i>экр</i> | SIGEKV |
| 28. Технологическая мощность, Вт | | N |
| 29. Угловая скорость шнека, с ⁻¹ | | W |
| 30. Максимальный прогиб шнека, м | <i>max</i> | fmax |

ПРОГРАММА 2

РАСЧЕТ ОПТИМАЛЬНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ
ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ
ПРИ УСЛОВИИ МИНИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ МОЩНОСТИ
С УЧЕТОМ ПОДВУЛКАНИЗАЦИИ ЭКСТРУДАТА

OPTISCRE.BAS

```
' Минимизация целевой функции методом скользящего допуска
' Расчет оптимальных технологических и конструктивных параметров
' процесса экструзии резиновых смесей при условии минимизации
' технологической мощности с учетом подвулканизации экструдата
  DECLARE SUB FEAS ()
  DECLARE SUB STAR ()
  DECLARE SUB WRIT ()
  DECLARE SUB SUMR ()
  DECLARE SUB PROB (INQ)
  DIM SHARED X#(50), X1#(50, 50), X2#(50, 50), R#(100), R1#(100), R2#(100), R3#(100), SUM#(50), F#(50), SR#(50),
  ROLD#(100), H#(50), FLG#(10), A#(50, 50)
  COMMON SHARED NX, NC, NIC, STEP0#, ALFA#, BETA#, GAMA#, IN, INF, FDIFER#, SEQL#, K1, K2, K3, K4, K5, K6,
  K7, K8, K9, FOLD#, L5, L6, L7, L8, L9, R1A#, R2A#, R3A#
  OPEN "OPTISCRE.res" FOR OUTPUT AS #1
  PRINT #1, "      N, Q"
  PRINT "-----"
  PRINT #1, "-----"
  FDIFER# = 1#
  NX = 5      'общее число переменных
  NC = 2      'общее число ограничений в виде равенств
  NIC = 13    'общее число ограничений в виде неравенств
  SIZE# = .003# 'опред. размер деформ. многогранника
  CONVER# = .01# 'используется для окончания поиска
  ALFA# = 1#
  BETA# = .5#
  GAMA# = 2#
10 STEP0# = SIZE#
  'Введите начальные значения варьируемых параметров
  X#(1) = 17 ' (угол наклона нарезки червяка, град)
  X#(2) = .0032 ' (глубина винтового канала червяка, м)
  X#(3) = .032 ' (наружный диаметр червяка, м)
  X#(4) = 1.5 ' (число оборотов червяка, об/с)
  X#(5) = .32 ' (длина нарезной части червяка, м)
  'Нажмите F2, для входа в подпрограмму и ввода постоянных расчета
  IF FDIFER# < CONVER# THEN GOTO 9999
  PRINT " <<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>"
  PRINT #1, " <<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>"
  PRINT "-----"
  PRINT #1, "-----"
  PRINT " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: "; NX
  PRINT #1, "      ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: "; NX
  PRINT " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : "; NC
  PRINT #1, "      ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : "; NC
  PRINT "      2).НЕРАВЕНСТВ: "; NIC
  PRINT #1, "      2).НЕРАВЕНСТВ: "; NIC
  PRINT " ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: "; SIZE#
  PRINT #1, "      ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: "; SIZE#
  PRINT " ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: "; CONVER#
  PRINT #1, "      ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: "; CONVER#
  K1 = NX + 1
  K2 = NX + 2
  K3 = NX + 3
  K4 = NX + 4
  K5 = NX + 5
  K6 = NC + NIC
  K7 = NC + 1
  K8 = NC + NIC
  K9 = K8 + 1
  N = NX - NC
  N1 = N + 1
  IF N1 >= 3 THEN GOTO 50
```

```

N1 = 3
N = 2
50 N2 = N + 2
N3 = N + 3
N4 = N + 4
N5 = N + 5
N6 = N + 6
N7 = N + 7
N8 = N + 8
XN = N
XNX = NX
XN1 = N1
R1A# = .5# * (SQR(5#) - 1#)
R2A# = R1A# * R1A#
R3A# = R2A# * R1A#
L5 = NX + 5
L6 = NX + 6
L7 = NX + 7
L8 = NX + 8
L9 = NX + 9
ICONT = 1
NCONT = 1
PRINT " НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ"
PRINT #1, "      НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ"
FOR J = 1 TO NX
  PRINT " X("; J; ") = "; X#(J)
  PRINT #1, "      X("; J; ") = "; X#(J)
NEXT J
FDIFER# = 2# * (NC + 1) * STEP0#
FOLD# = FDIFER#
IN = N1
CALL SUMR
SR#(N1) = SQR(SEQ#)
PRINT " FDIFER ="; FDIFER#, " SR(N1) ="; SR#(N1)
PRINT #1, "      FDIFER ="; FDIFER#, " SR(N1) ="; SR#(N1)
IF SR#(N1) < FDIFER# THEN GOTO 341
CALL WRIT
INF = N1
STEP0# = .05# * FDIFER#
CALL FEAS
PRINT " SR(INF) ="; SR#(INF)
PRINT #1, "      SR(INF) ="; SR#(INF)
IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
341 PRINT "*****"
PRINT #1, "*****"
PRINT " HOMEП СЧЕТА:"; ICONT, " FDIFER ="; FDIFER#
PRINT #1, "      HOMEП СЧЕТА:"; ICONT, "FDIFER ="; FDIFER#
CALL WRIT
FTER# = R#(K9)
STEP1# = STEP0# * (SQR(XNX + 1#) + XNX - 1#) / (XNX * SQR(2#))
STEP2# = STEP0# * (SQR(XNX + 1#) - 1#) / (XNX * SQR(2#))
ETA# = (STEP1# + (XNX - 1#) * STEP2#) / (XNX + 1#)
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X#(J) - ETA#
NEXT J
CALL STAR
FOR I = 1 TO N1
  FOR J = 1 TO NX
    X2#(I, J) = X1#(I, J)
  NEXT J
NEXT I
FOR I = 1 TO N1
  IN = I
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(I, J)
  NEXT J
  CALL SUMR
  SR#(I) = SQR(SEQ#)
  IF SR#(I) < FDIFER# THEN GOTO 8
  CALL FEAS

```

```

        IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
8    CALL PROB(3)
        F#(I) = R#(K9)
    NEXT I
1000 STEP0# = .05# * FDIFER#
    ICONT = ICONT + 1
    FH# = F#(1)
    LHIGH = 1
    FOR I = 2 TO N1
        IF F#(I) < FH# THEN GOTO 166
        FH# = F#(I)
        LHIGH = I
166    NEXT I
41    FL# = F#(1)
    LOW = 1
    FOR I = 2 TO N1
        IF FL# < F#(I) THEN GOTO 177
        FL# = F#(I)
        LOW = I
177    NEXT I
    FOR J = 1 TO NX
        X#(J) = X2#(LOW, J)
    NEXT J
    IN = LOW
    CALL SUMR
    SR#(LOW) = SQR(SEQ#)
    IF SR#(LOW) < FDIFER# THEN GOTO 87
    INF = LOW
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
    CALL PROB(3)
    F#(LOW) = R#(K9)
    GOTO 41
87    FOR J = 1 TO NX
        SUM2# = 0#
        FOR I = 1 TO N1
            SUM2# = SUM2# + X2#(I, J)
        NEXT I
        X2#(N2, J) = 1# / XN * (SUM2# - X2#(LHIGH, J))
    NEXT J
    SUM2# = 0#
    FOR I = 1 TO N1
        FOR J = 1 TO NX
            SUM2# = SUM2# + (X2#(I, J) - X2#(N2, J)) ^ 2
        NEXT J
    NEXT I
    FDIFER# = (NC + 1) / XN1 * SQR(SUM2#)
    IF FDIFER# < FOLD# THEN GOTO 98
    FDIFER# = FOLD#
    GOTO 198
98    FOLD# = FDIFER#
198    FTER# = F#(LOW)
    PRINT "-----", FDIFER#
    NCONT = NCONT + 1
    IF NCONT < 4 * N1 THEN GOTO 37
    IF ICONT < 1500 THEN GOTO 337
    FOLD# = .5# * FOLD#
337    NCONT = 0
    PRINT "*****"
    PRINT #1, "*****"
    PRINT " HOMEPC4ETA: "; ICONT, " FDIFER = "; FDIFER#
    PRINT #1, "         HOMEPC4ETA: "; ICONT, "FDIFER = "; FDIFER#
    CALL WRIT
37    IF FDIFER# < CONVER# THEN GOTO 81
    IF LHIGH = 1 THEN GOTO 43
    FS# = F#(1)
    LSEC = 1
    GOTO 44
43    FS# = F#(2)
    LSEC = 2

```

```

44  FOR I = 1 TO N1
    IF LHIGH = I THEN GOTO 18
    IF F#(I) < FS# THEN GOTO 18
    FS# = F#(I)
    LSEC = I
18  NEXT I
    FOR J = 1 TO NX
        X2#(N3, J) = X2#(N2, J) + ALFA# * (X2#(N2, J) - X2#(LHIGH, J))
        X#(J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
    IN = N3
    CALL SUMR
    SR#(N3) = SQR(SEQL#)
    IF SR#(N3) < FDIFER# THEN GOTO 82
    INF = N3
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
82  CALL PROB(3)
    F#(N3) = R#(K9)
    IF F#(N3) < F#(LOW) THEN GOTO 84
    IF F#(N3) < F#(LSEC) THEN GOTO 92
    GOTO 60
92  FOR J = 1 TO NX
        X2#(LHIGH, J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
    SR#(LHIGH) = SR#(N3)
    F#(LHIGH) = F#(N3)
    GOTO 1000
84  FOR J = 1 TO NX
        X2#(N4, J) = X2#(N2, J) + GAMA# * (X2#(N3, J) - X2#(N2, J))
        X#(J) = X2#(N4, J)
    NEXT J
    IN = N4
    CALL SUMR
    SR#(N4) = SQR(SEQL#)
    IF SR#(N4) < FDIFER# THEN GOTO 25
    INF = N4
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
25  CALL PROB(3)
    F#(N4) = R#(K9)
    IF F#(LOW) < F#(N4) THEN GOTO 92
    FOR J = 1 TO NX
        X2#(LHIGH, J) = X2#(N4, J)
    NEXT J
    F#(LHIGH) = F#(N4)
    SR#(LHIGH) = SR#(N4)
    GOTO 1000
60  IF F#(N3) > F#(LHIGH) THEN GOTO 64
    FOR J = 1 TO NX
        X2#(LHIGH, J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
64  FOR J = 1 TO NX
        X2#(N4, J) = BETA# * X2#(LHIGH, J) + (1# - BETA#) * X2#(N2, J)
        X#(J) = X2#(N4, J)
    NEXT J
    IN = N4
    CALL SUMR
    SR#(N4) = SQR(SEQL#)
    IF SR#(N4) < FDIFER# THEN GOTO 67
    INF = N4
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
67  CALL PROB(3)
    F#(N4) = R#(K9)
    IF F#(LHIGH) > F#(N4) THEN GOTO 68
    FOR J = 1 TO NX
        FOR I = 1 TO N1
            X2#(I, J) = .5# * (X2#(I, J) + X2#(LOW, J))
        NEXT I

```

```

NEXT J
FOR I = 1 TO N1
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(I, J)
  NEXT J
  IN = I
  CALL SUMR
  SR#(I) = SQR(SEQ#)
  IF SR#(I) < FDIFER# THEN GOTO 72
  INF = I
  CALL FEAS
  IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
72  CALL PROB(3)
    F#(I) = R#(K9)
  NEXT I
  GOTO 1000
68  FOR J = 1 TO NX
    X2#(LHIGH, J) = X2#(N4, J)
  NEXT J
  SR#(LHIGH) = SR#(N4)
  F#(LHIGH) = F#(N4)
  GOTO 1000
81  PRINT "*****"
    PRINT #1, "*****"
    PRINT " HOMEР СЧЕТА: "; ICONT, " FDIFER = "; FDIFER#
    PRINT #1, "      HOMEР СЧЕТА: "; ICONT, "FDIFER = "; FDIFER#
    CALL WRIT
    PRINT "Процесс оптимизации завершен. Решение найдено"
    PRINT #1, "Процесс оптимизации завершен. Решение найдено"
    GOTO 10
80  PRINT "*****"
    PRINT #1, "*****"
    PRINT " HOMEР СЧЕТА: "; ICONT, " FDIFER = "; FDIFER#
    PRINT #1, "      HOMEР СЧЕТА: "; ICONT, "FDIFER = "; FDIFER#
    CALL WRIT
    PRINT "Процесс оптимизации не завершен. Решение не найдено"
    PRINT #1, "Процесс оптимизации не завершен. Решение не найдено"
    'SOUND 440, 18
    SLEEP 30
    GOTO 10
9999 PRINT "-----STOP-----"
    PRINT #1, "-----STOP-----"
    'SOUND 110, 12
    CLOSE
    END

SUB FEAS
ALFA# = 1#: BETA# = .5#: GAMA# = 2#
XNX = NX
ICONT = 0
LCHEK = 0
ICHEK = 0
250 CALL STAR
  FOR I = 1 TO K1
    FOR J = 1 TO NX
      X#(J) = X1#(I, J)
    NEXT J
    IN = I
    CALL SUMR
  NEXT I
28  SUMH# = SUM#(1)
  INDEX = 1
  FOR I = 2 TO K1
    IF SUM#(I) <= SUMH# THEN GOTO 7
    SUMH# = SUM#(I)
    INDEX = I
7  NEXT I
  SUML# = SUM#(1)
  KOUNT = 1
  FOR I = 2 TO K1

```

```

    IF SUML# <= SUM#(I) THEN GOTO 888
    SUML# = SUM#(I)
    KOUNT = I
888 NEXT I
    FOR J = 1 TO NX
        SUM2# = 0#
        FOR I = 1 TO K1
            SUM2# = SUM2# + X1#(I, J)
        NEXT I
        X1#(K2, J) = 1# / XNX * (SUM2# - X1#(INDEX, J))
        X1#(K3, J) = 2# * X1#(K2, J) - X1#(INDEX, J)
        X#(J) = X1#(K3, J)
    NEXT J
    IN = K3
    CALL SUMR
    IF SUM#(K3) < SUML# THEN GOTO 11
    IF INDEX = 1 THEN GOTO 38
    SUMS# = SUM#(1)
    GOTO 39
38 SUMS# = SUM#(2)
39 FOR I = 1 TO K1
    IF (INDEX - I) = 0 THEN GOTO 12
    IF SUM#(I) <= SUMS# THEN GOTO 12
    SUMS# = SUM#(I)
12 NEXT I
    IF SUM#(K3) > SUMS# THEN GOTO 13
    GOTO 14
11 FOR J = 1 TO NX
    X1#(K4, J) = X1#(K2, J) + 2# * (X1#(K3, J) - X1#(K2, J))
    X#(J) = X1#(K4, J)
NEXT J
IN = K4
CALL SUMR
IF SUM#(K4) < SUML# THEN GOTO 16
GOTO 14
13 IF SUM#(K3) > SUMH# THEN GOTO 170
FOR J = 1 TO NX
    X1#(INDEX, J) = X1#(K3, J)
NEXT J
170 FOR J = 1 TO NX
    X1#(K4, J) = .5# * (X1#(INDEX, J) + X1#(K2, J))
    X#(J) = X1#(K4, J)
NEXT J
IN = K4
CALL SUMR
IF SUMH# > SUM#(K4) THEN GOTO 601
FOR J = 1 TO NX
    FOR I = 1 TO K1
        X1#(I, J) = .5# * (X1#(I, J) + X1#(KOUNT, J))
    NEXT I
NEXT J
FOR I = 1 TO K1
    FOR J = 1 TO NX
        X#(J) = X1#(I, J)
    NEXT J
    IN = I
    CALL SUMR
NEXT I
555 SUML# = SUM#(1)
    KOUNT = 1
    FOR I = 2 TO K1
        IF SUML# < SUM#(I) THEN GOTO 233
        SUML# = SUM#(I)
        KOUNT = I
233 NEXT I
    SR#(INF) = SQR(SUM#(KOUNT))
    FOR J = 1 TO NX
        X#(J) = X1#(KOUNT, J)
    NEXT J
    GOTO 26

```

```

601 FOR J = 1 TO NX
    X1#(INDEX, J) = X1#(K4, J)
NEXT J
SUM#(INDEX) = SUM#(K4)
GOTO 555
16 FOR J = 1 TO NX
    X1#(INDEX, J) = X1#(K4, J)
    X#(J) = X1#(INDEX, J)
NEXT J
SUM#(INDEX) = SUM#(K4)
SR#(INF) = SQR(SUM#(K4))
GOTO 26
14 FOR J = 1 TO NX
    X1#(INDEX, J) = X1#(K3, J)
    X#(J) = X1#(INDEX, J)
NEXT J
SUM#(INDEX) = SUM#(K3)
SR#(INF) = SQR(SUM#(K3))
26 ICONT = ICONT + 1
FOR J = 1 TO NX
    X2#(INF, J) = X#(J)
NEXT J
IF ICONT < (2 * K1) THEN GOTO 500
ICONT = 0
FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X1#(K2, J)
NEXT J
IN = K2
CALL SUMR
DIFER# = 0#
FOR I = 1 TO K1
    DIFER# = DIFER# + (SUM#(I) - SUM#(K2)) ^ 2
NEXT I
DIFER# = 1# / (K7 * XNX) * SQR(DIFER#)
IF DIFER# > 1E-14 THEN GOTO 500
IN = K1
STEP0# = 20# * FDIFER#
CALL SUMR
SR#(INF) = SQR(SEQL#)
FOR J = 1 TO NX
    X1#(K1, J) = X#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
    FACTOR# = 1#
    X#(J) = X1#(K1, J) + FACTOR# * STEP0#
    X1#(L9, J) = X#(J)
    IN = L9
    CALL SUMR
    X#(J) = X1#(K1, J) - FACTOR# * STEP0#
    X1#(L5, J) = X#(J)
    IN = L5
    CALL SUMR
56 IF SUM#(L9) < SUM#(K1) THEN GOTO 54
IF SUM#(L5) < SUM#(K1) THEN GOTO 55
GOTO 97
54 X1#(L5, J) = X1#(K1, J)
SUM#(L5) = SUM#(K1)
X1#(K1, J) = X1#(L9, J)
SUM#(K1) = SUM#(L9)
FACTOR# = FACTOR# + 1#
X#(J) = X1#(K1, J) + FACTOR# * STEP0#
IN = L9
CALL SUMR
GOTO 56
55 X1#(L9, J) = X1#(K1, J)
SUM#(L9) = SUM#(K1)
X1#(K1, J) = X1#(L5, J)
SUM#(K1) = SUM#(L5)
FACTOR# = FACTOR# + 1#
X#(J) = X1#(K1, J) - FACTOR# * STEP0#

```

```

IN = L5
CALL SUMR
GOTO 56
97  H#(J) = X1#(L9, J) - X1#(L5, J)
    X1#(L6, J) = X1#(L5, J) + H#(J) * R1A#
    X#(J) = X1#(L6, J)
    IN = L6
    CALL SUMR
    X1#(L7, J) = X1#(L5, J) + H#(J) * R2A#
    X#(J) = X1#(L7, J)
    IN = L7
    CALL SUMR
    IF SUM#(L6) > SUM#(L7) THEN GOTO 688
    X1#(L8, J) = X1#(L5, J) + (1# - R3A#) * H#(J)
    X1#(L5, J) = X1#(L7, J)
    X#(J) = X1#(L8, J)
    IN = L8
    CALL SUMR
    IF SUM#(L8) > SUM#(L6) THEN GOTO 76
    X1#(L5, J) = X1#(L6, J)
    SUM#(L5) = SUM#(L6)
    GOTO 75
76  X1#(L9, J) = X1#(L8, J)
    SUM#(L9) = SUM#(L8)
    GOTO 75
688 X1#(L9, J) = X1#(L6, J)
    X1#(L8, J) = X1#(L5, J) + R3A# * H#(J)
    X#(J) = X1#(L8, J)
    IN = L8
    CALL SUMR
    STEP0# = SIZE#
    SUM#(L9) = SUM#(L6)
    IF SUM#(L7) > SUM#(L8) THEN GOTO 71
    X1#(L5, J) = X1#(L8, J)
    SUM#(L5) = SUM#(L8)
    GOTO 75
71  X1#(L9, J) = X1#(L7, J)
    SUM#(L9) = SUM#(L7)
75  IF ABS(X1#(L9, J) - X1#(L5, J)) > .01# * FDIFER# THEN GOTO 97
    X1#(K1, J) = X1#(L7, J)
    X#(J) = X1#(L7, J)
    SUM#(K1) = SUM#(L5)
    SR#(INF) = SQR(SUM#(K1))
    IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 760
NEXT J
ICHEK = ICHEK + 1
STEP0# = FDIFER#
IF ICHEK <= 2 THEN GOTO 250
FOLD# = 1E-12
PRINT " ПОДПРОГРАММА FEAS"
PRINT #1, "      ПОДПРОГРАММА FEAS"
FOR J = 1 TO NX
  PRINT X#(J)
  PRINT #1, "      "; X#(J)
NEXT J
PRINT " FDIFER =", FDIFER#, " SR(INF) =", SR#(INF)
PRINT #1, "      FDIFER =", FDIFER#, " SR(INF) =", SR#(INF)
GOTO 46
760 FOR J = 1 TO NX
    X2#(INF, J) = X1#(K1, J)
    X#(J) = X1#(K1, J)
NEXT J
500 IF SR#(INF) > FDIFER# THEN GOTO 28
    IF SR#(INF) > 0# THEN GOTO 35
    CALL PROB(3)
    FINT# = R#(K9)
    FOR J = 1 TO NX
      X#(J) = X2#(INF, J)
    NEXT J
    CALL PROB(2)

```

```

FOR J = K7 TO K8
  R1#(J) = R#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X1#(KOUNT, J)
NEXT J
CALL PROB(2)
FOR J = K7 TO K8
  R3#(J) = R#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
  H#(J) = X1#(KOUNT, J) - X2#(INF, J)
  X#(J) = X2#(INF, J) + .5# * H#(J)
NEXT J
CALL PROB(2)
FLG#(1) = 0#
FLG#(2) = 0#
FLG#(3) = 0#
FOR J = K7 TO K8
  IF R3#(J) >= 0 THEN GOTO 404
  FLG#(1) = FLG#(1) + R1#(J) * R1#(J)
  FLG#(2) = FLG#(2) + R#(J) * R#(J)
  FLG#(3) = FLG#(3) + R3#(J) * R3#(J)
404 NEXT J
SR#(INF) = SQR(FLG#(1))
IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 35
ALFA1# = FLG#(1) - 2# * FLG#(2) + FLG#(3)
BETA1# = 3# * FLG#(1) - 4# * FLG#(2) + FLG#(3)
RATIO# = BETA1# / (4# * ALFA1#)
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X2#(INF, J) + H#(J) * RATIO#
NEXT J
IN = INF
CALL SUMR
SR#(INF) = SQR(SEQ#)
IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 465
FOR I = 1 TO 20
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X#(J) - .05# * H#(J)
  NEXT J
  CALL SUMR
  SR#(INF) = SQR(SEQ#)
  IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 465
NEXT I
465 CALL PROB(3)
IF FINT# > R#(K9) THEN GOTO 46
SR#(INF) = 0#
GOTO 35
46 FOR J = 1 TO NX
  X2#(INF, J) = X#(J)
NEXT J
35 FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X2#(INF, J)
NEXT J
END SUB

SUB PROB (INQ)
FI = X#(1): HG = X#(2): DG = X#(3): WG = X#(4): LG = X#(5)
' Введите
' Температура материального цилиндра, град
TZ = 80
' температура входа резиновой смеси в материальный цилиндр, град
T0 = 50
' Реологические константы
' Мера консистенности, Па*с^pm
MU = 600000
' Индекс течения
pm = .2
' Перепад давления по длине червяка, Па
dP = 2.5E+07

```

```

' Плотность перерабатываемого материала, кг/м^3
RO = 1200
' Теплоёмкость перерабатываемого материала, Дж/(кг*град)
C = 2300
' Теплопроводность перерабатываемого материала, Вт/(м*град)
LA = .22
' Зазор между стенкой мат. цилиндра и витком червяка, м
d1 = .0005
' Плотность материала червяка, кг/м^3;
ROO1 = 7850
' Модуль упругости материала червяка, Па;
EE1 = 2E+11
' Допускаемое напряжение материала червяка, Па;
SIG = 3E+08
' Допускаемое прогиб червяка, м;
Fdop = .0005
' Ограничения на:
' заданную производительность машины, кг/ч;
Qch = 10
Q = Qch / RO / 3600
' заданный перепад температуры рез. смеси по длине червяка, град;
dT = 40
' величину критерия Бейли, долях %;
JBGR = .02

IF HG < 0 THEN HG = .00000001#
IF DG < 0 THEN DG = .00000001#
IF WG < 0 THEN WG = .00000001#
e1 = .1 * DG: t1 = 3.14 * DG * TAN(FI * 3.14 / 180)
CS = COS(FI * 3.1416 / 180)
SN = SIN(FI * 3.1416 / 180)
W1 = (t1 - e1) * CS
hb = HG / W1
Fg = .19191 + .81888 * EXP(-hb)
Fp = .0614 + .9504 * EXP(-hb)
Q# = W1 * HG * 3.14 * DG * WG * CS * Fg / 2
4 REM "Расчёт температуры выхода экструдата T(Z)"
Ts# = T0
5 'AL = 175 - .833333 * Ts#
AL = 100
KA = AL * HG / LA: b2 = .005
'PRINT W1
A = 2 * AL * W1 / (RO * C * Q#)
T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts#) * (1 + (EXP(-A * X#(5)) - 1) / (A *
LG))
' PRINT "T#="; T#
Ts1# = T# + (TZ - T0) * (EXP(-A * LG) - 1) / (A * LG)
IF ABS((Ts1# - T#) / Ts1#) * 100 <= 2 THEN 23 ELSE 19
19 'PRINT "Ts1#="; Ts1#; T#
Ts# = Ts1#: GOTO 5
23 T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD# = T# - (MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + TZ) * EXP(-A * LG)
'PRINT "TD#="; TD#; KA
REM "Расчёт коэффициента неизотермичности EE"
AN = 0: ak = LG / SN: KP = 16: E3 = .01: N11 = 10
31 H = (ak - AN) / N11: X1 = AN: S = 0
32 X2 = X1 + H: X3 = (X1 + X2) / 2
IF X2 > ak THEN 47
X5 = X1: GOTO 51
33 F1 = TD1
X5 = X3: GOTO 52
34 F2 = TD1
X5 = X2: GOTO 53
36 F3 = TD1
I0 = (H / 6) * (F1 + F2 + 4 * F3)
S = S + I0: X1 = X2
GOTO 32
47 N11 = N11 * 2
I22 = S
' PRINT "I11="; I11; "I2="; I22; N11

```

```

IF ABS(I11 - I22) <= E3 * KP THEN 49 ELSE 48
48 I11 = I22: GOTO 31
49 EE = I22 / ak
'PRINT FI; HG; DG; WG; LG
GOTO 57
51 T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD1# = T# - (MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + TZ) * EXP(-A * X5)
TD1 = EXP(-b2 * TD1#)
GOTO 33
52 T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD1# = T# - (MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + TZ) * EXP(-A * X5)
TD1 = EXP(-b2 * TD1#)
GOTO 34
53 T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD1# = T# - (MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + TZ) * EXP(-A * X5)
TD1 = EXP(-b2 * TD1#)
GOTO 36
57 Q1 = W1 * HG * 3.14 * DG * WG * CS * Fg / 2
Q2 = W1 * HG ^ (2 + pm) * Fp * dP * SN / (12 * MU * (3.14 * DG * WG) ^ (pm - 1) * LG * EE)
Q1# = Q1 - Q2
IF ABS(Q1# - Q#) / Q# * 100 <= 1 THEN 59 ELSE 58
58 Q# = Q1#: GOTO 5
59 REM "Расчёт критерия Бейли JB"
TAU = (W1 * HG / SN * LG) / Q# / 60
dTAU = 1 / 60
TAUS1 = -16.17806: TAUS2 = 3131360
61 JB0 = 0: XT5 = LG * dTAU / TAU
FOR X5 = 0 TO LG STEP XT5
T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TDZ# = T# - (MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + TZ) * EXP(-A * X5)
TDZK# = TDZ# + 273.15
TAUS = (TAUS1 + TAUS2 / TDZK# ^ 2) ^ 2
JB = JB0 + dTAU / TAUS: JB0 = JB
NEXT X5
EPS = ABS((JB - JB1) / JB) * 100
'PRINT JB1; JB; dTAU; EPS
IF EPS < 1 THEN 63 ELSE 62
62 JB1 = JB: dTAU = dTAU / 1.5: GOTO 61
63 'PRINT "TAU="; TAU; "JB="; JB; XT5
REM "Расчёт червяка на прочность, жёсткость и устойчивость"
MKR = 9.55 * R#(16) / (WG * 60)
PP1 = 3.14 * DG ^ 2 / 4 * dP
""
ALL1 = .3: MUU1 = 2
FF1 = 3.14 * DG ^ 2 / 4 * (1 - ALL1 ^ 2)
JJ1 = 3.14 * DG ^ 4 / 64 * (1 - ALL1 ^ 4)
LAA1 = MUU1 * LG / DG * SQR(1 + ALL1 ^ 2) / 4
WR = 3.14 * DG ^ 3 * (1 - ALL1 ^ 4) / 16
TAUmax = MKR / WR
MIZmax = ROO1 * FF1 * LG ^ 2 / 2 * 10
Wh0 = 3.14 * DG ^ 3 * (1 - ALL1 ^ 4) / 32
SIGekv = SQR((PP1 / FF1 + MIZmax / Wh0) ^ 2 + 4 * TAUmax ^ 2)
Fmax1 = ROO1 * FF1 * LG ^ 4 / (8 * EE1 * JJ1)
KK1 = SQR(PP1 / (EE1 * JJ1))
AA1 = ROO1 * FF1 * (LG - (SIN(KK1 * LG)) / KK1) / (KK1 * COS(KK1 * LG))
Fmax01 = (ROO1 * FF1 / KK1 ^ 2 * (1 / KK1 ^ 2 + LG ^ 2 / 2)) / (EE1 * JJ1)
Fmax02 = (1 / KK1 * (ROO1 * FF1 / KK1 ^ 3 + AA1 * LG) * COS(KK1 * LG)) / (EE1 * JJ1)
Fmax03 = (1 / KK1 ^ 2 * (ROO1 * FF1 * LG / KK1 - AA1) * SIN(KK1 * LG)) / (EE1 * JJ1)
Fmax2 = Fmax01 - Fmax02 - Fmax03
IF LAA1 > 90 THEN Fprog = Fmax2 ELSE Fprog = Fmax1

99 IF INQ = 2 THEN GOTO 100
IF INQ = 3 THEN GOTO 200
R#(1) = (1 - Q# / Q)
R#(2) = (1 - (TD# - T0) / dT)
CLS
'Расчёт технологической мощности
N1 = MU * W1 * (3.14 * DG * WG) ^ (1 + pm) / HG ^ pm * (4 * SN ^ 2 + CS ^ 2) * LG * EE / SN
N2 = 3.14 * DG * WG * CS / 2 * W1 * HG * dP
N3 = (3.14 * DG * WG) ^ (pm + 1) * MU * e1 * LG / TAN(FI * 3.1416 / 180) / d1 ^ pm * EXP(-b2 * TZ)

```

```

R#(16) = N1 + N2 + N3
PRINT "Ждите! Идёт процесс оптимизации"
PRINT "Q="; Q# * RO * 3600; " кг/ч "
PRINT "Q#="; Q#; " м^3/с "; "N="; R#(16); " Вт "
PRINT "dT="; (TD# - T0); " град "; "JB="; JB
PRINT "FI="; FI; " град "; "H="; HG; " м "; "D="; DG; " м "
PRINT "W="; WG; " об/с "; "L="; LG; " м "; "SIGekv="; SIGekv; " Па "
PRINT "Fprog="; Fprog; " м "
PRINT #1, "Ждите! Идёт процесс оптимизации"
PRINT #1, "Q="; Q# * RO * 3600; " кг/ч "
PRINT #1, "Q#="; Q#; " м^3/с "; "N="; R#(16); " Вт "
PRINT #1, "dT="; (TD# - T0); " град "; "JB="; JB
PRINT #1, "FI="; FI; " град "; "H="; HG; " м "; "D="; DG; " м "
PRINT #1, "W="; WG; " об/с "; "L="; LG; " м "; "SIGekv="; SIGekv; " Па "
PRINT #1, "Fprog="; Fprog; " м "
GOTO 300
100 'Проверка условий в виде неравенств
R#(3) = FI / 16 - 1
R#(4) = 1 - FI / 21
R#(5) = (HG / .003 - 1)
R#(6) = (1 - HG / .007)
R#(7) = (DG / .032 - 1)
R#(8) = (1 - DG / .09)
R#(9) = (WG / .2 - 1)
R#(10) = 1 - WG / 1.5
R#(11) = LG / .2 - 1
R#(12) = 1 - LG / 1
R#(13) = 1 - JB / JBGR
R#(14) = 1 - SIGekv / SIG
R#(15) = 1 - Fprog / Fdop
GOTO 300
200 'Расчёт технологической мощности
CS = COS(FI * 3.1416 / 180)
SN = SIN(FI * 3.1416 / 180)
N1 = MU * W1 * (3.14 * DG * WG) ^ (1 + pm) / HG ^ pm * (4 * SN ^ 2 + CS ^ 2) * LG * EE / SN
N2 = 3.14 * DG * WG * CS / 2 * W1 * HG * dP
N3 = (3.14 * DG * WG) ^ (pm + 1) * MU * e1 * LG / TAN(FI * 3.1416 / 180) / d1 ^ pm * EXP(-b2 * TZ)
R#(16) = N1 + N2 + N3
300 X#(1) = FI: X#(2) = HG: X#(3) = DG: X#(4) = WG: X#(5) = LG

END SUB

SUB STAR
VN = NX
STEP1# = STEP0# / (VN * SQR(2#)) * (SQR(VN + 1#) + VN - 1#)
STEP2# = STEP0# / (VN * SQR(2#)) * (SQR(VN + 1#) - 1#)
FOR J = 1 TO NX
  A#(1, J) = 0#
NEXT J
FOR I = 2 TO K1
  FOR J = 1 TO NX
    A#(I, J) = STEP2#
  NEXT J
  L = I - 1
  A#(I, L) = STEP1#
NEXT I
FOR I = 1 TO K1
  FOR J = 1 TO NX
    X1#(I, J) = X#(J) + A#(I, J)
  NEXT J
NEXT I
END SUB

SUB SUMR
SUM#(IN) = 0#
CALL PROB(2)
SEQL# = 0#
IF NIC = 0 THEN GOTO 444
FOR J = K7 TO K8
  IF R#(J) >= 0# THEN GOTO 111

```

```

      SEQL# = SEQL# + R#(J) * R#(J)
111 NEXT J
444 IF NC = 0 THEN GOTO 313
      CALL PROB(1)
      FOR J = 1 TO NC
          SEQL# = SEQL# + R#(J) * R#(J)
      NEXT J
313 SUM#(IN) = SEQL#
      END SUB

SUB WRIT
CALL PROB(3)
'PRINT " ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = "; R#(K9)
'PRINT #1, "      ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = "; R#(K9)
FOR J = 1 TO NX
  'PRINT " ВЕКТОР: X("; J; ") = "; X#(J)
  'PRINT #1, "      ВЕКТОР: X("; J; ") = "; X#(J)
NEXT J
IF NC = 0 THEN GOTO 6
CALL PROB(1)
FOR J = 1 TO NC
  'PRINT " H("; J; ") = "; R#(J)
  'PRINT #1, "      H("; J; ") = "; R#(J)
NEXT J
6 IF NIC = 0 THEN GOTO 503
CALL PROB(2)
FOR J = K7 TO K6
  'PRINT " G("; J; ") = "; R#(J)
  'PRINT #1, "      G("; J; ") = "; R#(J)
NEXT J
503 END SUB

```

Результаты работы программы 2

<<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>

```

      ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: 5
      ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : 2
      2).НЕРАВЕНСТВ: 13
      ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: .003
      ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: .01
      НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ
      X( 1 ) = 17
      X( 2 ) = 3.199999919161201D-03
      X( 3 ) = 3.200000151991844D-02
      X( 4 ) = 1
      X( 5 ) = .3199999928474426
Ждите! Идёт процесс оптимизации
Q= 15.67058381169772 кг/ч
Q#= 3.62744995641151D-06 м^3/с N= 2552.716094970703 Вт
dT= 65.7027666150552 град JB= 7.689912E-03
FI= 17 град H= .0032 м D= .032 м
W= 1 об/с L= .32 м SIGekv= 2.839436E+07 Па
Fprog= 7.374678E-07 м
      FDIFER = .018 SR(N1) = .857000804187722
*****
      НОМЕР СЧЕТА: 32      FDIFER = 6.05873242985999D-04
Ждите! Идёт процесс оптимизации
Q= 9.989245450015005 кг/ч
Q#= 2.312325335651622D-06 м^3/с N= 1071.376182556152 Вт
dT= 40.0723210375764 град JB= 4.814901E-03
FI= 16.99884 град H= 4.098358E-03 м D= 2.461335E-02 м
W= .9107461 об/с L= .232872 м SIGekv= 1.320404E+08 Па
Fprog= 3.495995E-07 м
Процесс оптимизации завершен. Решение найдено
-----STOP-----

```

**ПРОГРАММА РАСЧЕТА ОПТИМАЛЬНЫХ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ
ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ ПРИ
УСЛОВИИ МИНИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ
МОЩНОСТИ И ЗАДАННОМ КАЧЕСТВЕ ЭКСТРУДАТА**

Б л о к 1. Начало

Б л о к 2. Ввод исходных данных: $\sigma, \rho, dP, d, \varphi_0, H_0, D_0, W_0, L_0, \varphi^*, H^*, D^*, W^*, L^*, \varphi^*, H^*, D^*, W^*, L^*, e_0, E, dx, \mu, n$.

Б л о к 3. Расчет коэффициентов прямого и обратного потоков: F_α, F_β , производительности шнековой машины, коэффициента F_z , критерия Бейли, шнека на прочность и жесткость, технологической мощности.

Б л о к 4. Расчет промежуточных значений.

Б л о к 5. Проверка выполнения условия равенства расчетных значений температуры выхода смеси и суммарной величины сдвига заданным.

Б л о к 6. Проверка выполнения условия неравенства на границы изменения варьируемых параметров.

Б л о к 7. Проверка минимального значения технологической мощности N .

Б л о к 8. Вывод результатов процесса оптимизации: $\varphi, h, D, \omega, L, N$.

Б л о к 9. Конец.

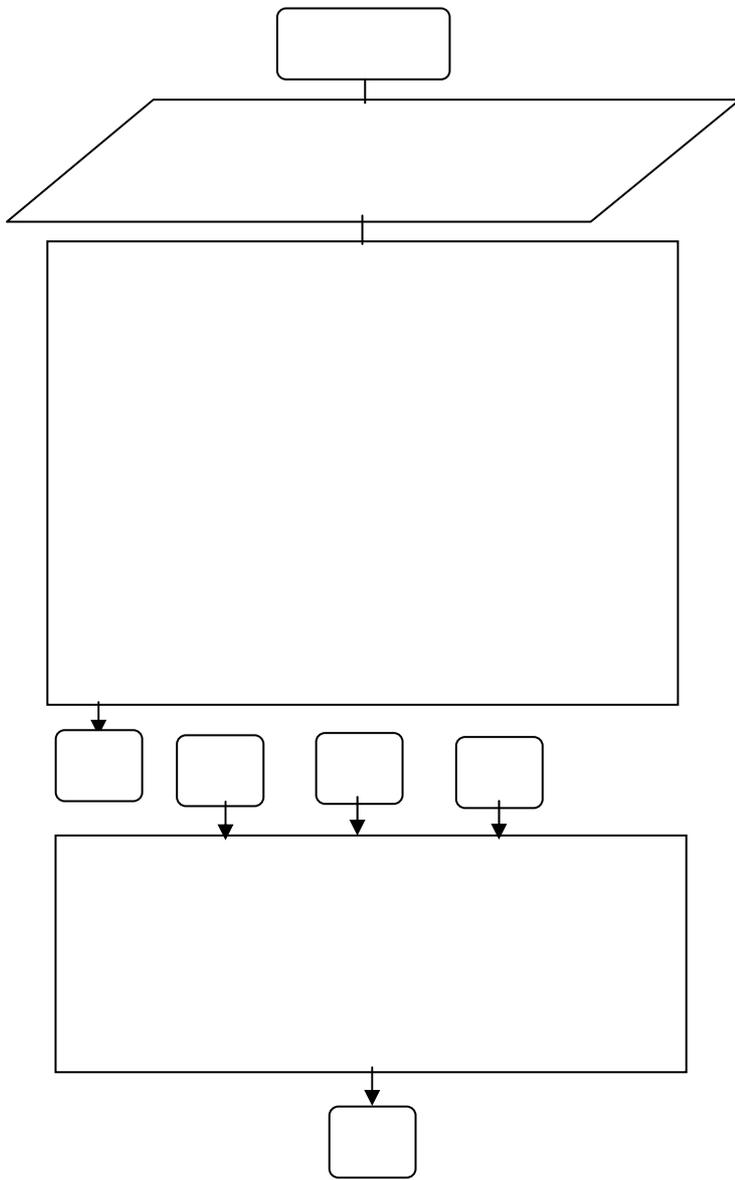


Рис. Д. Блок-схема алгоритма расчета оптимальных технологических параметров процесса и конструктивных размеров оборудования экструзии резиновых смесей при заданном качестве экструдата и минимальной технологической мощности

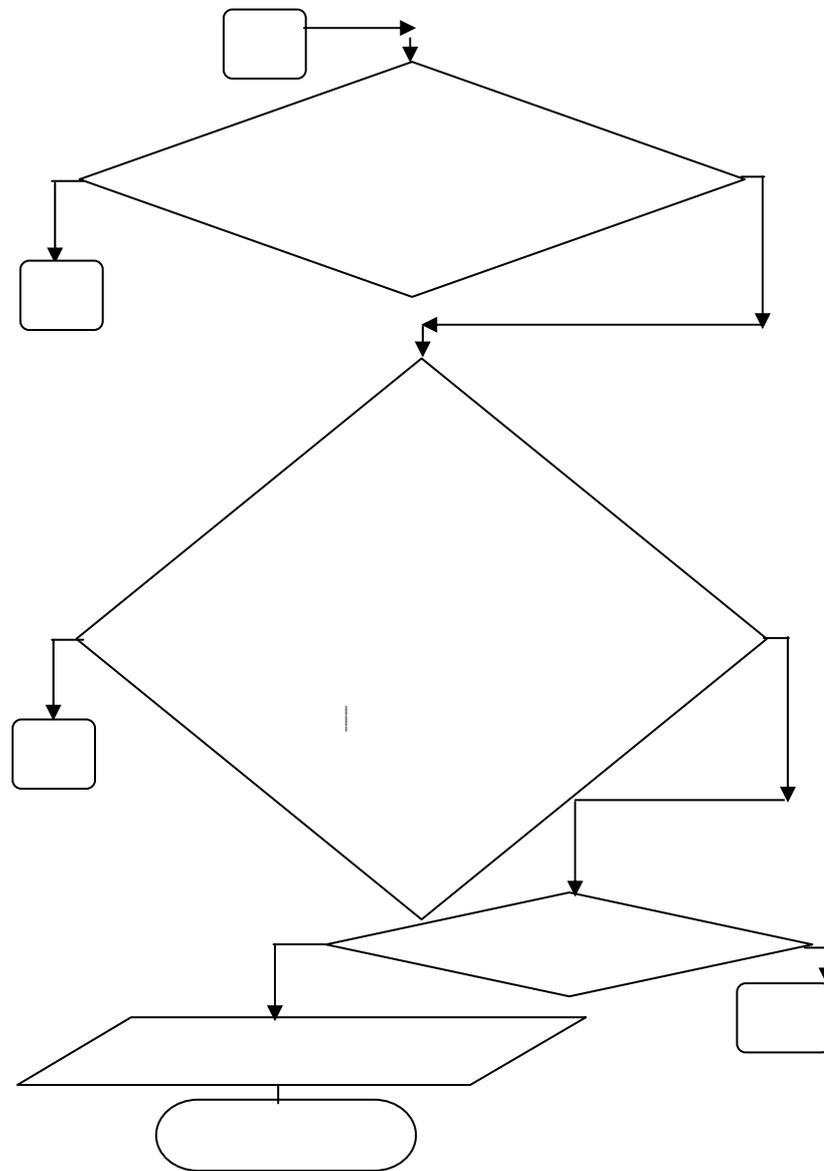


Рис. Д. Продолжение

Д. Идентификаторы к программе 3

| Наименование величин | бо зна че ни е | Обозначение в программе (иден тификаторы) |
|---|----------------------------|---|
| 1. Диаметр шнека, м | | D |
| 2. Диаметр осевого отвер стия шнека, м | | d_1 |
| 3. Длина нарезной части шнека, м | | L |
| 4. Коэффициент прямого потока | α | F_g |
| 5. Коэффициент обратного потока | F_β | F_p |
| 6. Температура выхода ре зиновой смеси, град | см.в ых | Tz |
| 7. Температура входа рези новой смеси, град | см.в х | T0 |
| 8. Функции ограничения | i | R(i) |

| | | |
|---|-----------|-----------------------|
| 9. Общее число переменных | x | N_x |
| 10. Общее число ограниче- ний в виде равенств | c | N_c |
| 11. Общее число ограниче- ний в виде неравенств | ic | N_{ic} |
| 12. Осевое усилие, Н | $ос$ | P₁ |
| 13. Производительность шнековой машины, м ³ /с | | Q |
| 14. Ширина винтового ка- нала шнека, м | | W₁ |
| 15. Угол наклона винтовой нарезки шнека, град | | FI |
| 16. Глубина винтового ка- нала шнека, м | | H |
| 17. Распределение давления по длине вала, Па | P | DP |
| 18. Плотность резиновой смеси, кг/м ³ | | RO |
| 19. Касательное напряже- ние, Па | (x) | TAU |
| 20. Модуль упругости 1 ро- да, Па | | E |
| 21. Допускаемое напряже- ние, Па | $\sigma]$ | SIG |
| 22. Допускаемый прогиб, м | $И]$ | WDOP |
| 23. Суммарная величина сдвига | | GAM1 |
| 24. Заданное значение сум- марной величины сдвига | $зад$ | GAMdop |
| 25. Плотность материала шнека, кг/м ³ | 1 | RO1 |
| 26. Критерий Бейли | | JB |
| 27. Изгибающий момент, Н · м | $и$ | Miz |
| 28. Крутящий момент, Н · м | $кр$ | MKR |
| 29. Эквивалентное напря- жение, Па | $эkv$ | SIGEKV |
| 30. Технологическая мощ- ность, Вт | | N |
| 31. Угловая скорость шнека, c^{-1} | | W |
| 32. Максимальный прогиб шнека, м | max | fmax |

ПРОГРАММА 3

РАСЧЕТ ОПТИМАЛЬНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ
ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ
ПРИ УСЛОВИИ МИНИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ МОЩНОСТИ И
ЗАДАННОМ КАЧЕСТВЕ ЭКСТРУДАТА

```

'
' OPTISCRG.BAS
' Минимизация целевой функции методом скользящего допуска
' Расчет оптимальных технологических и конструктивных параметров
' процесса экструзии резиновых смесей при условии минимизации технологической мощности и заданном качестве экструдата
дата
DECLARE SUB FEAS ()
DECLARE SUB STAR ()
DECLARE SUB WRIT ()
DECLARE SUB SUMR ()
DECLARE SUB PROB (INQ)
DIM SHARED X$(50), X1$(50, 50), X2$(50, 50), R$(100), R1$(100), R2$(100), R3$(100), SUM$(50), F$(50), SR$(50),
ROLD$(100), H$(50), FLG$(10), A$(50, 50)
COMMON SHARED NX, NC, NIC, STEP0#, ALFA#, BETA#, GAMA#, IN, INF, FDIFER#, SEQL#, K1, K2, K3, K4, K5, K6,
K7, K8, K9, FOLD#, L5, L6, L7, L8, L9, R1A#, R2A#, R3A#
OPEN "OPTISCRE.res" FOR OUTPUT AS #1
PRINT #1, "          N, Q"
PRINT "-----"
PRINT #1, "-----"
FDIFER# = 1#
NX = 5      'общее число переменных
NC = 3      'общее число ограничений в виде равенств
NIC = 13    'общее число ограничений в виде неравенств
SIZE# = .003# 'опред. размер деформ. многогранника
CONVER# = .01# 'используется для окончания поиска
ALFA# = 1#
BETA# = .5#
GAMA# = 2#
10 STEP0# = SIZE#
'Введите начальные значения варьируемых параметров
X$(1) = 17 ' (угол наклона нарезки червяка, град)
X$(2) = .003 ' (глубина винтового канала червяка, м)
X$(3) = .032 ' (наружный диаметр червяка, м)
X$(4) = .6 ' (число оборотов червяка, об/с)
X$(5) = .32 ' (длина нарезной части червяка, м)
'Нажмите F2, для входа в подпрограмму и ввода постоянных расчетов
IF FDIFER# < CONVER# THEN GOTO 9999
PRINT " <<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>"
PRINT #1, " <<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>"
PRINT "-----"
PRINT #1, "-----"
PRINT " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: "; NX
PRINT #1, " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: "; NX
PRINT " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : "; NC
PRINT #1, " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : "; NC
PRINT " 2).НЕРАВЕНСТВ: "; NIC
PRINT #1, " 2).НЕРАВЕНСТВ: "; NIC
PRINT " ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: "; SIZE#
PRINT #1, " ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: "; SIZE#
PRINT " ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: "; CONVER#
PRINT #1, " ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: "; CONVER#
K1 = NX + 1
K2 = NX + 2
K3 = NX + 3
K4 = NX + 4
K5 = NX + 5
K6 = NC + NIC
K7 = NC + 1
K8 = NC + NIC
K9 = K8 + 1
N = NX - NC
N1 = N + 1
IF N1 >= 3 THEN GOTO 50
N1 = 3

```

```

N = 2
50  N2 = N + 2
    N3 = N + 3
    N4 = N + 4
    N5 = N + 5
    N6 = N + 6
    N7 = N + 7
    N8 = N + 8
    XN = N
    XNX = NX
    XN1 = N1
    R1A# = .5# * (SQR(5#) - 1#)
    R2A# = R1A# * R1A#
    R3A# = R2A# * R1A#
    L5 = NX + 5
    L6 = NX + 6
    L7 = NX + 7
    L8 = NX + 8
    L9 = NX + 9
    ICONT = 1
    NCONT = 1
    PRINT " НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ"
    PRINT #1, "      НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ"
    FOR J = 1 TO NX
        PRINT " X("; J; ") = "; X#(J)
        PRINT #1, "      X("; J; ") = "; X#(J)
    NEXT J
    FDIFER# = 2# * (NC + 1) * STEP0#
    FOLD# = FDIFER#
    IN = N1
    CALL SUMR
    SR#(N1) = SQR(SEQ#)
    PRINT " FDIFER ="; FDIFER#, " SR(N1) ="; SR#(N1)
    PRINT #1, "      FDIFER ="; FDIFER#, " SR(N1) ="; SR#(N1)
    IF SR#(N1) < FDIFER# THEN GOTO 341
    CALL WRIT
    INF = N1
    STEP0# = .05# * FDIFER#
    CALL FEAS
    PRINT " SR(INF) ="; SR#(INF)
    PRINT #1, "      SR(INF) ="; SR#(INF)
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
341 PRINT "*****"
    PRINT #1, "*****"
    PRINT " HOME# СЧЕТА: "; ICONT, " FDIFER ="; FDIFER#
    PRINT #1, "      HOME# СЧЕТА: "; ICONT, "FDIFER ="; FDIFER#
    CALL WRIT
    FTER# = R#(K9)
    STEP1# = STEP0# * (SQR(XNX + 1#) + XNX - 1#) / (XNX * SQR(2#))
    STEP2# = STEP0# * (SQR(XNX + 1#) - 1#) / (XNX * SQR(2#))
    ETA# = (STEP1# + (XNX - 1#) * STEP2#) / (XNX + 1#)
    FOR J = 1 TO NX
        X#(J) = X#(J) - ETA#
    NEXT J
    CALL STAR
    FOR I = 1 TO N1
        FOR J = 1 TO NX
            X2#(I, J) = X1#(I, J)
        NEXT J
    NEXT I
    FOR I = 1 TO N1
        IN = I
        FOR J = 1 TO NX
            X#(J) = X2#(I, J)
        NEXT J
        CALL SUMR
        SR#(I) = SQR(SEQ#)
        IF SR#(I) < FDIFER# THEN GOTO 8
        CALL FEAS
        IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80

```

```

8   CALL PROB(3)
    F#(I) = R#(K9)
    NEXT I
1000 STEP0# = .05# * FDIFER#
    ICONT = ICONT + 1
    FH# = F#(1)
    LHIGH = 1
    FOR I = 2 TO N1
        IF F#(I) < FH# THEN GOTO 166
        FH# = F#(I)
        LHIGH = I
166  NEXT I
41  FL# = F#(1)
    LOW = 1
    FOR I = 2 TO N1
        IF FL# < F#(I) THEN GOTO 177
        FL# = F#(I)
        LOW = I
177  NEXT I
    FOR J = 1 TO NX
        X#(J) = X2#(LOW, J)
    NEXT J
    IN = LOW
    CALL SUMR
    SR#(LOW) = SQR(SEQ#)
    IF SR#(LOW) < FDIFER# THEN GOTO 87
    INF = LOW
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
    CALL PROB(3)
    F#(LOW) = R#(K9)
    GOTO 41
87  FOR J = 1 TO NX
    SUM2# = 0#
    FOR I = 1 TO N1
        SUM2# = SUM2# + X2#(I, J)
    NEXT I
    X2#(N2, J) = 1# / XN * (SUM2# - X2#(LHIGH, J))
    NEXT J
    SUM2# = 0#
    FOR I = 1 TO N1
        FOR J = 1 TO NX
            SUM2# = SUM2# + (X2#(I, J) - X2#(N2, J)) ^ 2
        NEXT J
    NEXT I
    FDIFER# = (NC + 1) / XN1 * SQR(SUM2#)
    IF FDIFER# < FOLD# THEN GOTO 98
    FDIFER# = FOLD#
    GOTO 198
98  FOLD# = FDIFER#
198  FTER# = F#(LOW)
    PRINT "-----", FDIFER#
    NCONT = NCONT + 1
    IF NCONT < 4 * N1 THEN GOTO 37
    IF ICONT < 1500 THEN GOTO 337
    FOLD# = .5# * FOLD#
337  NCONT = 0
    PRINT "*****"
    PRINT #1, "*****"
    PRINT " HOMEPC4ETA: "; ICONT, " FDIFER = "; FDIFER#
    PRINT #1, "      HOMEPC4ETA: "; ICONT, "FDIFER = "; FDIFER#
    CALL WRIT
37  IF FDIFER# < CONVER# THEN GOTO 81
    IF LHIGH = 1 THEN GOTO 43
    FS# = F#(1)
    LSEC = 1
    GOTO 44
43  FS# = F#(2)
    LSEC = 2
44  FOR I = 1 TO N1

```

```

    IF LHIGH = I THEN GOTO 18
    IF F#(I) < FS# THEN GOTO 18
    FS# = F#(I)
    LSEC = I
18  NEXT I
    FOR J = 1 TO NX
        X2#(N3, J) = X2#(N2, J) + ALFA# * (X2#(N2, J) - X2#(LHIGH, J))
        X#(J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
    IN = N3
    CALL SUMR
    SR#(N3) = SQR(SEQL#)
    IF SR#(N3) < FDIFER# THEN GOTO 82
    INF = N3
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
82  CALL PROB(3)
    F#(N3) = R#(K9)
    IF F#(N3) < F#(LOW) THEN GOTO 84
    IF F#(N3) < F#(LSEC) THEN GOTO 92
    GOTO 60
92  FOR J = 1 TO NX
        X2#(LHIGH, J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
    SR#(LHIGH) = SR#(N3)
    F#(LHIGH) = F#(N3)
    GOTO 1000
84  FOR J = 1 TO NX
        X2#(N4, J) = X2#(N2, J) + GAMA# * (X2#(N3, J) - X2#(N2, J))
        X#(J) = X2#(N4, J)
    NEXT J
    IN = N4
    CALL SUMR
    SR#(N4) = SQR(SEQL#)
    IF SR#(N4) < FDIFER# THEN GOTO 25
    INF = N4
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
25  CALL PROB(3)
    F#(N4) = R#(K9)
    IF F#(LOW) < F#(N4) THEN GOTO 92
    FOR J = 1 TO NX
        X2#(LHIGH, J) = X2#(N4, J)
    NEXT J
    F#(LHIGH) = F#(N4)
    SR#(LHIGH) = SR#(N4)
    GOTO 1000
60  IF F#(N3) > F#(LHIGH) THEN GOTO 64
    FOR J = 1 TO NX
        X2#(LHIGH, J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
64  FOR J = 1 TO NX
        X2#(N4, J) = BETA# * X2#(LHIGH, J) + (1# - BETA#) * X2#(N2, J)
        X#(J) = X2#(N4, J)
    NEXT J
    IN = N4
    CALL SUMR
    SR#(N4) = SQR(SEQL#)
    IF SR#(N4) < FDIFER# THEN GOTO 67
    INF = N4
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
67  CALL PROB(3)
    F#(N4) = R#(K9)
    IF F#(LHIGH) > F#(N4) THEN GOTO 68
    FOR J = 1 TO NX
        FOR I = 1 TO N1
            X2#(I, J) = .5# * (X2#(I, J) + X2#(LOW, J))
        NEXT I
    NEXT J

```

```

FOR I = 1 TO N1
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(I, J)
  NEXT J
  IN = I
  CALL SUMR
  SR#(I) = SQR(SEQ#)
  IF SR#(I) < FDIFER# THEN GOTO 72
  INF = I
  CALL FEAS
  IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
72  CALL PROB(3)
    F#(I) = R#(K9)
  NEXT I
  GOTO 1000
68  FOR J = 1 TO NX
    X2#(LHIGH, J) = X2#(N4, J)
  NEXT J
  SR#(LHIGH) = SR#(N4)
  F#(LHIGH) = F#(N4)
  GOTO 1000
81  PRINT "*****"
  PRINT #1, "*****"
  PRINT " HOMEР СЧЕТА: "; ICONT, " FDIFER = "; FDIFER#
  PRINT #1, "      HOMEР СЧЕТА: "; ICONT, "FDIFER = "; FDIFER#
  CALL WRIT
  PRINT "Процесс оптимизации завершен. Решение найдено"
  PRINT #1, "Процесс оптимизации завершен. Решение найдено"
  GOTO 10
80  PRINT "*****"
  PRINT #1, "*****"
  PRINT " HOMEР СЧЕТА: "; ICONT, " FDIFER = "; FDIFER#
  PRINT #1, "      HOMEР СЧЕТА: "; ICONT, "FDIFER = "; FDIFER#
  CALL WRIT
  PRINT "Процесс оптимизации не завершен. Решение не найдено"
  PRINT #1, "Процесс оптимизации не завершен. Решение не найдено"
  'SOUND 440, 18
  SLEEP 30
  GOTO 10
9999 PRINT "-----STOP-----"
  PRINT #1, "-----STOP-----"
  'SOUND 110, 12
  CLOSE
  END

SUB FEAS
ALFA# = 1#: BETA# = .5#: GAMA# = 2#
XNX = NX
ICONT = 0
LCHEK = 0
ICHEK = 0
250 CALL STAR
  FOR I = 1 TO K1
    FOR J = 1 TO NX
      X#(J) = X1#(I, J)
    NEXT J
    IN = I
    CALL SUMR
  NEXT I
28  SUMH# = SUM#(1)
  INDEX = 1
  FOR I = 2 TO K1
    IF SUM#(I) <= SUMH# THEN GOTO 7
    SUMH# = SUM#(I)
    INDEX = I
7  NEXT I
  SUML# = SUM#(1)
  KOUNT = 1
  FOR I = 2 TO K1
    IF SUML# <= SUM#(I) THEN GOTO 888

```

```

        SUML# = SUM#(I)
        KOUNT = 1
888 NEXT I
    FOR J = 1 TO NX
        SUM2# = 0#
        FOR I = 1 TO K1
            SUM2# = SUM2# + X1#(I, J)
        NEXT I
        X1#(K2, J) = 1# / XNX * (SUM2# - X1#(INDEX, J))
        X1#(K3, J) = 2# * X1#(K2, J) - X1#(INDEX, J)
        X#(J) = X1#(K3, J)
    NEXT J
    IN = K3
    CALL SUMR
    IF SUM#(K3) < SUML# THEN GOTO 11
    IF INDEX = 1 THEN GOTO 38
    SUMS# = SUM#(1)
    GOTO 39
38  SUMS# = SUM#(2)
39  FOR I = 1 TO K1
        IF (INDEX - I) = 0 THEN GOTO 12
        IF SUM#(I) <= SUMS# THEN GOTO 12
        SUMS# = SUM#(I)
12  NEXT I
    IF SUM#(K3) > SUMS# THEN GOTO 13
    GOTO 14
11  FOR J = 1 TO NX
        X1#(K4, J) = X1#(K2, J) + 2# * (X1#(K3, J) - X1#(K2, J))
        X#(J) = X1#(K4, J)
    NEXT J
    IN = K4
    CALL SUMR
    IF SUM#(K4) < SUML# THEN GOTO 16
    GOTO 14
13  IF SUM#(K3) > SUMH# THEN GOTO 170
    FOR J = 1 TO NX
        X1#(INDEX, J) = X1#(K3, J)
    NEXT J
170 FOR J = 1 TO NX
        X1#(K4, J) = .5# * (X1#(INDEX, J) + X1#(K2, J))
        X#(J) = X1#(K4, J)
    NEXT J
    IN = K4
    CALL SUMR
    IF SUMH# > SUM#(K4) THEN GOTO 601
    FOR J = 1 TO NX
        FOR I = 1 TO K1
            X1#(I, J) = .5# * (X1#(I, J) + X1#(KOUNT, J))
        NEXT I
    NEXT J
    FOR I = 1 TO K1
        FOR J = 1 TO NX
            X#(J) = X1#(I, J)
        NEXT J
        IN = I
        CALL SUMR
    NEXT I
555 SUML# = SUM#(1)
    KOUNT = 1
    FOR I = 2 TO K1
        IF SUML# < SUM#(I) THEN GOTO 233
        SUML# = SUM#(I)
        KOUNT = I
233 NEXT I
    SR#(INF) = SQR(SUM#(KOUNT))
    FOR J = 1 TO NX
        X#(J) = X1#(KOUNT, J)
    NEXT J
    GOTO 26
601 FOR J = 1 TO NX

```

```

    X1#(INDEX, J) = X1#(K4, J)
NEXT J
SUM#(INDEX) = SUM#(K4)
GOTO 555
16 FOR J = 1 TO NX
    X1#(INDEX, J) = X1#(K4, J)
    X#(J) = X1#(INDEX, J)
NEXT J
SUM#(INDEX) = SUM#(K4)
SR#(INF) = SQR(SUM#(K4))
GOTO 26
14 FOR J = 1 TO NX
    X1#(INDEX, J) = X1#(K3, J)
    X#(J) = X1#(INDEX, J)
NEXT J
SUM#(INDEX) = SUM#(K3)
SR#(INF) = SQR(SUM#(K3))
26 ICONT = ICONT + 1
FOR J = 1 TO NX
    X2#(INF, J) = X#(J)
NEXT J
IF ICONT < (2 * K1) THEN GOTO 500
ICONT = 0
FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X1#(K2, J)
NEXT J
IN = K2
CALL SUMR
DIFER# = 0#
FOR I = 1 TO K1
    DIFER# = DIFER# + (SUM#(I) - SUM#(K2)) ^ 2
NEXT I
DIFER# = 1# / (K7 * XNX) * SQR(DIFER#)
IF DIFER# > 1E-14 THEN GOTO 500
IN = K1
STEP0# = 20# * FDIFER#
CALL SUMR
SR#(INF) = SQR(SEQL#)
FOR J = 1 TO NX
    X1#(K1, J) = X#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
    FACTOR# = 1#
    X#(J) = X1#(K1, J) + FACTOR# * STEP0#
    X1#(L9, J) = X#(J)
    IN = L9
    CALL SUMR
    X#(J) = X1#(K1, J) - FACTOR# * STEP0#
    X1#(L5, J) = X#(J)
    IN = L5
    CALL SUMR
56 IF SUM#(L9) < SUM#(K1) THEN GOTO 54
IF SUM#(L5) < SUM#(K1) THEN GOTO 55
GOTO 97
54 X1#(L5, J) = X1#(K1, J)
SUM#(L5) = SUM#(K1)
X1#(K1, J) = X1#(L9, J)
SUM#(K1) = SUM#(L9)
FACTOR# = FACTOR# + 1#
X#(J) = X1#(K1, J) + FACTOR# * STEP0#
IN = L9
CALL SUMR
GOTO 56
55 X1#(L9, J) = X1#(K1, J)
SUM#(L9) = SUM#(K1)
X1#(K1, J) = X1#(L5, J)
SUM#(K1) = SUM#(L5)
FACTOR# = FACTOR# + 1#
X#(J) = X1#(K1, J) - FACTOR# * STEP0#
IN = L5

```

```

CALL SUMR
GOTO 56
97  H#(J) = X1#(L9, J) - X1#(L5, J)
    X1#(L6, J) = X1#(L5, J) + H#(J) * R1A#
    X#(J) = X1#(L6, J)
    IN = L6
    CALL SUMR
    X1#(L7, J) = X1#(L5, J) + H#(J) * R2A#
    X#(J) = X1#(L7, J)
    IN = L7
    CALL SUMR
    IF SUM#(L6) > SUM#(L7) THEN GOTO 688
    X1#(L8, J) = X1#(L5, J) + (1# - R3A#) * H#(J)
    X1#(L5, J) = X1#(L7, J)
    X#(J) = X1#(L8, J)
    IN = L8
    CALL SUMR
    IF SUM#(L8) > SUM#(L6) THEN GOTO 76
    X1#(L5, J) = X1#(L6, J)
    SUM#(L5) = SUM#(L6)
    GOTO 75
76  X1#(L9, J) = X1#(L8, J)
    SUM#(L9) = SUM#(L8)
    GOTO 75
688 X1#(L9, J) = X1#(L6, J)
    X1#(L8, J) = X1#(L5, J) + R3A# * H#(J)
    X#(J) = X1#(L8, J)
    IN = L8
    CALL SUMR
    STEP0# = SIZE#
    SUM#(L9) = SUM#(L6)
    IF SUM#(L7) > SUM#(L8) THEN GOTO 71
    X1#(L5, J) = X1#(L8, J)
    SUM#(L5) = SUM#(L8)
    GOTO 75
71  X1#(L9, J) = X1#(L7, J)
    SUM#(L9) = SUM#(L7)
75  IF ABS(X1#(L9, J) - X1#(L5, J)) > .01# * FDIFER# THEN GOTO 97
    X1#(K1, J) = X1#(L7, J)
    X#(J) = X1#(L7, J)
    SUM#(K1) = SUM#(L5)
    SR#(INF) = SQR(SUM#(K1))
    IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 760
NEXT J
ICHEK = ICHEK + 1
STEP0# = FDIFER#
IF ICHEK <= 2 THEN GOTO 250
FOLD# = 1E-12
PRINT " ПОДПРОГРАММА FEAS"
PRINT #1, "      ПОДПРОГРАММА FEAS"
FOR J = 1 TO NX
  PRINT X#(J)
  PRINT #1, "      "; X#(J)
NEXT J
PRINT " FDIFER ="; FDIFER#, " SR(INF) ="; SR#(INF)
PRINT #1, "      FDIFER ="; FDIFER#, " SR(INF) ="; SR#(INF)
GOTO 46
760 FOR J = 1 TO NX
    X2#(INF, J) = X1#(K1, J)
    X#(J) = X1#(K1, J)
NEXT J
500 IF SR#(INF) > FDIFER# THEN GOTO 28
    IF SR#(INF) > 0# THEN GOTO 35
    CALL PROB(3)
    FINT# = R#(K9)
    FOR J = 1 TO NX
      X#(J) = X2#(INF, J)
    NEXT J
    CALL PROB(2)
    FOR J = K7 TO K8

```

```

    R1#(J) = R#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X1#(KOUNT, J)
NEXT J
CALL PROB(2)
FOR J = K7 TO K8
    R3#(J) = R#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
    H#(J) = X1#(KOUNT, J) - X2#(INF, J)
    X#(J) = X2#(INF, J) + .5# * H#(J)
NEXT J
CALL PROB(2)
FLG#(1) = 0#
FLG#(2) = 0#
FLG#(3) = 0#
FOR J = K7 TO K8
    IF R3#(J) >= 0 THEN GOTO 404
    FLG#(1) = FLG#(1) + R1#(J) * R1#(J)
    FLG#(2) = FLG#(2) + R#(J) * R#(J)
    FLG#(3) = FLG#(3) + R3#(J) * R3#(J)
404 NEXT J
SR#(INF) = SQR(FLG#(1))
IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 35
ALFA1# = FLG#(1) - 2# * FLG#(2) + FLG#(3)
BETA1# = 3# * FLG#(1) - 4# * FLG#(2) + FLG#(3)
RATIO# = BETA1# / (4# * ALFA1#)
FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(INF, J) + H#(J) * RATIO#
NEXT J
IN = INF
CALL SUMR
SR#(INF) = SQR(SEQ#)
IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 465
FOR I = 1 TO 20
    FOR J = 1 TO NX
        X#(J) = X#(J) - .05# * H#(J)
    NEXT J
    CALL SUMR
    SR#(INF) = SQR(SEQ#)
    IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 465
NEXT I
465 CALL PROB(3)
IF FIN# > R#(K9) THEN GOTO 46
SR#(INF) = 0#
GOTO 35
46 FOR J = 1 TO NX
    X2#(INF, J) = X#(J)
NEXT J
35 FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(INF, J)
NEXT J
END SUB

SUB PROB (INQ)
FI = X#(1): HG = X#(2): DG = X#(3): WG = X#(4): LG = X#(5)
' Введите
' Температура материального цилиндра, град
TZ = 75
' температура входа резиновой смеси в материальный цилиндр, град
T0 = 50
' Реологические константы
' Мера консистенности, Па*с^pm
MU = 600000
' Индекс течения
pm = .2
' Перепад давления по длине шнека, Па
dP = 2E+07
' Плотность перерабатываемого материала, кг/м^3

```

```

RO = 1200
' Теплоемкость перерабатываемого материала, Дж/(кг*град)
C = 2300
' Теплопроводность перерабатываемого материала, Вт/(м*град)
LA = .22
' Зазор между стенкой мат. цилиндра и витком шнека, м
d1 = .0005
' Плотность материала червяка, кг/м^3;
ROO1 = 7850
' Модуль упругости материала шнека, Па;
EE1 = 2E+11
' Допускаемое напряжение материала шнека, Па;
SIG = 3E+08
' Допускаемое прогиб шнека, м;
Fdop = .0005
' Ограничения на:
' заданную производительность машины, кг/ч;
Qch = 10
Q = Qch / RO / 3600
' заданный перепад температуры рез. смеси по длине шнека, град;
dT = 40
' величину критерия Бейли, долях %;
JBGR = .02
'на величину суммарного сдвига
GAMdop = 3450
IF HG < 0 THEN HG = .00000001#
IF DG < 0 THEN DG = .00000001#
IF WG < 0 THEN WG = .00000001#
e1 = .1 * DG; t1 = 3.14 * DG * TAN(FI * 3.14 / 180)
CS = COS(FI * 3.1416 / 180)
SN = SIN(FI * 3.1416 / 180)
W1 = (t1 - e1) * CS
hb = HG / W1
Fg = .19191 + .81888 * EXP(-hb)
Fp = .0614 + .9504 * EXP(-hb)
Q# = W1 * HG * 3.14 * DG * WG * CS * Fg / 2
4 REM "Расчет температуры выхода экструдата T(Z)"
Ts# = T0
5 'AL = 175 - .833333 * Ts#
AL = 100
KA = AL * HG / LA; b2 = .005
'PRINT W1
A = 2 * AL * W1 / (RO * C * Q#)
T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts#) * (1 + (EXP(-A * X#(5)) - 1) / (A *
LG))
' PRINT "T#="; T#
Ts1# = T# + (TZ - T0) * (EXP(-A * LG) - 1) / (A * LG)
IF ABS((Ts1# - T#) / Ts1#) * 100 <= 2 THEN 23 ELSE 19
19 'PRINT "Ts1#="; Ts1#; T#
Ts# = Ts1#; GOTO 5
23 T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD# = T# - (MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + TZ) * EXP(-A * LG)
'PRINT "TD#="; TD#; KA
REM "Расчет коэффициента неизотермичности EE"
AN = 0; ak = LG / SN; KP = 16; E3 = .01; N11 = 10
31 H = (ak - AN) / N11; X1 = AN; S = 0
32 X2 = X1 + H; X3 = (X1 + X2) / 2
IF X2 > ak THEN 47
X5 = X1; GOTO 51
33 F1 = TD1
X5 = X3; GOTO 52
34 F2 = TD1
X5 = X2; GOTO 53
36 F3 = TD1
I0 = (H / 6) * (F1 + F2 + 4 * F3)
S = S + I0; X1 = X2
GOTO 32
47 N11 = N11 * 2
I22 = S
' PRINT "I11="; I11; "I2="; I22; N11

```

```

IF ABS(I11 - I22) <= E3 * KP THEN 49 ELSE 48
48 I11 = I22: GOTO 31
49 EE = I22 / ak
'PRINT FI; HG; DG; WG; LG
GOTO 57
51 T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD1# = T# - (MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + TZ) * EXP(-A * X5)
TD1 = EXP(-b2 * TD1#)
GOTO 33
52 T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD1# = T# - (MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + TZ) * EXP(-A * X5)
TD1 = EXP(-b2 * TD1#)
GOTO 34
53 T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TD1# = T# - (MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + TZ) * EXP(-A * X5)
TD1 = EXP(-b2 * TD1#)
GOTO 36
57 Q1 = W1 * HG * 3.14 * DG * WG * CS * Fg / 2
Q2 = W1 * HG ^ (2 + pm) * Fp * dP * SN / (12 * MU * (3.14 * DG * WG) ^ (pm - 1) * LG * EE)
Q1# = Q1 - Q2
IF ABS(Q1# - Q#) / Q# * 100 <= 1 THEN 59 ELSE 58
58 Q# = Q1#: GOTO 5
59 REM "Расчет критерия Бейли JB"
TAU = (W1 * HG / SN * LG) / Q# / 60
GAMR1 = 3.14 * DG * WG * (1 / pm + 1) / HG
GAM1 = GAMR1 * TAU * 60
dTAU = 1 / 60
TAUS1 = -16.17806: TAUS2 = 3131360
61 JB0 = 0: XT5 = LG * dTAU / TAU
FOR X5 = 0 TO LG STEP XT5
T# = TZ + MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#)
TDZ# = T# - (MU * HG ^ 2 / (2 * KA * LA) * (3.14 * DG * WG / HG) ^ (pm + 1) * EXP(-b2 * Ts1#) - T0 + TZ) * EXP(-A * X5)
TDZK# = TDZ# + 273.15
TAUS = (TAUS1 + TAUS2 / TDZK# ^ 2) ^ 2
JB = JB0 + dTAU / TAUS: JB0 = JB
NEXT X5
EPS = ABS((JB - JB1) / JB) * 100
'PRINT JB1; JB; dTAU; EPS
IF EPS < 1 THEN 63 ELSE 62
62 JB1 = JB: dTAU = dTAU / 1.5: GOTO 61
63 'PRINT "TAU="; TAU; "JB="; JB; XT5
REM "Расчет шнека на прочность, жесткость и устойчивость"
MKR = 9.55 * R#(16) / (WG * 60)
PP1 = 3.14 * DG ^ 2 / 4 * dP
""
ALL1 = .3: MUU1 = 2
FF1 = 3.14 * DG ^ 2 / 4 * (1 - ALL1 ^ 2)
JJ1 = 3.14 * DG ^ 4 / 64 * (1 - ALL1 ^ 4)
LAA1 = MUU1 * LG / DG * SQR(1 + ALL1 ^ 2) / 4
WR = 3.14 * DG ^ 3 * (1 - ALL1 ^ 4) / 16
TAUmax = MKR / WR
MIZmax = ROO1 * FF1 * LG ^ 2 / 2 * 10
Wh0 = 3.14 * DG ^ 3 * (1 - ALL1 ^ 4) / 32
SIGekv = SQR((PP1 / FF1 + MIZmax / Wh0) ^ 2 + 4 * TAUmax ^ 2)
Fmax1 = ROO1 * FF1 * LG ^ 4 / (8 * EE1 * JJ1)
KK1 = SQR(PP1 / (EE1 * JJ1))
AA1 = ROO1 * FF1 * (LG - (SIN(KK1 * LG)) / KK1) / (KK1 * COS(KK1 * LG))
Fmax01 = (ROO1 * FF1 / KK1 ^ 2 * (1 / KK1 ^ 2 + LG ^ 2 / 2)) / (EE1 * JJ1)
Fmax02 = (1 / KK1 * (ROO1 * FF1 / KK1 ^ 3 + AA1 * LG) * COS(KK1 * LG)) / (EE1 * JJ1)
Fmax03 = (1 / KK1 ^ 2 * (ROO1 * FF1 * LG / KK1 - AA1) * SIN(KK1 * LG)) / (EE1 * JJ1)
Fmax2 = Fmax01 - Fmax02 - Fmax03
IF LAA1 > 90 THEN Fprog = Fmax2 ELSE Fprog = Fmax1

99 IF INQ = 2 THEN GOTO 100
IF INQ = 3 THEN GOTO 200
R#(1) = (1 - Q# / Q)
R#(2) = (1 - (TD# - T0) / dT)
R#(3) = (1 - (GAM1 / GAMdop) * 1)
CLS
'Расчет технологической мощности

```

```

N1 = MU * W1 * (3.14 * DG * WG) ^ (1 + pm) / HG ^ pm * (4 * SN ^ 2 + CS ^ 2) * LG * EE / SN
N2 = 3.14 * DG * WG * CS / 2 * W1 * HG * dP
N3 = (3.14 * DG * WG) ^ (pm + 1) * MU * e1 * LG / TAN(FI * 3.1416 / 180) / d1 ^ pm * EXP(-b2 * TZ)
R#(16) = N1 + N2 + N3
PRINT "Ждите! Идет процесс оптимизации"
PRINT "Q="; Q# * RO * 3600; " кг/ч "; "GAM="; GAM1
PRINT "Q#="; Q#; " м^3/с "; "N="; R#(16); " Вт "
PRINT "dT="; (TD# - T0); " град "; "JB="; JB
PRINT "FI="; FI; " град "; "H="; HG; " м "; "D="; DG; " м "
PRINT "W="; WG; " об/с "; "L="; LG; " м "; "SIGekv="; SIGekv; " Па "
PRINT "Fprog="; Fprog; " м "
PRINT #1, "Ждите! Идет процесс оптимизации"
PRINT #1, "Q="; Q# * RO * 3600; " кг/ч "; "GAM="; GAM1
PRINT #1, "Q#="; Q#; " м^3/с "; "N="; R#(16); " Вт "
PRINT #1, "dT="; (TD# - T0); " град "; "JB="; JB
PRINT #1, "FI="; FI; " град "; "H="; HG; " м "; "D="; DG; " м "
PRINT #1, "W="; WG; " об/с "; "L="; LG; " м "; "SIGekv="; SIGekv; " Па "
PRINT #1, "Fprog="; Fprog; " м "
GOTO 300
100 'Проверка условий в виде неравенств
R#(4) = FI / 16 - 1
R#(5) = 1 - FI / 21
R#(6) = (HG / .003 - 1)
R#(7) = (1 - HG / .007)
R#(8) = (DG / .03 - 1)
R#(9) = (1 - DG / .09)
R#(10) = (WG / .1 - 1)
R#(11) = (1 - WG / 1.5)
R#(12) = LG / .2 - 1
R#(13) = 1 - LG / 1
R#(14) = 1 - JB / JBGR
R#(15) = 1 - SIGekv / SIG
R#(16) = 1 - Fprog / Fdop
GOTO 300
200 'Расчет технологической мощности
CS = COS(FI * 3.1416 / 180)
SN = SIN(FI * 3.1416 / 180)
N1 = MU * W1 * (3.14 * DG * WG) ^ (1 + pm) / HG ^ pm * (4 * SN ^ 2 + CS ^ 2) * LG * EE / SN
N2 = 3.14 * DG * WG * CS / 2 * W1 * HG * dP
N3 = (3.14 * DG * WG) ^ (pm + 1) * MU * e1 * LG / TAN(FI * 3.1416 / 180) / d1 ^ pm * EXP(-b2 * TZ)
R#(17) = N1 + N2 + N3
300 X#(1) = FI: X#(2) = HG: X#(3) = DG: X#(4) = WG: X#(5) = LG

END SUB

SUB STAR
VN = NX
STEP1# = STEP0# / (VN * SQR(2#)) * (SQR(VN + 1#) + VN - 1#)
STEP2# = STEP0# / (VN * SQR(2#)) * (SQR(VN + 1#) - 1#)
FOR J = 1 TO NX
  A#(1, J) = 0#
NEXT J
FOR I = 2 TO K1
  FOR J = 1 TO NX
    A#(I, J) = STEP2#
  NEXT J
  L = I - 1
  A#(I, L) = STEP1#
NEXT I
FOR I = 1 TO K1
  FOR J = 1 TO NX
    X1#(I, J) = X#(J) + A#(I, J)
  NEXT J
NEXT I
END SUB

SUB SUMR
SUM#(IN) = 0#
CALL PROB(2)
SEQ# = 0#

```

```

IF NIC = 0 THEN GOTO 444
FOR J = K7 TO K8
  IF R#(J) >= 0# THEN GOTO 111
  SEQL# = SEQL# + R#(J) * R#(J)
111 NEXT J
444 IF NC = 0 THEN GOTO 313
  CALL PROB(1)
  FOR J = 1 TO NC
    SEQL# = SEQL# + R#(J) * R#(J)
  NEXT J
313 SUM#(IN) = SEQL#
  END SUB

SUB WRIT
CALL PROB(3)
'PRINT " ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = "; R#(K9)
'PRINT #1, "      ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = "; R#(K9)
FOR J = 1 TO NX
  'PRINT " ВЕКТОР: X("; J; ") = "; X#(J)
  'PRINT #1, "      ВЕКТОР: X("; J; ") = "; X#(J)
NEXT J
IF NC = 0 THEN GOTO 6
CALL PROB(1)
FOR J = 1 TO NC
  'PRINT " H("; J; ") : "; R#(J)
  'PRINT #1, "      H("; J; ") : "; R#(J)
NEXT J
6 IF NIC = 0 THEN GOTO 503
  CALL PROB(2)
  FOR J = K7 TO K6
    'PRINT " G("; J; ") : "; R#(J)
    'PRINT #1, "      G("; J; ") : "; R#(J)
  NEXT J
503 END SUB

```

Результаты работы программы 3

<<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>

```

-----
ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: 5
ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : 3
                               2).НЕРАВЕНСТВ: 13
ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: .003
ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: .01
НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ
X( 1 ) = 17
X( 2 ) = 3.000000026077032D-03
X( 3 ) = 3.200000151991844D-02
X( 4 ) = .6000000238418579
X( 5 ) = .3199999928474426

```

Ждите! Идет процесс оптимизации
Q= 8.91047626339514 кг/ч GAM= 5048.469
Q#= 2.062610246156282D-06 м³/с N= 1452.327011108398 Вт
dT= 62.16527083518412 град JB= 1.167453E-02
FI= 17 град H= .003 м D= .032 м
W= .6 об/с L= .32 м SIGekv= 2.290001E+07 Па
Fprog= 7.374678E-07 м
FDIFER = .024 SR(N1) = .7174034955390454

НОМЕР СЧЕТА: 2 FDIFER = 8.381973946497475D-04

Ждите! Идет процесс оптимизации
Q= 9.820940261988653 кг/ч GAM= 3418.813
Q#= 2.273365801386262D-06 м³/с N= 1121.288036346436 Вт
dT= 41.70574269086681 град JB= 8.140317E-03
FI= 16.63561 град H= 4.370651E-03 м D= 2.948779E-02 м
W= .5827073 об/с L= .2904083 м SIGekv= 2.280219E+07 Па
Fprog= 5.891075E-07 м

Процесс оптимизации завершен. Решение найдено

**Алгоритм программы минимизации массы шнека
с разрывными витками**

Б л о к 1. Начало.

Б л о к 2. Ввод исходных данных: σ , ρ , dP , D , d_0 , d_0^* , e_0 , h_0 , h^* , e_0 , e_0^* , h^* , d_0^* , e_0^* , E , μ , n .

Б л о к 3. Организация цикла по определению начала разрывных витков.

Б л о к 4. Проверка выполнения условия для расчета поперечной силы Q для шнека с разрывными витками по номеру витка, имеющего разрыв.

Б л о к 5. Расчет поперечной силы Q .

Б л о к 6. Расчет максимального эквивалентного напряжения $\sigma_{\text{экв}}$ в опасном сечении шнека с разрывными витками и максимального прогиба W .

Б л о к 7. Расчет массы конструкции шнека.

Б л о к 8. Проверка выполнения условия неравенства на границы изменения варьируемых параметров, прочности и жесткости материала шнека.

Б л о к 9. Проверка минимального значения массы шнека.

Б л о к 10. Вывод результатов процесса оптимизации: e , h , d_0 , $M(e, h, d_0)$.

Б л о к 11. Конец.

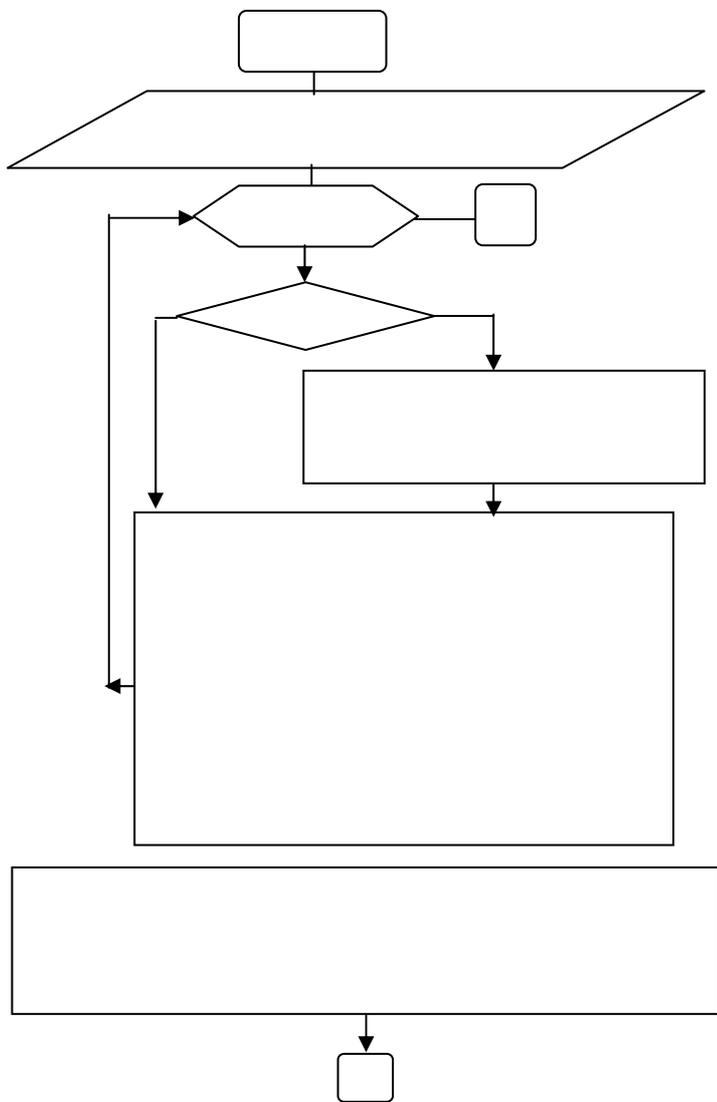


Рис. Е. Блок-схема алгоритма минимизации массы шнека с разрывными витками

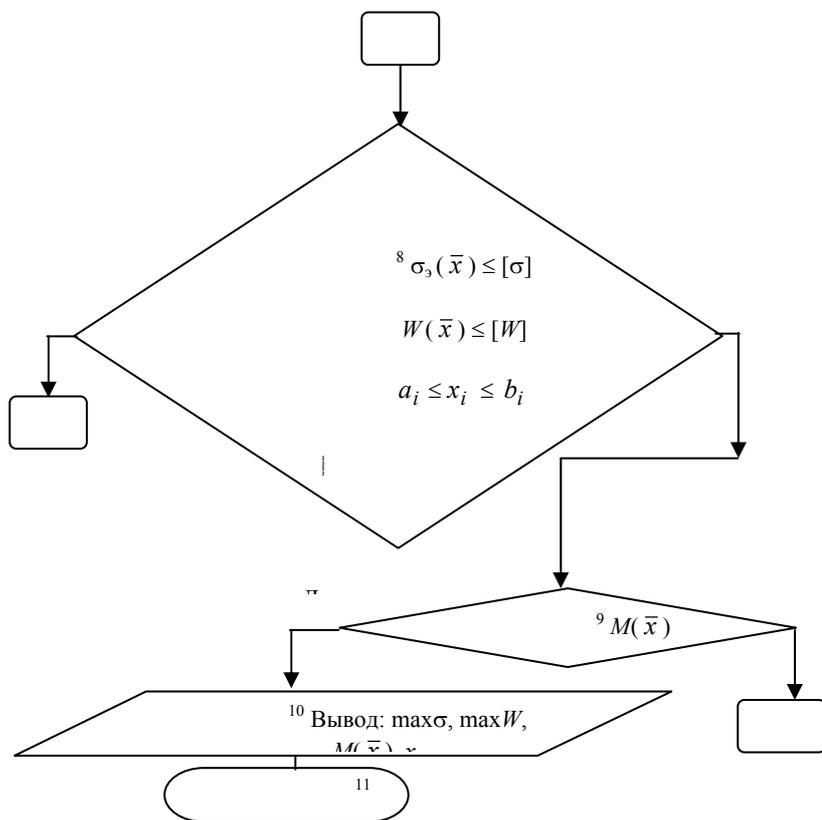


Рис. Е. Продолжение

Е. Идентификаторы к программе 4

| Наименование величин | бо зна че ни е | Обозначение в программе (иден- тификаторы) |
|---|----------------------------|--|
| 1. Радиус шнека, м | 1 | R1 |
| 2. Диаметр осевого отвер- стия шнека, м | 0 | d_1 |
| 3. Длина нарезной части шнека, м | | L |
| 4. Общее число переменных | x | Nx |
| 5. Общее число ограниче- ний в виде равенств | c | Nc |
| 6. Общее число ограниче- ний в виде неравенств | ic | Nic |
| 7. Осевое усилие, Н | ос | P1 |
| 8. Ширина винтового кана- ла шнека, м | | W1 |
| 9. Угол наклона винтовой нарезки шнека, град | | F1 |
| 10. Глубина винтового ка- нала шнека, м | | H |
| 11. Распределение давления по длине вала, Па | P | PP |
| 12. Касательное напряже- | | TAU |

| | | |
|---|-----------|--------|
| ние, Па | (x) | |
| 13. Модуль упругости 1 рода, Па | | E |
| 14. Допускаемое напряжение, Па | $\sigma]$ | SIGD |
| 15. Допускаемый прогиб, м | $W]$ | WDOP |
| 16. Плотность материала шнека, кг/м ³ | | RO |
| 17. Изгибающий момент, Н · м | и | Miz |
| 18. Крутящий момент, Н · м | кр | MKR |
| 19. Эквивалентное напряжение, Па | экв | SIGEKV |
| 20. Угловая скорость шнека, с ⁻¹ | | W |
| 21. Максимальный прогиб шнека, м | max | Wmax |
| 22. Число витков (от начала винтовой нарезки до начала разрыва) | | NNN |
| 23. Расстояние между подшипниками шнека, м | 0 | L0 |
| 24. Число витков | k | NK |

ПРОГРАММА 4

ПРОГРАММА МИНИМИЗАЦИИ МАССЫ КОНСТРУКЦИИ ШНЕКА
С РАЗРЫВНЫМИ ВИТКАМИ

*** MINMSCRE *****

'МИНИМИЗАЦИЯ ЦЕЛЕВОЙ ФУНКЦИИ МЕТОДОМ СКОЛЬЗЯЩЕГО ДОПУСКА *

* РАСЧЕТ МИНИМАЛЬНОЙ МАССЫ ШНЕКА *

```

DECLARE SUB FEAS ()
DECLARE SUB STAR ()
DECLARE SUB WRIT ()
DECLARE SUB SUMR ()
DECLARE SUB PROB (INQ!)
DIM SHARED X#(50), X1#(50, 50), X2#(50, 50), R#(100), R1#(100), R2#(100), R3#(100), SUM#(50), F#(50), SR#(50),
ROLD#(100), H#(50), FLG#(10), A#(50, 50)
COMMON SHARED KIK, NX, NC, NIC, STEP0#, ALFA#, BETA#, GAMA#, IN, INF, FDIFER#, SEQL#, K1, K2, K3, K4, K5,
K6, K7, K8, K9, FOLD#, L5, L6, L7, L8, L9, R1A#, R2A#, R3A#
OPEN "MINMSCRM.RES" FOR OUTPUT AS #1
PRINT #1, "    РАСЧЕТ МИНИМАЛЬНОЙ МАССЫ ШНЕКА С РАЗРЫВНЫМИ ВИТКАМИ"
PRINT "    РАСЧЕТ МИНИМАЛЬНОЙ МАССЫ ШНЕКА С РАЗРЫВНЫМИ ВИТКАМИ"
PRINT "-----"
PRINT #1, "    -----"
FDIFER# = 1#
NX = 3    'ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ
NC = 0    'ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ РАВЕНСТВ
NIC = 8    'ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ НЕРАВЕНСТВ
SIZE# = .5#    'ОПРЕД. РАЗМЕР ДЕФОРМ. МНОГОГРАННИКА
CONVER# = .01#    'ИСПОЛЬЗУЕТСЯ ДЛЯ ОКОНЧАНИЯ ПОИСКА
ALFA# = 3#
BETA# = .5#
GAMA# = 3#
10 STEP0# = SIZE#
X#(1) = .0025#    'КООРДИНАТЫ
X#(2) = .0031#    'СТАРТОВОЙ
X#(3) = .0069#    'ТОЧКИ
' CALL PROB(3)

```

```

PRINT "ДЛЯ ВВОДА ИСХОДНЫХ ДАННЫХ НАЖМИТЕ F2-И ВЫБЕРИТЕ ПОДПРОГРАММУ PROV"
IF FDIFER# < CONVER# THEN GOTO 9999
PRINT " <<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>"
PRINT #1, " <<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>"
PRINT "-----"
PRINT #1, "-----"
PRINT " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: "; NX
PRINT #1, " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: "; NX
PRINT " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : "; NC
PRINT #1, " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : "; NC
PRINT " 2).НЕРАВЕНСТВ: "; NIC
PRINT #1, " 2).НЕРАВЕНСТВ: "; NIC
PRINT " ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: "; SIZE#
PRINT #1, " ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: "; SIZE#
PRINT " ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: "; CONVER#
PRINT #1, " ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: "; CONVER#
K1 = NX + 1
K2 = NX + 2
K3 = NX + 3
K4 = NX + 4
K5 = NX + 5
K6 = NC + NIC
K7 = NC + 1
K8 = NC + NIC
K9 = K8 + 1
N = NX - NC
N1 = N + 1
IF N1 >= 3 THEN GOTO 50
N1 = 3
N = 2
50 N2 = N + 2
N3 = N + 3
N4 = N + 4
N5 = N + 5
N6 = N + 6
N7 = N + 7
N8 = N + 8
XN = N
XNX = NX
XN1 = N1
R1A# = .5# * (SQR(5#) - 1#)
R2A# = R1A# * R1A#
R3A# = R2A# * R1A#
L5 = NX + 5
L6 = NX + 6
L7 = NX + 7
L8 = NX + 8
L9 = NX + 9
ICONT = 1
NCONT = 1
PRINT " НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ"
PRINT #1, " НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ"
FOR J = 1 TO NX
PRINT " X("; J; ") = "; X#(J)
PRINT #1, " X("; J; ") = "; X#(J)
NEXT J
FDIFER# = 2# * (NC + 1) * STEP0#
FOLD# = FDIFER#
IN = N1
CALL SUMR
SR#(N1) = SQR(SEQ#)
PRINT " FDIFER ="; FDIFER#, " SR(N1) ="; SR#(N1)
PRINT #1, " FDIFER ="; FDIFER#, " SR(N1) ="; SR#(N1)
IF SR#(N1) < FDIFER# THEN GOTO 341
CALL WRIT
INF = N1
STEP0# = .05# * FDIFER#
CALL FEAS
PRINT " SR(INF) ="; SR#(INF)
PRINT #1, " SR(INF) ="; SR#(INF)

```

```

IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
341 PRINT "*****"
PRINT #1, " *****"
PRINT " HOMEPCETA: "; ICONT, " FDIFER = "; FDIFER#
PRINT #1, "   HOMEPCETA: "; ICONT, "FDIFER = "; FDIFER#
CALL WRIT
FTER# = R#(K9)
STEP1# = STEP0# * (SQR(XNX + 1#) + XNX - 1#) / (XNX * SQR(2#))
STEP2# = STEP0# * (SQR(XNX + 1#) - 1#) / (XNX * SQR(2#))
ETA# = (STEP1# + (XNX - 1#) * STEP2#) / (XNX + 1#)
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X#(J) - ETA#
NEXT J
CALL STAR
FOR I = 1 TO N1
  FOR J = 1 TO NX
    X2#(I, J) = X1#(I, J)
  NEXT J
NEXT I
FOR I = 1 TO N1
  IN = I
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(I, J)
  NEXT J
  CALL SUMR
  SR#(I) = SQR(SEQ#)
  IF SR#(I) < FDIFER# THEN GOTO 8
  CALL FEAS
  IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
8  CALL PROB(3)
  F#(I) = R#(K9)
NEXT I
1000
STEP0# = .05# * FDIFER#
ICONT = ICONT + 1
FH# = F#(1)
LHIGH = 1
FOR I = 2 TO N1
  IF F#(I) < FH# THEN GOTO 166
  FH# = F#(I)
  LHIGH = I
166 NEXT I
41 FL# = F#(1)
LOW = 1
FOR I = 2 TO N1
  IF FL# < F#(I) THEN GOTO 177
  FL# = F#(I)
  LOW = I
177 NEXT I
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X2#(LOW, J)
NEXT J
IN = LOW
CALL SUMR
SR#(LOW) = SQR(SEQ#)
IF SR#(LOW) < FDIFER# THEN GOTO 87
INF = LOW
CALL FEAS
IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
CALL PROB(3)
F#(LOW) = R#(K9)
GOTO 41
87 FOR J = 1 TO NX
  SUM2# = 0#
  FOR I = 1 TO N1
    SUM2# = SUM2# + X2#(I, J)
  NEXT I
  X2#(N2, J) = 1# / XN * (SUM2# - X2#(LHIGH, J))
NEXT J
SUM2# = 0#

```

```

FOR I = 1 TO N1
  FOR J = 1 TO NX
    SUM2# = SUM2# + (X2#(I, J) - X2#(N2, J)) ^ 2
  NEXT J
NEXT I
FDIFER# = (NC + 1) / XN1 * SQR(SUM2#)
IF FDIFER# < FOLD# THEN GOTO 98
FDIFER# = FOLD#
GOTO 198
98  FOLD# = FDIFER#
198  FTER# = F#(LOW)
    PRINT "-----", FDIFER#
    NCONT = NCONT + 1
    IF NCONT < 4 * N1 THEN GOTO 37
    IF ICONT < 1500 THEN GOTO 337
    FOLD# = .5# * FOLD#
337  NCONT = 0
    PRINT "*****"
    PRINT #1, "          *****"
    PRINT " HOMEPCETA: "; ICONT, " FDIFER = "; FDIFER#
    PRINT #1, "          HOMEPCETA: "; ICONT, "FDIFER = "; FDIFER#
    CALL WRIT
37   IF FDIFER# < CONVER# THEN GOTO 81
    IF LHIGH = 1 THEN GOTO 43
    FS# = F#(1)
    LSEC = 1
    GOTO 44
43   FS# = F#(2)
    LSEC = 2
44   FOR I = 1 TO N1
        IF LHIGH = I THEN GOTO 18
        IF F#(I) < FS# THEN GOTO 18
        FS# = F#(I)
        LSEC = I
18   NEXT I
    FOR J = 1 TO NX
        X2#(N3, J) = X2#(N2, J) + ALFA# * (X2#(N2, J) - X2#(LHIGH, J))
        X#(J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
    IN = N3
    CALL SUMR
    SR#(N3) = SQR(SEQ#)
    IF SR#(N3) < FDIFER# THEN GOTO 82
    INF = N3
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
82   CALL PROB(3)
    F#(N3) = R#(K9)
    IF F#(N3) < F#(LOW) THEN GOTO 84
    IF F#(N3) < F#(LSEC) THEN GOTO 92
    GOTO 60
92   FOR J = 1 TO NX
        X2#(LHIGH, J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
    SR#(LHIGH) = SR#(N3)
    F#(LHIGH) = F#(N3)
    GOTO 1000
84   FOR J = 1 TO NX
        X2#(N4, J) = X2#(N2, J) + GAMA# * (X2#(N3, J) - X2#(N2, J))
        X#(J) = X2#(N4, J)
    NEXT J
    IN = N4
    CALL SUMR
    SR#(N4) = SQR(SEQ#)
    IF SR#(N4) < FDIFER# THEN GOTO 25
    INF = N4
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
25   CALL PROB(3)
    F#(N4) = R#(K9)

```

```

IF F#(LOW) < F#(N4) THEN GOTO 92
FOR J = 1 TO NX
  X2#(LHIGH, J) = X2#(N4, J)
NEXT J
F#(LHIGH) = F#(N4)
SR#(LHIGH) = SR#(N4)
GOTO 1000
60 IF F#(N3) > F#(LHIGH) THEN GOTO 64
FOR J = 1 TO NX
  X2#(LHIGH, J) = X2#(N3, J)
NEXT J
64 FOR J = 1 TO NX
  X2#(N4, J) = BETA# * X2#(LHIGH, J) + (1# - BETA#) * X2#(N2, J)
  X#(J) = X2#(N4, J)
NEXT J
IN = N4
CALL SUMR
SR#(N4) = SQR(SEQL#)
IF SR#(N4) < FDIFER# THEN GOTO 67
INF = N4
CALL FEAS
IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
67 CALL PROB(3)
F#(N4) = R#(K9)
IF F#(LHIGH) > F#(N4) THEN GOTO 68
FOR J = 1 TO NX
  FOR I = 1 TO N1
    X2#(I, J) = .5# * (X2#(I, J) + X2#(LOW, J))
  NEXT I
NEXT J
FOR I = 1 TO N1
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(I, J)
  NEXT J
  IN = I
  CALL SUMR
  SR#(I) = SQR(SEQL#)
  IF SR#(I) < FDIFER# THEN GOTO 72
  INF = I
  CALL FEAS
  IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
72 CALL PROB(3)
F#(I) = R#(K9)
NEXT I
GOTO 1000
68 FOR J = 1 TO NX
  X2#(LHIGH, J) = X2#(N4, J)
NEXT J
SR#(LHIGH) = SR#(N4)
F#(LHIGH) = F#(N4)
GOTO 1000
81 CLS
PRINT "*****"
PRINT #1, " *****"
PRINT " НОМЕР СЧЕТА:"; ICONT, " FDIFER ="; FDIFER#
PRINT #1, " НОМЕР СЧЕТА:"; ICONT, "FDIFER ="; FDIFER#
CALL WRIT
PRINT " ФИНАЛ"
PRINT #1, " ФИНАЛ"
GOTO 10
80 CLS
PRINT "*****"
PRINT #1, " *****"
PRINT " НОМЕР СЧЕТА:"; ICONT, " FDIFER ="; FDIFER#
PRINT #1, " НОМЕР СЧЕТА:"; ICONT, "FDIFER ="; FDIFER#
CALL WRIT
PRINT " НЕТ ФИНАЛА"
PRINT #1, " НЕТ ФИНАЛА"
'SOUND 440, 10
SLEEP 30

```

```

GOTO 10
9999 PRINT "-----STOP-----"
PRINT #1, " -----STOP-----"
'SOUND 210, 20
CLOSE
END

SUB FEAS
ALFA# = 1#: BETA# = .5#: GAMA# = 2#
XNX = NX
ICONT = 0
LCHEK = 0
ICHEK = 0
250 CALL STAR
FOR I = 1 TO K1
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X1#(I, J)
  NEXT J
  IN = I
  CALL SUMR
NEXT I
28 SUMH# = SUM#(1)
INDEX = 1
FOR I = 2 TO K1
  IF SUM#(I) <= SUMH# THEN GOTO 7
  SUMH# = SUM#(I)
  INDEX = I
7 NEXT I
SUML# = SUM#(1)
KOUNT = 1
FOR I = 2 TO K1
  IF SUML# <= SUM#(I) THEN GOTO 888
  SUML# = SUM#(I)
  KOUNT = I
888 NEXT I
FOR J = 1 TO NX
  SUM2# = 0#
  FOR I = 1 TO K1
    SUM2# = SUM2# + X1#(I, J)
  NEXT I
  X1#(K2, J) = 1# / XNX * (SUM2# - X1#(INDEX, J))
  X1#(K3, J) = 2# * X1#(K2, J) - X1#(INDEX, J)
  X#(J) = X1#(K3, J)
NEXT J
IN = K3
CALL SUMR
IF SUM#(K3) < SUML# THEN GOTO 11
IF INDEX = 1 THEN GOTO 38
SUMS# = SUM#(1)
GOTO 39
38 SUMS# = SUM#(2)
39 FOR I = 1 TO K1
  IF (INDEX - I) = 0 THEN GOTO 12
  IF SUM#(I) <= SUMS# THEN GOTO 12
  SUMS# = SUM#(I)
12 NEXT I
IF SUM#(K3) > SUMS# THEN GOTO 13
GOTO 14
11 FOR J = 1 TO NX
  X1#(K4, J) = X1#(K2, J) + 2# * (X1#(K3, J) - X1#(K2, J))
  X#(J) = X1#(K4, J)
NEXT J
IN = K4
CALL SUMR
IF SUM#(K4) < SUML# THEN GOTO 16
GOTO 14
13 IF SUM#(K3) > SUMH# THEN GOTO 170
FOR J = 1 TO NX
  X1#(INDEX, J) = X1#(K3, J)
NEXT J

```

```

170 FOR J = 1 TO NX
    X1#(K4, J) = .5# * (X1#(INDEX, J) + X1#(K2, J))
    X#(J) = X1#(K4, J)
NEXT J
IN = K4
CALL SUMR
IF SUMH# > SUM#(K4) THEN GOTO 601
FOR J = 1 TO NX
    FOR I = 1 TO K1
        X1#(I, J) = .5# * (X1#(I, J) + X1#(KOUNT, J))
    NEXT I
NEXT J
FOR I = 1 TO K1
    FOR J = 1 TO NX
        X#(J) = X1#(I, J)
    NEXT J
    IN = I
    CALL SUMR
NEXT I
555 SUML# = SUM#(1)
KOUNT = 1
FOR I = 2 TO K1
    IF SUML# < SUM#(I) THEN GOTO 233
    SUML# = SUM#(I)
    KOUNT = I
233 NEXT I
SR#(INF) = SQR(SUM#(KOUNT))
FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X1#(KOUNT, J)
NEXT J
GOTO 26
601 FOR J = 1 TO NX
    X1#(INDEX, J) = X1#(K4, J)
NEXT J
SUM#(INDEX) = SUM#(K4)
GOTO 555
16 FOR J = 1 TO NX
    X1#(INDEX, J) = X1#(K4, J)
    X#(J) = X1#(INDEX, J)
NEXT J
SUM#(INDEX) = SUM#(K4)
SR#(INF) = SQR(SUM#(K4))
GOTO 26
14 FOR J = 1 TO NX
    X1#(INDEX, J) = X1#(K3, J)
    X#(J) = X1#(INDEX, J)
NEXT J
SUM#(INDEX) = SUM#(K3)
SR#(INF) = SQR(SUM#(K3))
26 ICONT = ICONT + 1
FOR J = 1 TO NX
    X2#(INF, J) = X#(J)
NEXT J
IF ICONT < (2 * K1) THEN GOTO 500
ICONT = 0
FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X1#(K2, J)
NEXT J
IN = K2
CALL SUMR
DIFER# = 0#
FOR I = 1 TO K1
    DIFER# = DIFER# + (SUM#(I) - SUM#(K2)) ^ 2
NEXT I
DIFER# = 1# / (K7 * XNX) * SQR(DIFER#)
IF DIFER# > 1E-14 THEN GOTO 500
IN = K1
STEP0# = 20# * FDIFER#
CALL SUMR
SR#(INF) = SQR(SEQL#)

```

```

FOR J = 1 TO NX
  X1#(K1, J) = X#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
  FACTOR# = 1#
  X#(J) = X1#(K1, J) + FACTOR# * STEP0#
  X1#(L9, J) = X#(J)
  IN = L9
  CALL SUMR
  X#(J) = X1#(K1, J) - FACTOR# * STEP0#
  X1#(L5, J) = X#(J)
  IN = L5
  CALL SUMR
56  IF SUM#(L9) < SUM#(K1) THEN GOTO 54
  IF SUM#(L5) < SUM#(K1) THEN GOTO 55
  GOTO 97
54  X1#(L5, J) = X1#(K1, J)
  SUM#(L5) = SUM#(K1)
  X1#(K1, J) = X1#(L9, J)
  SUM#(K1) = SUM#(L9)
  FACTOR# = FACTOR# + 1#
  X#(J) = X1#(K1, J) + FACTOR# * STEP0#
  IN = L9
  CALL SUMR
  GOTO 56
55  X1#(L9, J) = X1#(K1, J)
  SUM#(L9) = SUM#(K1)
  X1#(K1, J) = X1#(L5, J)
  SUM#(K1) = SUM#(L5)
  FACTOR# = FACTOR# + 1#
  X#(J) = X1#(K1, J) - FACTOR# * STEP0#
  IN = L5
  CALL SUMR
  GOTO 56
97  H#(J) = X1#(L9, J) - X1#(L5, J)
  X1#(L6, J) = X1#(L5, J) + H#(J) * R1A#
  X#(J) = X1#(L6, J)
  IN = L6
  CALL SUMR
  X1#(L7, J) = X1#(L5, J) + H#(J) * R2A#
  X#(J) = X1#(L7, J)
  IN = L7
  CALL SUMR
  IF SUM#(L6) > SUM#(L7) THEN GOTO 688
  X1#(L8, J) = X1#(L5, J) + (1# - R3A#) * H#(J)
  X1#(L5, J) = X1#(L7, J)
  X#(J) = X1#(L8, J)
  IN = L8
  CALL SUMR
  IF SUM#(L8) > SUM#(L6) THEN GOTO 76
  X1#(L5, J) = X1#(L6, J)
  SUM#(L5) = SUM#(L6)
  GOTO 75
76  X1#(L9, J) = X1#(L8, J)
  SUM#(L9) = SUM#(L8)
  GOTO 75
688 X1#(L9, J) = X1#(L6, J)
  X1#(L8, J) = X1#(L5, J) + R3A# * H#(J)
  X#(J) = X1#(L8, J)
  IN = L8
  CALL SUMR
  STEP0# = SIZE#
  SUM#(L9) = SUM#(L6)
  IF SUM#(L7) > SUM#(L8) THEN GOTO 71
  X1#(L5, J) = X1#(L8, J)
  SUM#(L5) = SUM#(L8)
  GOTO 75
71  X1#(L9, J) = X1#(L7, J)
  SUM#(L9) = SUM#(L7)
75  IF ABS(X1#(L9, J) - X1#(L5, J)) > .01# * FDIFER# THEN GOTO 97

```

```

X1#(K1, J) = X1#(L7, J)
X#(J) = X1#(L7, J)
SUM#(K1) = SUM#(L5)
SR#(INF) = SQR(SUM#(K1))
IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 760
NEXT J
ICHEK = ICHEK + 1
STEP0# = FDIFER#
IF ICHEK <= 2 THEN GOTO 250
FOLD# = 1E-12
PRINT " ПОДПРОГРАММА FEAS"
PRINT #1, "          ПОДПРОГРАММА FEAS"
FOR J = 1 TO NX
  PRINT X#(J)
  PRINT #1, "          "; X#(J)
NEXT J
PRINT " FDIFER ="; FDIFER#, " SR(INF) ="; SR#(INF)
PRINT #1, "          FDIFER ="; FDIFER#, " SR(INF) ="; SR#(INF)
GOTO 46
760 FOR J = 1 TO NX
  X2#(INF, J) = X1#(K1, J)
  X#(J) = X1#(K1, J)
NEXT J
500 IF SR#(INF) > FDIFER# THEN GOTO 28
IF SR#(INF) > 0# THEN GOTO 35
CALL PROB(3)
FINT# = R#(K9)
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X2#(INF, J)
NEXT J
CALL PROB(2)
FOR J = K7 TO K8
  R1#(J) = R#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X1#(KOUNT, J)
NEXT J
CALL PROB(2)
FOR J = K7 TO K8
  R3#(J) = R#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
  H#(J) = X1#(KOUNT, J) - X2#(INF, J)
  X#(J) = X2#(INF, J) + .5# * H#(J)
NEXT J
CALL PROB(2)
FLG#(1) = 0#
FLG#(2) = 0#
FLG#(3) = 0#
FOR J = K7 TO K8
  IF R3#(J) >= 0 THEN GOTO 404
  FLG#(1) = FLG#(1) + R1#(J) * R1#(J)
  FLG#(2) = FLG#(2) + R#(J) * R#(J)
  FLG#(3) = FLG#(3) + R3#(J) * R3#(J)
404 NEXT J
SR#(INF) = SQR(FLG#(1))
IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 35
ALFA1# = FLG#(1) - 2# * FLG#(2) + FLG#(3)
BETA1# = 3# * FLG#(1) - 4# * FLG#(2) + FLG#(3)
RATIO# = BETA1# / (4# * ALFA1#)
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X2#(INF, J) + H#(J) * RATIO#
NEXT J
IN = INF
CALL SUMR
SR#(INF) = SQR(SEQL#)
IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 465
FOR I = 1 TO 20
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X#(J) - .05# * H#(J)

```

```

NEXT J
CALL SUMR
SR#(INF) = SQR(SEQ#)
IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 465
NEXT I
465 CALL PROB(3)
IF FIN# > R#(K9) THEN GOTO 46
SR#(INF) = 0#
GOTO 35
46 FOR J = 1 TO NX
X2#(INF, J) = X#(J)
NEXT J
35 FOR J = 1 TO NX
X#(J) = X2#(INF, J)
NEXT J
END SUB

SUB PROB (INQ)
' "ВВОД ПЕРЕПАДА ДАВЛЕНИЯ ПО ДЛИНЕ ШНЕКА,[ПА]"
NNN = 10' ЧИСЛО ВИТКОВ (ОТ НАЧАЛА ВИНТОВОЙ НАРЕЗКИ ДО НАЧАЛА РАЗРЫВА)
NK = 10' ЧИСЛО ВИТКОВ (СУММАРНОЕ)
PP = 50000000: DP = PP / NK
' "ВВОД ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ [М]"
LL0 = .016: R1 = .016: TT = .032
LL = TT * NK: BE = (17 * 3.14 / 180)
' "ВВОД ДОПУСКАЕМОГО НАПРЯЖЕНИЯ [ПА] И КОЭФФИЦ. ТРЕНИЯ"
SIGD = 325000000: FF = .2
' "РАСЧЕТ ДОПУСКАЕМОГО ПРОГИБА [М]"
WD = .01 * 2 * R1
' "ВВОД ПЛОТНОСТИ [КГ/М^3], МОДУЛЯ УПРУГОСТИ [ПА] И УСКОРЕНИЯ СВОБОД. ПАДЕН.[М/С^2]"
RO = 7850: EE = 2E+11: GG = 9.81
' "РАСЧЕТ РАСПРЕДЕЛЕННОЙ НАГРУЗКИ, СЕЧЕНИЯ ШНЕКА, МОМЕНТА ИНЕРЦИИ И МОМЕНТА ВРЕМЕННОГО
СОПРОТИВЛЕНИЯ"
Q = RO * GG * 3.14 / LL * ((R1 - X#(1)) ^ 2 * LL + 2 * (R1 - X#(1) / 2) / COS(BE) * X#(1) * X#(2) * NK - X#(3) ^ 2 * LL)
FFP = 3.14 * ((R1 - X#(1)) ^ 2 - (X#(3)) ^ 2)
J2 = 3.14 * (R1 - X#(1)) ^ 4 / 4 * (1 - (X#(3) / (R1 - X#(1)))) ^ 4)
WW0 = 3.14 * (R1 - X#(1)) ^ 3 / 2 * (1 - (X#(3) / (R1 - X#(1)))) ^ 4)
' LL1 = (2 * 3.14 * (R1 - X#(1)) ^ 4 * WD * EE / Q) ^ .25
PRINT "Q="; Q; "LL="; LL; "WD="; WD
PRINT "X#(1)="; X#(1); "X#(2)="; X#(2); "X#(3)="; X#(3)
PRINT #1, "Q="; Q; "LL="; LL; "WD="; WD
PRINT #1, "X#(1)="; X#(1); "X#(2)="; X#(2); "X#(3)="; X#(3)
' "ДЛЯ НАЧАЛА ВЫЧИСЛЕНИЙ НАЖМИТЕ F5"
MYS0 = 0: MYS1 = 0: MYS2 = 0: QYS1 = 0: QYS2 = 0: QYS3 = 0
FOR I = 1 TO NK - 1
XI = (2 * I - 1) * TT / 2
IF I <= NNN THEN GOTO 15 ELSE 5
5 QY = (-1) ^ (I + 1) * DP * TT * (R1 - X#(1))
QYSX1 = QYSX1 + QY * XI
QYSX2 = QYSX2 + QY * (XI) ^ 2
QYSX3 = QYSX3 + QY * (XI) ^ 3
15 MY = (-1) ^ (I + 1) * (DP * (TAN(BE) * (2 * R1 * X#(1) - X#(1) ^ 2) * 3.14 + (R1 - X#(1)) * TT) + 2 * DP * I * FF * (2 * R1 *
X#(1) - X#(1) ^ 2) * 3.14) * TT / 3.14
MYS0 = MYS0 + MY
MYS1 = MYS1 + MY * XI
MYS2 = MYS2 + MY * (XI) ^ 2
NEXT I
NE = 3.14 ^ 2 * EE * J2 / ((2 * LL) ^ 2)
NP = PP * (3.14 * R1 ^ 2 + 2 * FF * (2 * R1 * X#(1) - X#(1) ^ 2) * 3.14)
IF (NE) <= 0 THEN NE = .0001
NPNE = (1 - NP / NE)
IF (NPNE) <= 0 THEN NPNE = .5
ETA = 1 / (NPNE)
WMAX1 = Q * LL ^ 4 * (3 / 4 + LL0 / LL - 1 / 4 * (LL0 / LL) ^ 4)
WMAX2A = (2 * LL0 * LL * QYSX1 + 3 * LL * QYSX2 - QYSX3) ^ 2
WMAX2B = (2 * LL0 * LL * MYS0 + 6 * LL * MYS1 - 3 * MYS2) ^ 2
WMAX2 = (WMAX2A + WMAX2B) ^ .5
WMAX = 1 / (6 * EE * J2) * (WMAX1 + WMAX2)
WPR = WMAX * ETA
MMAX = Q * LL ^ 2 / 2 + ((MYS0) ^ 2 + QYSX1 ^ 2) ^ .5

```

```

MKR = PP * 2 * 3.14 * (R1 ^ 3 - (R1 - X#(1)) ^ 3) / 3 * (TAN(BE) + FF * LL / TT)
SIG = ((MMAX / WW0 + NP / FFP + NP * WPR / WW0) ^ 2 + (MKR / WW0) ^ 2) ^ .5
PRINT "I="; I; "SIG="; SIG; "WPR="; WPR; "WMAX="; WMAX; "ETA="; ETA
PRINT "MKR1="; MKR1; "MKR="; MKR; "MMAX="; MMAX; "Q="; Q; "R#(9)="; R#(9)
PRINT #1, "I="; I; "SIG="; SIG; "WPR="; WPR; "WMAX="; WMAX; "ETA="; ETA
PRINT #1, "MKR="; MKR; "MMAX="; MMAX; "Q="; Q; "R#(9)="; R#(9)
IF INQ = 2 THEN GOTO 100
IF INQ = 3 THEN GOTO 200
'ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ РАВЕНСТВ НЕТ
GOTO 300
'ОГРАНИЧЕНИЯ В ВИДЕ НЕРАВЕНСТВ
100 R#(1) = 1 - SIG / SIGD
R#(2) = 1 - WPR / WD
R#(3) = X#(1) / .001 - 1
R#(4) = 1 - X#(1) / .005
R#(5) = X#(2) / .001 - 1
R#(6) = 1 - X#(2) / .005
R#(7) = X#(3) / .001 - 1
R#(8) = 1 - X#(3) / .007
GOTO 300
'ЦЕЛЕВАЯ ФУНКЦИЯ
200 R#(9) = RO * GG * 3.14 * ((R1 - X#(1)) ^ 2 * LL0 + (R1 - X#(1)) ^ 2 * LL + 2 * (R1 - X#(1) / 2) / COS(BE) * X#(1) * X#(2) *
NK - X#(3) ^ 2 * (LL0 + LL))
300 END SUB

```

```

SUB STAR
VN = NX
STEP1# = STEP0# / (VN * SQR(2#)) * (SQR(VN + 1#) + VN - 1#)
STEP2# = STEP0# / (VN * SQR(2#)) * (SQR(VN + 1#) - 1#)
FOR J = 1 TO NX
  A#(1, J) = 0#
NEXT J
FOR I = 2 TO K1
  FOR J = 1 TO NX
    A#(I, J) = STEP2#
  NEXT J
  L = I - 1
  A#(I, L) = STEP1#
NEXT I
FOR I = 1 TO K1
  FOR J = 1 TO NX
    X1#(I, J) = X#(J) + A#(I, J)
  NEXT J: NEXT I
END SUB
SUB SUMR
SUM#(IN) = 0#
CALL PROB(2)
SEQL# = 0#
IF NIC = 0 THEN GOTO 444
FOR J = K7 TO K8
  IF R#(J) >= 0# THEN GOTO 111
  SEQL# = SEQL# + R#(J) * R#(J)
111 NEXT J
444 IF NC = 0 THEN GOTO 313
CALL PROB(1)
FOR J = 1 TO NC
  SEQL# = SEQL# + R#(J) * R#(J)
NEXT J
313 SUM#(IN) = SEQL#
END SUB
SUB WRIT
CALL PROB(3)
PRINT " ЦЕЛЕВАЯ ФУНКЦИЯ (ОБЪЕМ КОНСТРУКЦИИ), V= "; R#(K9); "[КГ]"
PRINT #1, " ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = "; R#(K9); "[КГ]"
PRINT " ВАРЬИРУЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ"
PRINT #1, "ВАРЬИРУЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ"
FOR J = 1 TO NX
  IF J = 1 THEN PRINT ", X1": GOTO 22
  IF J = 2 THEN PRINT ", X2": GOTO 22
  IF J = 3 THEN PRINT ", X3"

```

```

22 PRINT " ВЕКТОР: X("; J; ") = "; X#(J); "[M]"
   PRINT #1, "      ВЕКТОР: X("; J; ") = "; X#(J); "[M]"
   NEXT J
   IF NC = 0 THEN GOTO 6
   CALL PROB(1)
   FOR J = 1 TO NC
     PRINT " H("; J; ") : "; R#(J)
     PRINT #1, "      H("; J; ") : "; R#(J)
   NEXT J
6   IF NIC = 0 THEN GOTO 503
   CALL PROB(2)
   FOR J = K7 TO K6
     PRINT " G("; J; ") : "; R#(J)
     PRINT #1, "      G("; J; ") : "; R#(J)
   NEXT J
503 END SUB
РЕЗУЛЬТАТЫ РАБОТЫ ПРОГРАММЫ 4

```

<<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>

```

-----
ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: 3
ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : 0
                               2).НЕРАВЕНСТВ: 8
ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: .5
ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: .01
НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ
X( 1 ) = .0025
X( 2 ) = .0031
X( 3 ) = .0069
Q= 34.36331 LL= .32 WD= .00032
X#(1)= .0025 X#(2)= .0031 X#(3)= .0069
I= 10 SIG= 1.628475E+08 WPR= 1.603166E-05 WMAX= 9.887708E-06 ETA= 1.621372
MKR= 394.7025 MMAX= 50.97783 Q= 34.36331 R#(9)= 0
  FDIFER = 1   SR(N1) = 0
*****
НОМЕР СЧЕТА: 1      FDIFER = 1
Q= 34.36331 LL= .32 WD= .00032
ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = 7.91716962838608 [КГ/Ч]
X#(1)= .0025 X#(2)= .0031 X#(3)= .0069
I= 10 SIG= 1.628475E+08 WPR= 1.603166E-05 WMAX= 9.887708E-06 ETA= 1.621372
MKR= 394.7025 MMAX= 50.97783 Q= 34.36331 R#(9)= 0
НОМЕР СЧЕТА: 3      FDIFER = 9.987040656781044D-04
Q= 25.96303 LL= .32 WD= .00032
X#(1)= 3.45298354326423D-03
X#(2)= 2.411970788579312D-03
X#(3)= 7.604311510200956D-03
I= 10 SIG= 2.55799E+08 WPR= 2.52224E-05 WMAX= 1.07839E-05 ETA= 2.338895
MKR= 511.7716; MMAX= 58.15056;
Q= 25.96303; R#(9)= 13.41694644620553
ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = 6.5623521924459178 [КГ/Ч]
ВЕКТОР: X( 1 ) = 2.45298354326423D-03 [-]
ВЕКТОР: X( 2 ) = 2.411970788579312D-03 [-]
ВЕКТОР: X( 3 ) = 7.804311510200956D-03 [-]
Q= 25.96303 LL= .32 WD= .00032
X#(1)= 3.45298354326423D-03 X#(2)= 2.411970788579312D-03 X#(3)= 7.604311510200956D-03
I= 10 SIG= 2.55799E+08 WPR= 2.52224E-05 WMAX= 1.07839E-05 ETA= 2.338895
MKR= 511.7716 MMAX= 58.15056 Q= 25.96303 R#(9)= 8.693521924459178

```

**АЛГОРИТМ ПРОГРАММЫ МИНИМИЗАЦИИ МАССЫ
ДВУХСЛОЙНОГО МАТЕРИАЛЬНОГО ЦИЛИНДРА**

Б л о к 1. Начало.

Б л о к 2. Ввод исходных данных: $[\sigma_1]$, $[\sigma_2]$, ρ , a_i , b_i , dP , a_0 , b_0 , c_0 , l_0 , E , μ , n .

Б л о к 3. Расчет максимальных напряжений в опасных сечениях двухслойного цилиндра.

Б л о к 4. Расчет массы конструкции шнека.

Б л о к 5. Проверка выполнения условия неравенства на границы изменения варьируемых параметров, прочности и жесткости материала шнека.

Б л о к 6. Проверка минимального значения массы шнека.

Б л о к 7. Вывод результатов процесса оптимизации: e , h , d_0 , $M(e, h, d_0)$.

Б л о к 8. Конец.

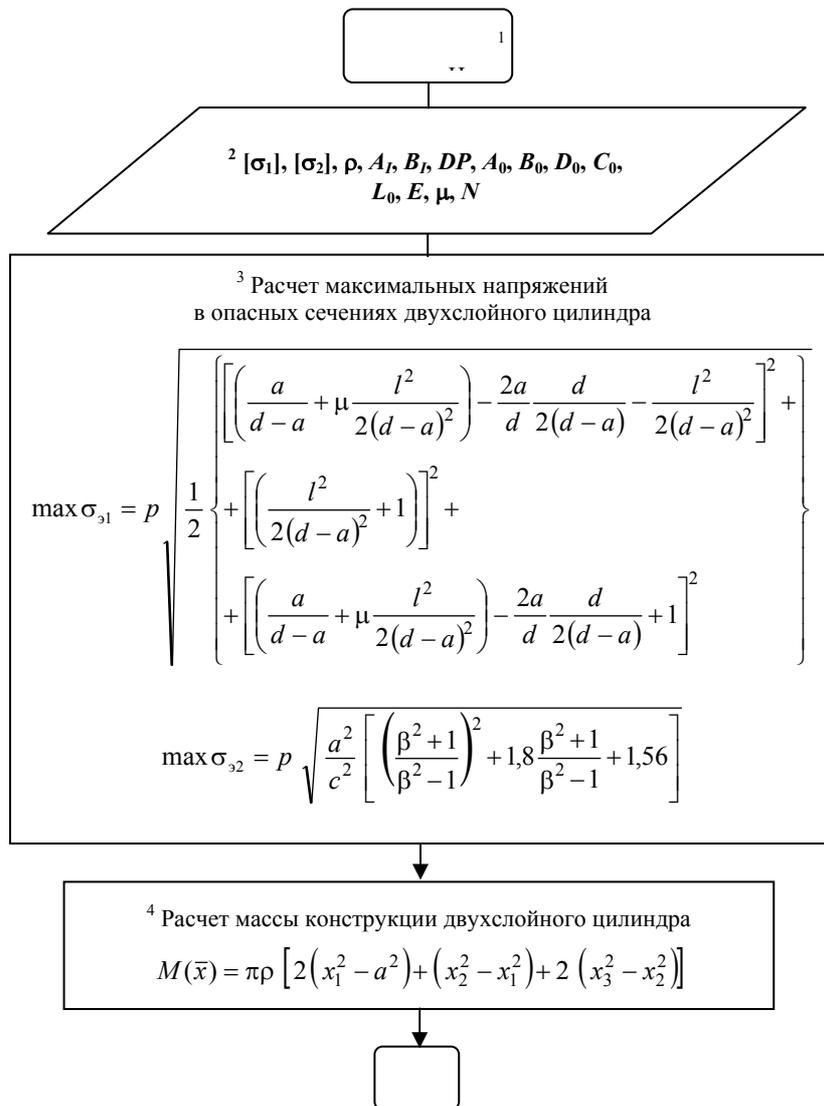


Рис. Ж. Блок-схема алгоритма минимизации массы двухслойного материального цилиндра с канавками в местах сопряжения

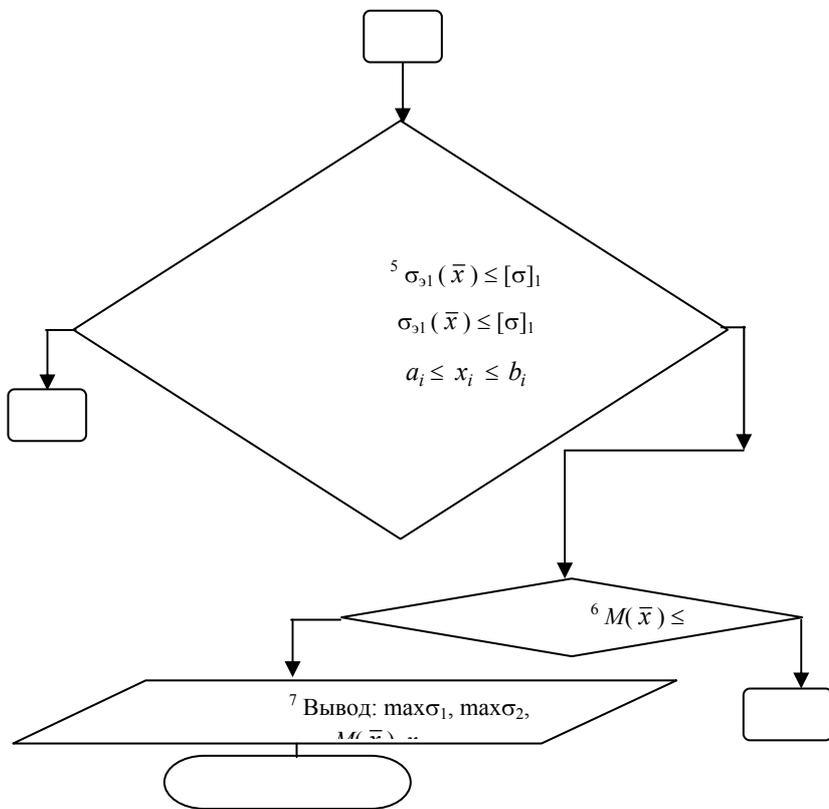


Рис. Ж. Продолжение

Ж. Идентификаторы к программе 5

| Наименование величин | бо зна че ни е | Обозначение в программе (иден- тификаторы) |
|---|----------------------------|--|
| 1. Внутренний радиус гильзы, м | | AA |
| 2. Внутренний радиус канала охлаждения, м | <i>l</i> | DD |
| 3. Наружный радиус канала охлаждения, м | | cc |
| 4. Шаг канала охлаждения, м | | LL |
| 5. Наружный радиус цилиндра, м | | bb |
| 6. Распределение давления по гильзе, Па | <i>P</i> | PP |
| 7. Общее число переменных | <i>x</i> | Nx |
| 8. Общее число ограничений в виде равенств | <i>c</i> | Nc |
| 9. Общее число ограничений в виде неравенств | <i>ic</i> | Nic |
| 10. Осевое усилие, Н | <i>oc</i> | P1 |
| 11. Касательное напряжение, Па | (<i>x</i>) | TAU |
| 12. Модуль упругости 1 рода, Па | | E |
| 13. Допускаемое напряжение материала гильзы, Па | $\sigma]_1$ | SIGd1 |
| 14. Допускаемое напряже- | | SIGd2 |

| | | |
|--|--------------------|--------|
| ние материала цилиндра, Па | $\sigma_{\perp 2}$ | |
| 15. Плотность материала гильзы и цилиндра, кг/м ³ | | RO |
| 16. Изгибающий момент, Н · м | и | Miz |
| 17. Крутящий момент, Н · м | кр | MKR |
| 18. Эквивалентное напряжение, Па | экр | SIGEKV |

ПРОГРАММА 5

Программа минимизации массы конструкции двухслойного материального цилиндра с канавками в месте сопряжения

```

' minMT-LC
' Минимизация целевой функции методом скользящего допуска
' Минимизация массы конструкции двухслойного материального цилиндра с канавками в местах сопряжения
*****
DECLARE SUB FEAS ()
DECLARE SUB STAR ()
DECLARE SUB WRIT ()
DECLARE SUB SUMR ()
DECLARE SUB PROB (INQ!)
DIM SHARED X#(50), X1#(50, 50), X2#(50, 50), R#(100), R1#(100), R2#(100), R3#(100), SUM#(50), F#(50), SR#(50),
ROLD#(100), H#(50), FLG#(10), A#(50, 50)
COMMON SHARED NX, NC, NIC, STEP0#, ALFA#, BETA#, GAMA#, IN, INF, FDIFER#, SEQL#, K1, K2, K3, K4, K5, K6,
K7, K8, K9, FOLD#, L5, L6, L7, L8, L9, R1A#, R2A#, R3A#
OPEN "minVT-LC.res" FOR OUTPUT AS #1
PRINT #1, "      Расчет двухслойного цилиндра"
PRINT "-----"
PRINT #1, "      -----"
FDIFER# = 1#
NX = 4      'общее число переменных
NC = 0      'общее число ограничений в виде равенств
NIC = 10    'общее число ограничений в виде неравенств
SIZE# = 5#  'опред. размер деформ. многогранника
CONVER# = .001# 'используется для окончания поиска
ALFA# = 1#
BETA# = .5#
GAMA# = 2#
10 STEP0# = SIZE#
X#(1) = .025# 'координаты
X#(2) = .033# 'стартовой
X#(3) = .042# 'точки
X#(4) = .008# '
IF FDIFER# < CONVER# THEN GOTO 9999
PRINT " <<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>"
PRINT #1, "      <<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>"
PRINT "-----"
PRINT #1, "      -----"
PRINT " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: "; NX
PRINT #1, "      ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: "; NX
PRINT " ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : "; NC
PRINT #1, "      ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : "; NC
PRINT "      2).НЕРАВЕНСТВ: "; NIC
PRINT #1, "      2).НЕРАВЕНСТВ: "; NIC
PRINT " ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: "; SIZE#
PRINT #1, "      ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: "; SIZE#
PRINT " ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: "; CONVER#
PRINT #1, "      ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: "; CONVER#
K1 = NX + 1
K2 = NX + 2
K3 = NX + 3
K4 = NX + 4

```

```

K5 = NX + 5
K6 = NC + NIC
K7 = NC + 1
K8 = NC + NIC
K9 = K8 + 1
N = NX - NC
N1 = N + 1
IF N1 >= 3 THEN GOTO 50
N1 = 3
N = 2
50 N2 = N + 2
N3 = N + 3
N4 = N + 4
N5 = N + 5
N6 = N + 6
N7 = N + 7
N8 = N + 8
XN = N
XNX = NX
XN1 = N1
R1A# = .5# * (SQR(5#) - 1#)
R2A# = R1A# * R1A#
R3A# = R2A# * R1A#
L5 = NX + 5
L6 = NX + 6
L7 = NX + 7
L8 = NX + 8
L9 = NX + 9
ICONT = 1
NCONT = 1
PRINT " НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ"
PRINT #1, " НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ"
FOR J = 1 TO NX
  PRINT " X("; J; ") = "; X#(J)
  PRINT #1, " X("; J; ") = "; X#(J)
NEXT J
FDIFER# = 2# * (NC + 1) * STEP0#
FOLD# = FDIFER#
IN = N1
CALL SUMR
SR#(N1) = SQR(SEQ#)
PRINT " FDIFER ="; FDIFER#, " SR(N1) ="; SR#(N1)
PRINT #1, " FDIFER ="; FDIFER#, " SR(N1) ="; SR#(N1)
IF SR#(N1) < FDIFER# THEN GOTO 341
CALL WRIT
INF = N1
STEP0# = .05# * FDIFER#
CALL FEAS
PRINT " SR(INF) ="; SR#(INF)
PRINT #1, " SR(INF) ="; SR#(INF)
IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
341 PRINT "*****"
PRINT #1, " *****"
PRINT " HOMEР СЧЕТА:"; ICONT, " FDIFER ="; FDIFER#
PRINT #1, " HOMEР СЧЕТА:"; ICONT, "FDIFER ="; FDIFER#
CALL WRIT
FTER# = R#(K9)
STEP1# = STEP0# * (SQR(XNX + 1#) + XNX - 1#) / (XNX * SQR(2#))
STEP2# = STEP0# * (SQR(XNX + 1#) - 1#) / (XNX * SQR(2#))
ETA# = (STEP1# + (XNX - 1#) * STEP2#) / (XNX + 1#)
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X#(J) - ETA#
NEXT J
CALL STAR
FOR I = 1 TO N1
  FOR J = 1 TO NX
    X2#(I, J) = X1#(I, J)
  NEXT J

```

```

NEXT I
FOR I = 1 TO N1
  IN = I
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(I, J)
  NEXT J
  CALL SUMR
  SR#(I) = SQR(SEQL#)
  IF SR#(I) < FDIFER# THEN GOTO 8
  CALL FEAS
  IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
8  CALL PROB(3)
  F#(I) = R#(K9)
  NEXT I
1000 STEP0# = .05# * FDIFER#
  ICONT = ICONT + 1
  FH# = F#(1)
  LHIGH = 1
  FOR I = 2 TO N1
    IF F#(I) < FH# THEN GOTO 166
    FH# = F#(I)
    LHIGH = I
166 NEXT I
41  FL# = F#(1)
  LOW = 1
  FOR I = 2 TO N1
    IF FL# < F#(I) THEN GOTO 177
    FL# = F#(I)
    LOW = I
177 NEXT I
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(LOW, J)
  NEXT J
  IN = LOW
  CALL SUMR
  SR#(LOW) = SQR(SEQL#)
  IF SR#(LOW) < FDIFER# THEN GOTO 87
  INF = LOW
  CALL FEAS
  IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
  CALL PROB(3)
  F#(LOW) = R#(K9)
  GOTO 41
87  FOR J = 1 TO NX
  SUM2# = 0#
  FOR I = 1 TO N1
    SUM2# = SUM2# + X2#(I, J)
  NEXT I
  X2#(N2, J) = 1# / XN * (SUM2# - X2#(LHIGH, J))
NEXT J
SUM2# = 0#
FOR I = 1 TO N1
  FOR J = 1 TO NX
    SUM2# = SUM2# + (X2#(I, J) - X2#(N2, J)) ^ 2
  NEXT J
NEXT I
FDIFER# = (NC + 1) / XN1 * SQR(SUM2#)
IF FDIFER# < FOLD# THEN GOTO 98
FDIFER# = FOLD#
GOTO 198
98  FOLD# = FDIFER#
198 FTER# = F#(LOW)
  PRINT "-----", FDIFER#
  NCONT = NCONT + 1
  IF NCONT < 4 * N1 THEN GOTO 37
  IF ICONT < 1500 THEN GOTO 337
  FOLD# = .5# * FOLD#
337 NCONT = 0

```

```

PRINT "*****"
PRINT #1, " *****"
PRINT " HOMEPCЧETA: "; ICONT, " FDIFER = "; FDIFER#
PRINT #1, "   HOMEPCЧETA: "; ICONT, "FDIFER = "; FDIFER#
CALL WRIT
37  IF FDIFER# < CONVER# THEN GOTO 81
    IF LHIGH = 1 THEN GOTO 43
    FS# = F#(1)
    LSEC = 1
    GOTO 44
43  FS# = F#(2)
    LSEC = 2
44  FOR I = 1 TO N1
    IF LHIGH = I THEN GOTO 18
    IF F#(I) < FS# THEN GOTO 18
    FS# = F#(I)
    LSEC = I
18  NEXT I
    FOR J = 1 TO NX
    X2#(N3, J) = X2#(N2, J) + ALFA# * (X2#(N2, J) - X2#(LHIGH, J))
    X#(J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
    IN = N3
    CALL SUMR
    SR#(N3) = SQR(SEQL#)
    IF SR#(N3) < FDIFER# THEN GOTO 82
    INF = N3
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
82  CALL PROB(3)
    F#(N3) = R#(K9)
    IF F#(N3) < F#(LOW) THEN GOTO 84
    IF F#(N3) < F#(LSEC) THEN GOTO 92
    GOTO 60
92  FOR J = 1 TO NX
    X2#(LHIGH, J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
    SR#(LHIGH) = SR#(N3)
    F#(LHIGH) = F#(N3)
    GOTO 1000
84  FOR J = 1 TO NX
    X2#(N4, J) = X2#(N2, J) + GAMA# * (X2#(N3, J) - X2#(N2, J))
    X#(J) = X2#(N4, J)
    NEXT J
    IN = N4
    CALL SUMR
    SR#(N4) = SQR(SEQL#)
    IF SR#(N4) < FDIFER# THEN GOTO 25
    INF = N4
    CALL FEAS
    IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
25  CALL PROB(3)
    F#(N4) = R#(K9)
    IF F#(LOW) < F#(N4) THEN GOTO 92
    FOR J = 1 TO NX
    X2#(LHIGH, J) = X2#(N4, J)
    NEXT J
    F#(LHIGH) = F#(N4)
    SR#(LHIGH) = SR#(N4)
    GOTO 1000
60  IF F#(N3) > F#(LHIGH) THEN GOTO 64
    FOR J = 1 TO NX
    X2#(LHIGH, J) = X2#(N3, J)
    NEXT J
64  FOR J = 1 TO NX
    X2#(N4, J) = BETA# * X2#(LHIGH, J) + (1# - BETA#) * X2#(N2, J)
    X#(J) = X2#(N4, J)
    NEXT J

```

```

IN = N4
CALL SUMR
SR#(N4) = SQR(SEQ#)
IF SR#(N4) < FDIFER# THEN GOTO 67
INF = N4
CALL FEAS
IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
67 CALL PROB(3)
F#(N4) = R#(K9)
IF F#(LHIGH) > F#(N4) THEN GOTO 68
FOR J = 1 TO NX
  FOR I = 1 TO N1
    X2#(I, J) = .5# * (X2#(I, J) + X2#(LOW, J))
  NEXT I
NEXT J
FOR I = 1 TO N1
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(I, J)
  NEXT J
  IN = I
  CALL SUMR
  SR#(I) = SQR(SEQ#)
  IF SR#(I) < FDIFER# THEN GOTO 72
  INF = I
  CALL FEAS
  IF FOLD# < 1E-09 THEN GOTO 80
72 CALL PROB(3)
F#(I) = R#(K9)
NEXT I
GOTO 1000
68 FOR J = 1 TO NX
  X2#(LHIGH, J) = X2#(N4, J)
NEXT J
SR#(LHIGH) = SR#(N4)
F#(LHIGH) = F#(N4)
GOTO 1000
81 PRINT "*****"
PRINT #1, " *****"
PRINT " НОМЕР СЧЕТА:"; ICONT, " FDIFER ="; FDIFER#
PRINT #1, " НОМЕР СЧЕТА:"; ICONT, "FDIFER ="; FDIFER#
CALL WRIT
PRINT " ФИНАЛ"
PRINT #1, " ФИНАЛ"
GOTO 10
80 PRINT "*****"
PRINT #1, " *****"
PRINT " НОМЕР СЧЕТА:"; ICONT, " FDIFER ="; FDIFER#
PRINT #1, " НОМЕР СЧЕТА:"; ICONT, "FDIFER ="; FDIFER#
CALL WRIT
PRINT " НЕТ ФИНАЛА"
PRINT #1, " НЕТ ФИНАЛА"
SOUND 440, 18
SLEEP 30
GOTO 10
9999 PRINT "-----STOP-----"
PRINT #1, " -----STOP-----"
SOUND 110, 12
CLOSE
END
SUB FEAS
ALFA# = 1#: BETA# = .5#: GAMA# = 2#
XNX = NX
ICONT = 0
LCHEK = 0
ICHEK = 0
250 CALL STAR
FOR I = 1 TO K1
  FOR J = 1 TO NX

```

```

    X#(J) = X1#(I, J)
NEXT J
IN = I
CALL SUMR
NEXT I
28 SUMH# = SUM#(1)
INDEX = 1
FOR I = 2 TO K1
    IF SUM#(I) <= SUMH# THEN GOTO 7
    SUMH# = SUM#(I)
    INDEX = I
7 NEXT I
SUML# = SUM#(1)
KOUNT = 1
FOR I = 2 TO K1
    IF SUML# <= SUM#(I) THEN GOTO 888
    SUML# = SUM#(I)
    KOUNT = I
888 NEXT I
FOR J = 1 TO NX
    SUM2# = 0#
    FOR I = 1 TO K1
        SUM2# = SUM2# + X1#(I, J)
    NEXT I
    X1#(K2, J) = 1# / XNX * (SUM2# - X1#(INDEX, J))
    X1#(K3, J) = 2# * X1#(K2, J) - X1#(INDEX, J)
    X#(J) = X1#(K3, J)
NEXT J
IN = K3
CALL SUMR
IF SUM#(K3) < SUML# THEN GOTO 11
IF INDEX = 1 THEN GOTO 38
SUMS# = SUM#(1)
GOTO 39
38 SUMS# = SUM#(2)
39 FOR I = 1 TO K1
    IF (INDEX - I) = 0 THEN GOTO 12
    IF SUM#(I) <= SUMS# THEN GOTO 12
    SUMS# = SUM#(I)
12 NEXT I
IF SUM#(K3) > SUMS# THEN GOTO 13
GOTO 14
11 FOR J = 1 TO NX
    X1#(K4, J) = X1#(K2, J) + 2# * (X1#(K3, J) - X1#(K2, J))
    X#(J) = X1#(K4, J)
NEXT J
IN = K4
CALL SUMR
IF SUM#(K4) < SUML# THEN GOTO 16
GOTO 14
13 IF SUM#(K3) > SUMH# THEN GOTO 170
FOR J = 1 TO NX
    X1#(INDEX, J) = X1#(K3, J)
NEXT J
170 FOR J = 1 TO NX
    X1#(K4, J) = .5# * (X1#(INDEX, J) + X1#(K2, J))
    X#(J) = X1#(K4, J)
NEXT J
IN = K4
CALL SUMR
IF SUMH# > SUM#(K4) THEN GOTO 601
FOR J = 1 TO NX
    FOR I = 1 TO K1
        X1#(I, J) = .5# * (X1#(I, J) + X1#(KOUNT, J))
    NEXT I
NEXT J
FOR I = 1 TO K1
    FOR J = 1 TO NX

```

```

      X#(J) = X1#(I, J)
    NEXT J
    IN = I
    CALL SUMR
  NEXT I
555  SUML# = SUM#(1)
    KOUNT = 1
    FOR I = 2 TO K1
      IF SUML# < SUM#(I) THEN GOTO 233
      SUML# = SUM#(I)
      KOUNT = I
233  NEXT I
    SR#(INF) = SQR(SUM#(KOUNT))
    FOR J = 1 TO NX
      X#(J) = X1#(KOUNT, J)
    NEXT J
    GOTO 26
601  FOR J = 1 TO NX
      X1#(INDEX, J) = X1#(K4, J)
    NEXT J
    SUM#(INDEX) = SUM#(K4)
    GOTO 555
16   FOR J = 1 TO NX
      X1#(INDEX, J) = X1#(K4, J)
      X#(J) = X1#(INDEX, J)
    NEXT J
    SUM#(INDEX) = SUM#(K4)
    SR#(INF) = SQR(SUM#(K4))
    GOTO 26
14   FOR J = 1 TO NX
      X1#(INDEX, J) = X1#(K3, J)
      X#(J) = X1#(INDEX, J)
    NEXT J
    SUM#(INDEX) = SUM#(K3)
    SR#(INF) = SQR(SUM#(K3))
26   ICONT = ICONT + 1
    FOR J = 1 TO NX
      X2#(INF, J) = X#(J)
    NEXT J
    IF ICONT < (2 * K1) THEN GOTO 500
    ICONT = 0
    FOR J = 1 TO NX
      X#(J) = X1#(K2, J)
    NEXT J
    IN = K2
    CALL SUMR
    DIFER# = 0#
    FOR I = 1 TO K1
      DIFER# = DIFER# + (SUM#(I) - SUM#(K2)) ^ 2
    NEXT I
    DIFER# = 1# / (K7 * XNX) * SQR(DIFER#)
    IF DIFER# > 1E-14 THEN GOTO 500
    IN = K1
    STEP0# = 20# * FDIFER#
    CALL SUMR
    SR#(INF) = SQR(SEQ#)
    FOR J = 1 TO NX
      X1#(K1, J) = X#(J)
    NEXT J
    FOR J = 1 TO NX
      FACTOR# = 1#
      X#(J) = X1#(K1, J) + FACTOR# * STEP0#
      X1#(L9, J) = X#(J)
      IN = L9
      CALL SUMR
      X#(J) = X1#(K1, J) - FACTOR# * STEP0#
      X1#(L5, J) = X#(J)
      IN = L5

```

```

CALL SUMR
56  IF SUM#(L9) < SUM#(K1) THEN GOTO 54
    IF SUM#(L5) < SUM#(K1) THEN GOTO 55
    GOTO 97
54  X1#(L5, J) = X1#(K1, J)
    SUM#(L5) = SUM#(K1)
    X1#(K1, J) = X1#(L9, J)
    SUM#(K1) = SUM#(L9)
    FACTOR# = FACTOR# + 1#
    X#(J) = X1#(K1, J) + FACTOR# * STEP0#
    IN = L9
    CALL SUMR
    GOTO 56
55  X1#(L9, J) = X1#(K1, J)
    SUM#(L9) = SUM#(K1)
    X1#(K1, J) = X1#(L5, J)
    SUM#(K1) = SUM#(L5)
    FACTOR# = FACTOR# + 1#
    X#(J) = X1#(K1, J) - FACTOR# * STEP0#
    IN = L5
    CALL SUMR
    GOTO 56
97  H#(J) = X1#(L9, J) - X1#(L5, J)
    X1#(L6, J) = X1#(L5, J) + H#(J) * R1A#
    X#(J) = X1#(L6, J)
    IN = L6
    CALL SUMR
    X1#(L7, J) = X1#(L5, J) + H#(J) * R2A#
    X#(J) = X1#(L7, J)
    IN = L7
    CALL SUMR
    IF SUM#(L6) > SUM#(L7) THEN GOTO 688
    X1#(L8, J) = X1#(L5, J) + (1# - R3A#) * H#(J)
    X1#(L5, J) = X1#(L7, J)
    X#(J) = X1#(L8, J)
    IN = L8
    CALL SUMR
    IF SUM#(L8) > SUM#(L6) THEN GOTO 76
    X1#(L5, J) = X1#(L6, J)
    SUM#(L5) = SUM#(L6)
    GOTO 75
76  X1#(L9, J) = X1#(L8, J)
    SUM#(L9) = SUM#(L8)
    GOTO 75
688 X1#(L9, J) = X1#(L6, J)
    X1#(L8, J) = X1#(L5, J) + R3A# * H#(J)
    X#(J) = X1#(L8, J)
    IN = L8
    CALL SUMR
    STEP0# = SIZE#
    SUM#(L9) = SUM#(L6)
    IF SUM#(L7) > SUM#(L8) THEN GOTO 71
    X1#(L5, J) = X1#(L8, J)
    SUM#(L5) = SUM#(L8)
    GOTO 75
71  X1#(L9, J) = X1#(L7, J)
    SUM#(L9) = SUM#(L7)
75  IF ABS(X1#(L9, J) - X1#(L5, J)) > .01# * FDIFER# THEN GOTO 97  X1#(K1, J) = X1#(L7, J)
    X#(J) = X1#(L7, J)
    SUM#(K1) = SUM#(L5)
    SR#(INF) = SQR(SUM#(K1))
    IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 760
NEXT J
ICHEK = ICHEK + 1
STEP0# = FDIFER#
IF ICHEK <= 2 THEN GOTO 250
FOLD# = 1E-12
PRINT " ПОДПРОГРАММА FEAS"

```

```

PRINT #1, "      ПОДПРОГРАММА FEAS"
FOR J = 1 TO NX
  PRINT X#(J)
  PRINT #1, "      "; X#(J)
NEXT J
PRINT " FDIFER ="; FDIFER#, " SR(INF) ="; SR#(INF)
PRINT #1, "      FDIFER ="; FDIFER#, " SR(INF) ="; SR#(INF)
GOTO 46
760 FOR J = 1 TO NX
  X2#(INF, J) = X1#(K1, J)
  X#(J) = X1#(K1, J)
NEXT J
500 IF SR#(INF) > FDIFER# THEN GOTO 28
IF SR#(INF) > 0# THEN GOTO 35
CALL PROB(3)
FINT# = R#(K9)
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X2#(INF, J)
NEXT J
CALL PROB(2)
FOR J = K7 TO K8
  R1#(J) = R#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X1#(KOUNT, J)
NEXT J
CALL PROB(2)
FOR J = K7 TO K8
  R3#(J) = R#(J)
NEXT J
FOR J = 1 TO NX
  H#(J) = X1#(KOUNT, J) - X2#(INF, J)
  X#(J) = X2#(INF, J) + .5# * H#(J)
NEXT J
CALL PROB(2)
FLG#(1) = 0#
FLG#(2) = 0#
FLG#(3) = 0#
FOR J = K7 TO K8
  IF R3#(J) >= 0 THEN GOTO 404
  FLG#(1) = FLG#(1) + R1#(J) * R1#(J)
  FLG#(2) = FLG#(2) + R#(J) * R#(J)
  FLG#(3) = FLG#(3) + R3#(J) * R3#(J)
404 NEXT J
SR#(INF) = SQR(FLG#(1))
IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 35
ALFA1# = FLG#(1) - 2# * FLG#(2) + FLG#(3)
BETA1# = 3# * FLG#(1) - 4# * FLG#(2) + FLG#(3)
RATIO# = BETA1# / (4# * ALFA1#)
FOR J = 1 TO NX
  X#(J) = X2#(INF, J) + H#(J) * RATIO#
NEXT J
IN = INF
CALL SUMR
SR#(INF) = SQR(SEQL#)
IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 465
FOR I = 1 TO 20
  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X#(J) - .05# * H#(J)
  NEXT J
  CALL SUMR
  SR#(INF) = SQR(SEQL#)
  IF SR#(INF) < FDIFER# THEN GOTO 465
NEXT I
465 CALL PROB(3)
IF FINT# > R#(K9) THEN GOTO 46
SR#(INF) = 0#
GOTO 35

```

```

46  FOR J = 1 TO NX
    X2#(INF, J) = X#(J)
NEXT J
35  FOR J = 1 TO NX
    X#(J) = X2#(INF, J)
NEXT J
END SUB
SUB PROB (INQ)
'Внутренний радиус внутреннего цилиндра, м
aa = .016
'Плотность материала цилиндра, кг/м^3
RO = 7800
'Коэффициент Пуассона для стали
mu1 = .3
'Давление внутри цилиндра, Па
PP = 50000000
dd = X#(1): bb = X#(3): cc1 = X#(2): LL = X#(4)
PRINT cc1
bet = bb / cc1
PP1 = ((aa / (dd - aa) + mu1 * LL ^ 2 / 2 / (dd - aa) ^ 2) - 2 * aa / dd * dd / 2 / (dd - aa) - LL ^ 2 / 2 / (dd - aa) ^ 2) ^ 2
PP2 = ((LL ^ 2 / 2 / (dd - aa) ^ 2 + 1) ^ 2
PP3 = ((aa / (dd - aa) + mu1 * LL ^ 2 / 2 / (dd - aa) ^ 2) - 2 * aa / dd * dd / 2 / (dd - aa) + 1) ^ 2
Sig1 = PP * SQR(.5 * (PP1 + PP2 + PP3))
PRINT Sig1
Sig2 = PP * SQR(aa ^ 2 / cc1 ^ 2 * (((bet ^ 2 + 1) / (bet ^ 2 - 1)) ^ 2 + 1.8 * ((bet ^ 2 + 1) / (bet ^ 2 - 1)) + 1.56))
'Допускаемые напряжения для материала двухслойного цилиндра, Па
Sigd1 = 566000000: Sigd2 = 434000000
IF INQ = 2 THEN GOTO 100
IF INQ = 3 THEN GOTO 200
'ограничений в виде равенств нет
GOTO 300
'ограничения в виде неравенств
100
R#(1) = 1# - Sig1 / Sigd1
R#(2) = 1# - Sig2 / Sigd2
R#(3) = X#(1) / .022 - 1#
R#(4) = 1# - X#(1) / .026
R#(5) = X#(2) / .026 - 1#
R#(6) = 1# - X#(2) / .030
R#(7) = X#(3) / .032 - 1#
R#(8) = 1# - X#(3) / .042
R#(9) = X#(4) / .006 - 1#
R#(10) = 1# - X#(4) / .012
GOTO 300
'целевая функция
200 R#(11) = 3.14 * RO * (2 * (dd ^ 2 - aa ^ 2) + (cc1 ^ 2 - dd ^ 2) + 2 * (bb ^ 2 - cc1 ^ 2)) / 1000
300 X#(1) = dd: X#(3) = bb: X#(2) = cc1: X#(4) = LL
END SUB
SUB STAR
VN = NX
STEP1# = STEP0# / (VN * SQR(2#)) * (SQR(VN + 1#) + VN - 1#)
STEP2# = STEP0# / (VN * SQR(2#)) * (SQR(VN + 1#) - 1#)
FOR J = 1 TO NX
    A#(1, J) = 0#
NEXT J
FOR I = 2 TO K1
    FOR J = 1 TO NX
        A#(I, J) = STEP2#
    NEXT J
    L = I - 1
    A#(I, L) = STEP1#
NEXT I
FOR I = 1 TO K1
    FOR J = 1 TO NX
        X1#(I, J) = X#(J) + A#(I, J)
    NEXT J
NEXT I
END SUB

```

```

SUB SUMR
SUM#(IN) = 0#
CALL PROB(2)
SEQL# = 0#
IF NIC = 0 THEN GOTO 444
FOR J = K7 TO K8
  IF R#(J) >= 0# THEN GOTO 111
  SEQL# = SEQL# + R#(J) * R#(J)
111 NEXT J
444 IF NC = 0 THEN GOTO 313
CALL PROB(1)
FOR J = 1 TO NC
  SEQL# = SEQL# + R#(J) * R#(J)
NEXT J
313 SUM#(IN) = SEQL#
END SUB
SUB WRIT
CALL PROB(3)
PRINT " ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = "; R#(K9)
PRINT #1, "      ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = "; R#(K9)
FOR J = 1 TO NX
  PRINT " ВЕКТОР: X("; J; ") = "; X#(J)
  PRINT #1, "      ВЕКТОР: X("; J; ") = "; X#(J)
NEXT J
IF NC = 0 THEN GOTO 6
CALL PROB(1)
FOR J = 1 TO NC
  PRINT " H("; J; ") = "; R#(J)
  PRINT #1, "      H("; J; ") = "; R#(J)
NEXT J
6 IF NIC = 0 THEN GOTO 503
CALL PROB(2)
FOR J = K7 TO K6
  PRINT " G("; J; ") = "; R#(J)
  PRINT #1, "      G("; J; ") = "; R#(J)
NEXT J
503 END SUB

```

Результаты расчета программы 5

```

<<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>
ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: 4
ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : 0
                2).НЕРАВЕНСТВ: 10
ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: .5
ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: .001
НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ
X( 1 ) = .0025
X( 2 ) = .0033
X( 3 ) = .0042
X( 3 ) = .008

```

```

НОМЕР СЧЕТА: 1      FDIFER = 10
  Объектная функция V= .0415874155120424
  ВЕКТОР: X( 1 ) = 2.800000086426735D-02
  ВЕКТОР: X( 2 ) = 3.200000151991844D-02
  ВЕКТОР: X( 3 ) = 3.500000014901161D-02
  ВЕКТОР: X( 4 ) = 1.200000010430813D-02 *****
НОМЕР СЧЕТА: 14      FDIFER = 9.964952188735387D-04      Объектная функция V = 3.188156822144483D-02
  ВЕКТОР: X( 1 ) = 2.199999988079071D-02
  ВЕКТОР: X( 2 ) = 2.863417752087116D-02
  ВЕКТОР: X( 3 ) = 3.278436884284019D-02
  ВЕКТОР: X( 4 ) = 6.656911689788103D-03

```

ОГЛАВЛЕНИЕ

| | |
|---|-----|
| ВВЕДЕНИЕ | 3 |
| 1. ОПИСАНИЕ ПРОЦЕССА ТЕЧЕНИЯ АНОМАЛЬНО ВЯЗКИХ ЖИДКОСТЕЙ В ВИНТОВЫХ КАНАЛАХ ШНЕКА | 5 |
| 1.1. Анализ процесса течения аномально вязких жидкостей в винтовых каналах шнека | 5 |
| 1.2. Экструзионное оборудование и технологический процесс с уче- том качества экструдата | 41 |
| 1.2.1. Типичные длинномерные резинотехнические изделия и схе- ма их производства [113] | 41 |
| 1.2.2. Экструдер [113] | 43 |
| 1.2.3. Установки ультравысокой частоты [113] | 46 |
| 1.2.4. Установки с соляными ваннами [113] | 47 |
| 1.3. Критерии качества изделий при переработке аномально вязких жидкостей | 49 |
| 1.3.1. Оценка подвулканизации экструдата при переработке рези- новых смесей | 49 |
| 1.3.2. Оценка изменения размеров поперечного сечения экструдата при переработке полимеров | 56 |
| 1.4. Современные задачи оптимизации процесса и оборудования экструзии полимерных материалов | 72 |
| 1.5. Прочностные расчеты шнеков экструзионных машин | 84 |
| 1.6. Методы оптимизации | 86 |
| 1.7. Постановка задачи исследования | 88 |
| 2. РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ | 90 |
| 2.1. Математическое моделирование процесса экструзии резиновых смесей с учетом уравнения, описывающего качество экструдата | 90 |
| 2.2. Проверка адекватности математической модели процесса экструзии резиновых смесей | 91 |
| 2.2.1. Описание экспериментальных установок | 91 |
| 2.2.2. Объект исследования | 94 |
| 2.2.3. Описание экспериментов [222 – 224] | 95 |
| 3. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЧЕРВЯЧНОЙ МАШИНЫ НА ПРОЦЕСС ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ И ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ | 98 |
| 3.1. Теоретические исследования влияния технологических и конструктивных параметров на процесс экструзии рези- новых смесей [222] | 98 |
| 3.2. Выбор параметров управления | |
| 4. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ОПТИ- МАЛЬНЫХ РЕЖИМНЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРА- МЕТРОВ ОБОРУДОВАНИЯ НА ПРОЦЕСС ЭКСТРУЗИИ | 107 |
| 4.1. Математическая постановка задачи оптимизации процес- са и оборудования экструзии резиновых смесей с учетом подвулканизации и пластикации экструдата при условии минимизации полезной мощности | 107 |
| 4.2. Теоретические исследования влияния оптимальных ре- жимных параметров процесса и конструктивных парамет- ров оборудования на полезную мощность | |
| 4.3. Проверка адекватности решения задачи оптимизации про- цесса и оборудования экструзии резиновых смесей | |
| 4.3.1. Описание экспериментов | 114 |

| | |
|---|------------|
| 4.3.2. Экспериментальные исследования на установке для измерения полезной мощности механическим методом | |
| 5. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ЭКСТРУДАТА | 119 |
| 5.1. Математическое моделирование процесса экструзии резиновых смесей с учетом уравнений, описывающих подвулканизацию и степень пластикации экструдата | 119 |
| 5.2. проверка адекватности математической модели процесса переработки резиновых смесей с учетом качества экструдата | 128 |
| 5.2.1. Описание экспериментальных установок | 128 |
| 5.2.2. Объект исследования | 131 |
| 5.2.3. Описание экспериментов [243 – 248] | 132 |
| 5.2.4. Результаты экспериментальных исследований | 134 |
| 6. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА И ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ПЕРЕРАБОТКИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ НА ЭНЕРГОЗАТРАТЫ, ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ И КАЧЕСТВО ЭКСТРУДАТА И ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ | 141 |
| 6.1. Теоретические исследования влияния технологических и конструктивных параметров на процесс переработки резиновых смесей с учетом качества экструдата | 141 |
| 6.2. Выбор параметров управления | |
| 7. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМНЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ОБОРУДОВАНИЯ НА ПРОЦЕСС ЭКСТРУЗИИ | 151 |
| 7.1. Математическая постановка задачи оптимизации процесса и оборудования для экструзии резиновых смесей при условии минимизации полезной мощности и получении качественного экструдата | 151 |
| 7.2. Теоретические исследования влияния оптимальных режимных параметров процесса и конструктивных параметров оборудования на полезную мощность | |
| 7.3. Проверка адекватности решения задачи оптимизации процесса и оборудования для экструзии резиновых смесей при заданном качестве изделий | |
| 7.3.1. Описание экспериментов | 156 |
| 7.3.2. Результаты экспериментальных исследований | |
| 8. МЕТОДИКА ИНЖЕНЕРНОГО РАСЧЕТА ПРОЦЕССА И ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ | 159 |
| ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ | 161 |
| СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ | 162 |
| ПРИЛОЖЕНИЕ | |