

**М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев,
В.К. Скуратов, В.Г. Однолько**

**МЕТОДОЛОГИЯ РАСЧЕТА ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА
ДЛИННОМЕРНЫХ РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК
ЗАДАННОГО КАЧЕСТВА**

МОСКВА
"Машиностроение"
2009

УДК 621.929.3

ББК Л710.514

С593

Р е ц е н з е н т ы:

Доктор технических наук, профессор
заведующий кафедрой "Основы конструирования оборудования"
Московского государственного университета инженерной экологии

В.С. Ким

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник
заместитель директора ОАО "НИИРТМаш"

В.Н. Шапков

С593 Методология расчета оборудования для производства длинномерных резинотехнических заготовок заданного качества / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев, В.К. Скуратов, В.Г. Однолько. – М.: Машиностроение, 2009. – 352 с. – 400 экз.

ISBN 978-5-94275-505-8

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

Для инженерно-технических работников, занимающихся проектированием и эксплуатацией экструзионного и валкового 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

**М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев,
В.К. Скуратов, В.Г. Однолько**

**МЕТОДОЛОГИЯ РАСЧЕТА ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА
ДЛИННОМЕРНЫХ РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК
ЗАДАННОГО КАЧЕСТВА**

"Машиностроение"
2009

МОСКВА

Научное издание

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

**МЕТОДОЛОГИЯ РАСЧЕТА ОБОРУДОВАНИЯ
ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ДЛИННОМЕРНЫХ
РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК
ЗАДАННОГО КАЧЕСТВА**

Редактор Т.М. Глинкина
Инженер по компьютерному макетированию М.Н. Рыжкова

Сдано в набор 28.09.2009. Подписано в печать 19.11.2009
Формат 60 × 84/16. Бумага офсетная. Гарнитура Times New Roman
Печать офсетная. Усл. печ. л. 20,46. Уч.-изд. л. 21,00
Тираж 400 экз. Заказ 526

ООО "Издательство Машиностроение",
107076, Москва, Стромьинский пер., 4

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

По вопросам приобретения книги обращаться по телефону 8(4752)638108
E-mail: izdatelstvo@admin.tstu.ru

ВВЕДЕНИЕ

Важное место в переработке полимерных материалов занимают профильные длинномерные резинотехнические изделия (РТИ), например транспортные ленты, ремни, уплотнения сплошного и сложного сечения, массовое производство которых характеризуется повышенными требованиями к качеству длинномерных профильных резинотехнических заготовок (РТЗ).

Технология получения длинномерных профильных заготовок на заводах РТИ включает в себя: приготовление резиновой смеси в резиносмесителях, последующее вальцевание для придания ей формы, экструзию профильных заготовок. Существует проблема нерационального использования оборудования с точки зрения значительных энергозатрат (до 20 % себестоимости РТЗ) на пластикацию перерабатываемого материала при вальцевании, ухудшения физико-механических показателей экструдата и брака длинномерных профильных РТЗ за счет термодеструкции и изменения размеров их поперечного сечения при изменении режимных параметров процесса.

В современных условиях перспективным направлением совершенствования производственных процессов является обеспечение возможности согласованной работы оборудования в технологической цепи по непрерывной схеме, главным образом, валкового и экструзионного, с оптимизацией режимных переменных и конструктивных параметров оборудования при минимизации полезной мощности и получении качественного экструдата. Кроме того, возрастающий объем и номенклатура видов длинномерных РТИ делают необходимым проектирование экструзионного оборудования с возможной заменой рабочих органов для конкретных полимерных материалов, что выполняют ведущие западные производители, обеспечивая гибкость производственных процессов.

Большой вклад в решение проблем моделирования и оптимизации экструзии и вальцевания полимеров и эластомеров, создания нового оборудования внесли ученые Д.М. Мак-Келви, Г. Шенкель, Т.Э. Бернхардт, Р.В. Торнер, Н.И. Басов, В.И. Коновалов, Ю.В. Казанков, М.М. Балашов, В.В. Скачков, В.С. Ким, Н.Г. Бекин, Г.М. Гончаров, В.Н. Красовский и др.

Однако до настоящего времени не разработаны достаточно надежные критерии, однозначно связанные с качеством резиновых смесей и экструдата и рассчитываемые с использованием режимных переменных и конструктивных параметров оборудования, позволяющих осуществлять его оптимальное проектирование. Существующие математические модели процессов непрерывного вальцевания и экструзии не позволяют эффективно использовать в них интегральные критерии качества каждого из этих процессов в отдельности и в совокупности и осуществить постановку и решение задачи оптимального проектирования непрерывной технологической цепи производства длинномерных РТЗ, включающей экструзионное и валковое оборудование, обеспечивающей минимальные энергозатраты при заданном качестве готового продукта. Кроме того, промышленное экструзионное и валковое оборудование характеризуется высокой металлоемкостью, что ставит неотъемлемой задачей разработку методов, алгоритмов и программ, которые позволят максимально снизить массу и стоимость указанного оборудования.

Поэтому поставленные в настоящей работе задачи по оптимальному проектированию технологической цепи экструзионного и валкового оборудования для непрерывного процесса производства длинномерных РТЗ заданного качества являются весьма актуальными как в научном, так и практическом плане.

Работа выполнялась в соответствии с межвузовскими научно-техническими программами Минобразования РФ "Информационные технологии в образовании", 1996 – 1998 гг., "Ресурсосберегающие технологии машиностроения", 1998 – 1999 гг. по заданию Минобразования РФ "Разработка теоретических основ расчета и проектирования оптимальных энерго- и ресурсосберегающих процессов и оборудования химических и микробиологических процессов", 1998 – 2000 гг., с научно-технической программой "Научные исследования высшей школы в области химических технологий", 2003 – 2005 гг., с аналитической ведомственной целевой программой "Развитие научно-технического потенциала высшей школы", 2006 – 2007 гг. и отмечена Областным грантом Тамбовской области, 2006 г.

1. ПРОЦЕСС ТЕЧЕНИЯ АНОМАЛЬНО ВЯЗКИХ ЖИДКОСТЕЙ. РАСЧЕТ ЭКСТРУЗИОННОГО И ВАЛКОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ИХ ПЕРЕРАБОТКИ

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*.

Попав 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.

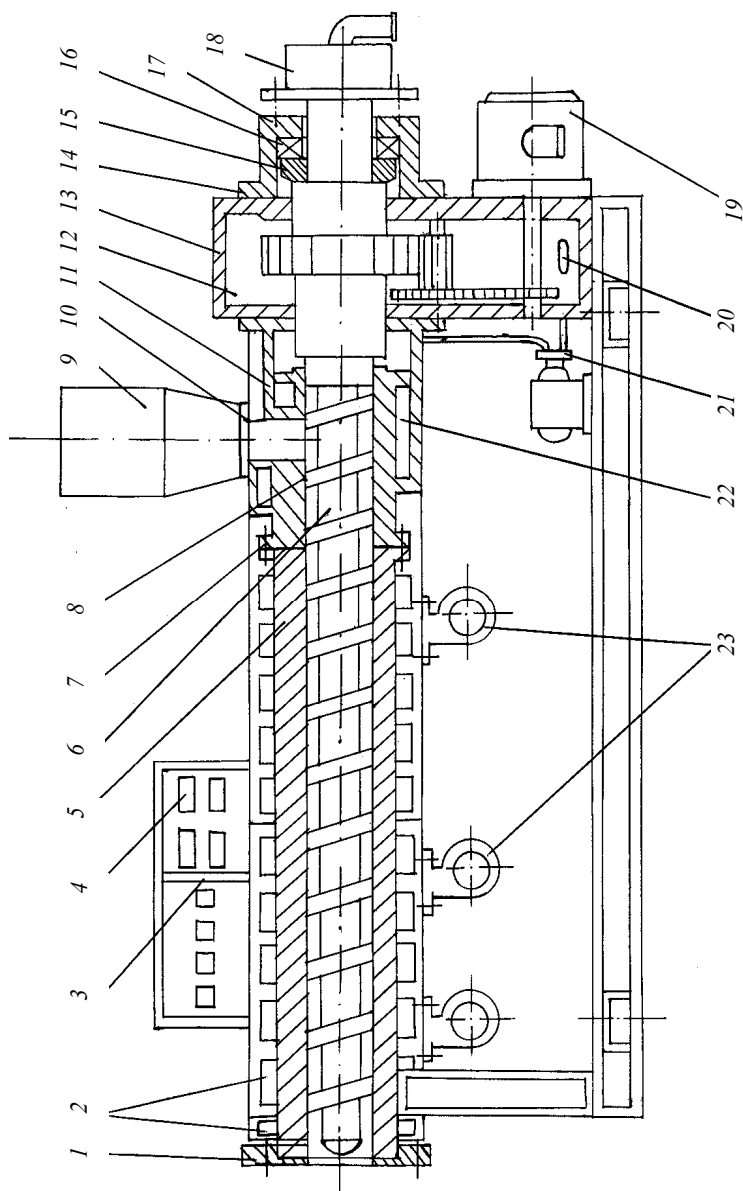


Рис. 1.1. Принципиальная схема одношнекового экструдера для переработки полимерных материалов

При продавливании пластика через формующий 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.

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:

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

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

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

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

где t – время, с; $\frac{D}{Dt}$ – полный дифференциал; ρ – плотность жидкости, кг/м³; ∇ – 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·°C); 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·°C); 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 противодействие, 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 частный интеграл 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, c^{-1} ; D – наружный диаметр шнека, м, движущаяся 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.

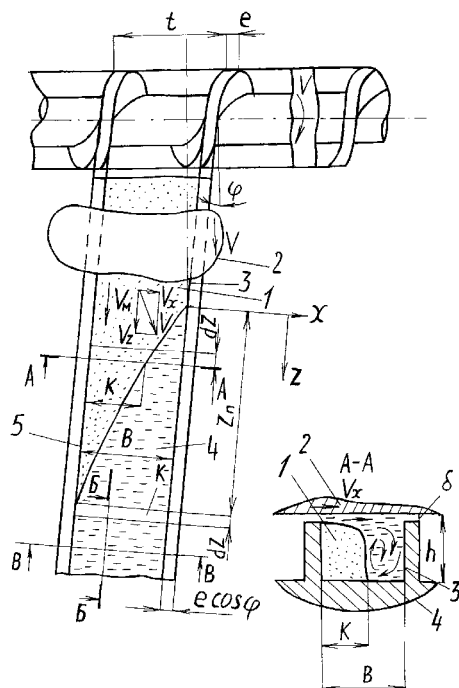


Рис. 1.2. Физическая модель, отображающая работу шнековой машины

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:

$$Q = \int_0^h \int_0^B V_x \delta l dy, \quad (1.5)$$

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 :

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

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:

$$V_x(0, y) = 0, \quad V_x(l, 0) = 0,$$

$$V_x(b, y) = 0, \quad V_x(l, d) = V_x, \quad (1.7)$$

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

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

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, 32] 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:

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

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 [33 – 37] путем эксперимента установлена справедливость основных положений теории для работы шнековой машины в режиме, близком к изотермическому. В работе [38] учитывали монотонно убывающую глубину канала, а в работе [39] – влияние на расход кривизны канала.

В работах [40, 41] 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 [42 – 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, 77, 78] отмечалась необходимость учета аномалии вязкости при построении математической модели течения жидкости в шнековой машине. Некоторые методы учета изложены в работах [24, 77 – 85]. 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, 83 – 87].

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 [82, 84, 88 – 92] 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.

Автор работы [54] ввел 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

$$\delta w = Qc\delta T + Q\delta P. \quad (1.12)$$

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

В работах [14, 38, 79, 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]. Горнер Р.В. в работах [73 – 75] 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 работах [76, 93, 94] также рассмотрены теоретические основы переработки полимерных материалов.

При переработке резиновых смесей сформировались специфические термины [95, 96], используемые в производстве резинотехнических изделий и в научных исследованиях.

В работе [97] 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.

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·сⁿ; $1/2 J_2$ – 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 [95] реальному технологическому процессу проверялась для шнековой машины холодного питания МЧХ-200. Так, например, при проверке адекватности 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 [98] 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 направлении 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 xy 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.

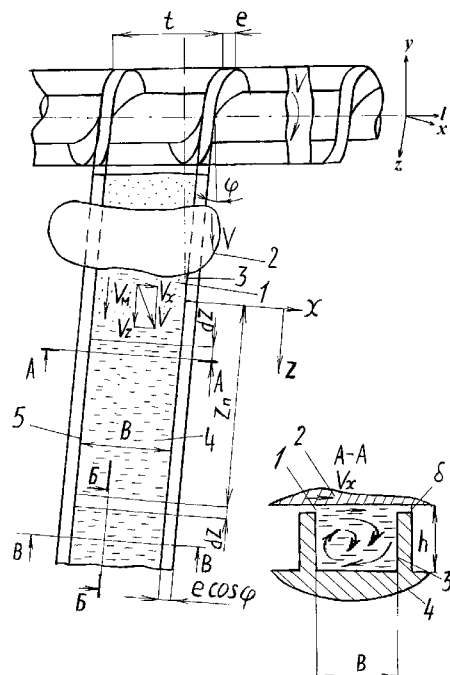


Рис. 1.3. Физическая модель процесса пластикации резиновой смеси

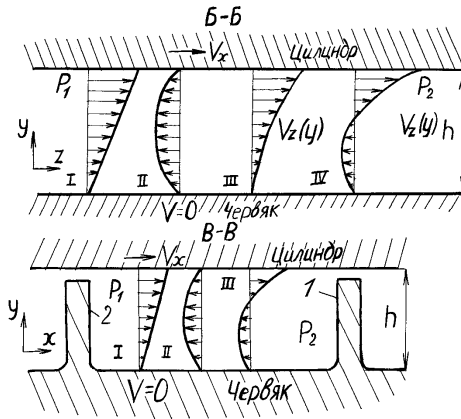


Рис. 1.4. Поля скоростей перерабатываемого материала в продольном (а) и поперечном (б) сечениях канала зоны дозирования
(соответственно $B-B$ и $B-B$ на рис. 1.3)

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; $N_2 = (V_z/2)Bh\Delta P$ – мощность, затрачиваемая на преодоление перепада 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; $N_3 = V(V/\delta)^n m_0 \exp[E/(RT_w)] \times e \cos(\varphi) z_d$ – 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, c^{-1} ; m_0 – мера консистенции, Па · c^n ; 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).

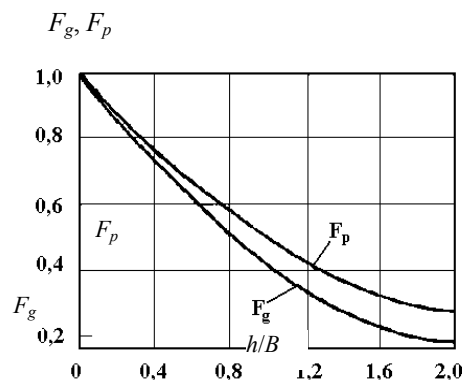


Рис. 1.5. Зависимость коэффициентов формы канала F_g и F_p от относительной глубины его h/B

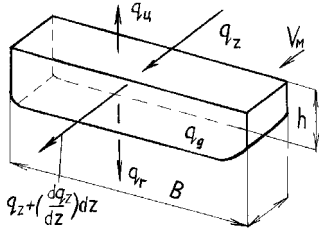


Рис. 1.6. Схема тепловых потоков для элементарного объема винтового канала

Схема тепловых потоков, входящих в элементарный объем канала размерами B , h и ∂z 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 тепловой поток q_z

$$q_z = \rho c V_m T. \quad (1.19)$$

После дифференцирования (1.19) по z получено:

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

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 $\gamma = V/h$, 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. Если $T_q = T_{ц}$, то

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

Коэффициент теплоотдачи определяется соотношением:

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

Тепловой баланс рассмотренных потоков описывается уравнением

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

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

1. Политропный процесс:

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

где $G = m_0 h^2 / (2K\lambda) (V/h)^{n+1}$; $A = 2KaB / (Qh)$; $a = \lambda / (\rho c)$; $K = \alpha h / \lambda$; $V_m = Q / Bh$; a – температуропроводность, m^2/c ; B – ширина винтового канала шнека, м; c – теплоемкость резиновой смеси, Дж/(кг·°C); $T_{ц}$, $T_{см.вх}$ – температура материального цилиндра, резиновой смеси на входе, К; α – коэффициент теплоотдачи от резиновой смеси к стенке материального цилиндра и шнека, Вт/(м²·°C); λ – теплопроводность резиновой смеси, Вт/(м·°C); ρ – плотность резиновой смеси, кг/м³.

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

$$T_{cp} = T_{ц} + G \exp(E/RT_{cp}) (1 + (\exp(-Az_d) - 1) / (Az_d)) + (T_{ц} - T_{см.вх}) (\exp(-Az_d) - 1) / (Az_d). \quad (1.27)$$

2. Адиабатический процесс:

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

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

$$T_{cp} = T_{cm. vx} + GBh / (\rho c Q) \exp(E / RT) z_d / 2. \quad (1.29)$$

3. Изотермический процесс:

$$T_{cm. vx} = T_{cm. вых}. \quad (1.30)$$

Реологические константы (m_0, n, E) в приведенных уравнениях определяют по соотношениям [99] в результате обработки кривых течения.

В работах [100 – 111] показан единый подход к решению краевых задач неизоотермического 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 [100]:

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

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

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

с соответствующими граничными условиями.

Связь между тензорными величинами – напряжением $\bar{\sigma}$ и скоростями деформации \bar{e} определяется реологическими свойствами конкретной среды. 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 интегродифференциальные уравнения, которым должны удовлетворять основные независимые переменные \bar{v}, P, T :

$$\int_V \left\{ p \left(\frac{\partial \bar{v}}{\partial t} + (\bar{v} \nabla) \bar{v} \right) \bar{u} - P (\nabla \bar{u}) + M : \text{Def } \bar{v} \right\} dV = \int_V \bar{g} \cdot \bar{u} dS, \quad \forall \bar{u} \in W_2^1(V); \\ \int_V \left(\frac{\partial p}{\partial t} + \nabla (p \bar{v}) \right) \cdot H dV = 0, \quad \forall H \in L_2(V); \quad (1.35)$$

$$\int_V \left\{ p C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + (\bar{v} \nabla) T \right) \Psi + \lambda \nabla T \nabla \Psi \right\} dV = \int_{S_1} q \Psi dS + \int_{S_2} \alpha (T - T_\infty) dS +$$

$$+ \int_V M : \text{Def } \bar{v} : \text{Def } \bar{v} \Psi dV, \quad \forall \Psi \in W_2^1(V).$$

Класс обобщенных решений, удовлетворяющих системе (1.35), шире, чем класс решений дифференциальных уравнений (1.31 – 1.33) [100].

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

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

$$P_k = -K(\nabla \bar{v}), \quad K \gg 1.$$

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

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.

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, действующей 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.

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

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

В соответствии с вышеизложенными принципами автором в работе [97] 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.

В работах [112 – 114] 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).

Использованы реологические уравнения состояния вязкоэластической среды [112] для дальнейшего решения поставленной задачи, адекватность которых подтверждена в решениях практических задач [113].

С учетом принятых допущений уравнения движения расплава полимера в канале зоны дозирования червяка во введенной прямоугольной декартовой системе координат имеют следующий вид [114]:

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

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.

После интегрирования уравнения (1.40), получено:

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

где a_1 , b_1 – постоянные интегрирования.

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

тензора 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 определяется 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 , зная которые, легко найти решение системы уравнений, физический смысл которых очевиден:

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

где D – диаметр червяка в дозирующей зоне; 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 [114]:

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

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. Авторами предложен способ, состоящий 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.

В работе [115] 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 [115].

Разработанная автором [115] 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 $\Phi(\eta) = \left[(\eta - \eta_0)^2 + \chi^2 (\eta - \eta_{\text{оц}})^2 \right]^{(n+1)/2}$.

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. Результаты расчета безразмерной производительности напорной зоны выполнены для угла нарезки червяка $\varphi = 17,65^\circ$.

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

$$q_3 = \frac{2}{n_2 + 2} \frac{(\delta/D)}{k \left[1 - \left(\frac{e}{D} \right) \right] \left(\frac{h}{D} \right)} \left[(1-\eta_{0,3}) - (n_3 + 1) \frac{\Phi_3(0)}{\Phi_3(1) - \Phi_3(0)} \right] \frac{1}{F_d \varepsilon_k}. \quad (1.52)$$

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.

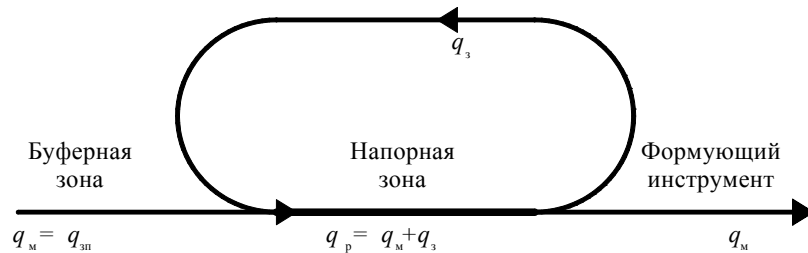


Рис. 1.7. Схема материального баланса напорной зоны

Уравнение для вычисления безразмерного градиента давления в зависимости от q_p [74, 115]:

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

Уравнение для вычисления длины напорной зоны [74, 113]:

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

Уравнение для потребляемой мощности в напорной зоне:

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

Уравнение для потребляемой мощности в зазоре в пределах напорной зоны [74, 115]:

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

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

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

Уравнение для численного расчета средней температуры на выходе элементарного участка напорной зоны [115]:

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

где

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

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

Уравнение для оценки максимальной температуры резиновой смеси на выходе напорной зоны [115]:

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

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

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

Реологическое уравнение [115]:

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

В работах [116, 117] приведены традиционные модели процесса экструзии полимерных материалов и обобщенная (полная) модель [116].

При рассмотрении выдавливающей зоны (зоны дозирования) автор [116] 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 [35, 114]:

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

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 формирующего инструмента, см^3 ; ε – обобщенная характеристика материала, с,

$$\varepsilon = \frac{2\pi}{I} \frac{\mu_1 \beta}{\gamma C_p}, \quad (1.64)$$

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

$$\delta_s = \frac{DL_2}{h_2^2 \sin \alpha \cos \alpha} = \frac{D^2 C_2}{h_2^2 \sin \alpha \cos \alpha}; \quad \delta^* = \frac{\pi h_2^3 D \sin^2 \alpha}{12 L_2} = \frac{\pi h_2^3 \sin^2 \alpha}{12 C_2},$$

где δ^* – характеристика размеров шнека, см³.

В работе [116] автор вводит единую характеристику, которая позволяет непосредственно определять долю теплопроводно-конвекционного нагрева в общем приросте энтальпии при переработке массы на шнековом прессе.

1.2. ЭКСТРУЗИОННОЕ ОБОРУДОВАНИЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ ПРОЦЕСС С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ЭКСТРУДАТА

1.2.1. ТИПИЧНЫЕ ДЛИННОМЕРНЫЕ РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИЕ ИЗДЕЛИЯ И СХЕМА ИХ ПРОИЗВОДСТВА

Производство резиновых профилей и шлангов осуществляется в настоящее время в увеличенном объеме на непрерывно работающих производственных установках с вулканизацией экструдированных профилей из каучуковой смеси с применением микроволн или установок ультравысокой частоты (рис. 1.8) [118].

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.

Машинотехнический объем современной профильной производственной линии схематически показан на рис. 1.9.

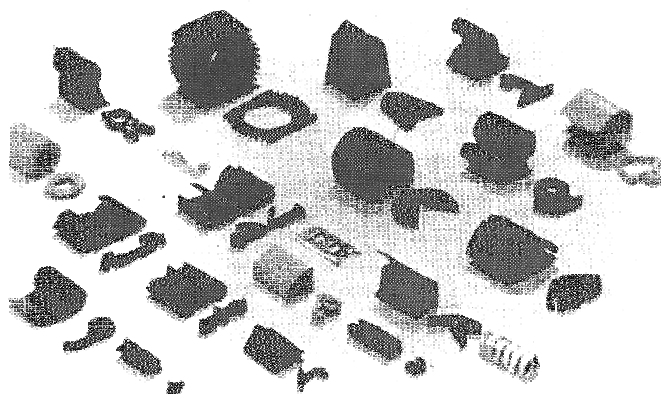
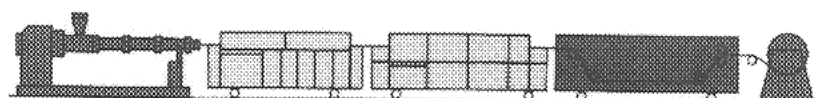


Рис. 1.8. Типичные продукты, которые непрерывно экструдированы и вулканизируются



Экструдер

Установка вулканизации

Установка охлаждения

Рис. 1.9. Экструзионная и вулканизационная установка для профилей

В настоящее время отмечается тенденция, что промышленность, в особенности автомобильная, принуждает изготовителей профилей улучшать их продукцию при перспективах постоянства размеров и физических качеств.

1.2.2. ЭКСТРУДЕР

Для непрерывной вулканизации шлангов и профилей применяют приблизительно в течение 15 – 20 лет экструдеры холодного питания с зоной дегазации [118].

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.

Для непрерывной регистрации размеров профилей в настоящее время все больше применяют бесконтактно работающие лазерные приборы для измерения размеров (рис. 1.10). Таким образом, для соблюдения допусков профиля может автоматически корректироваться скорость вытяжки ленты или число оборотов экструдера.

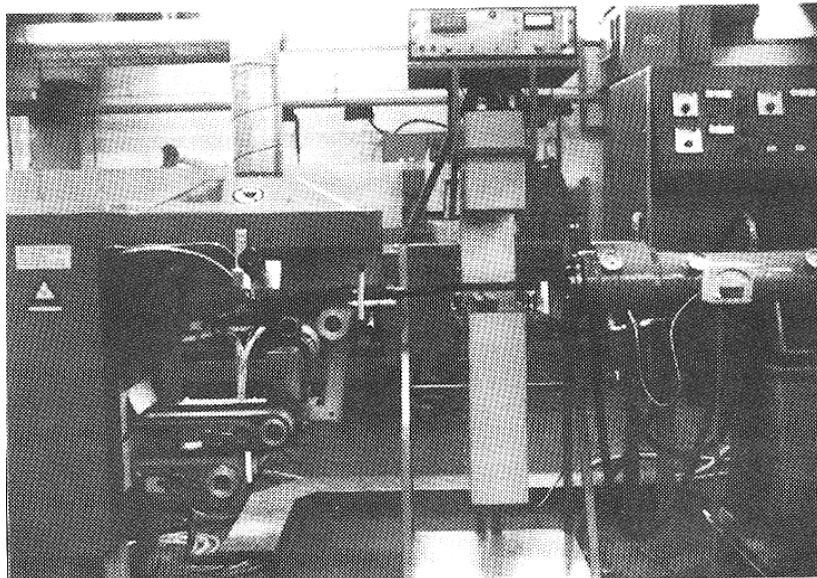


Рис. 1.10. Оснащение экструдера прибором, регистрирующим изменение размеров экструдата

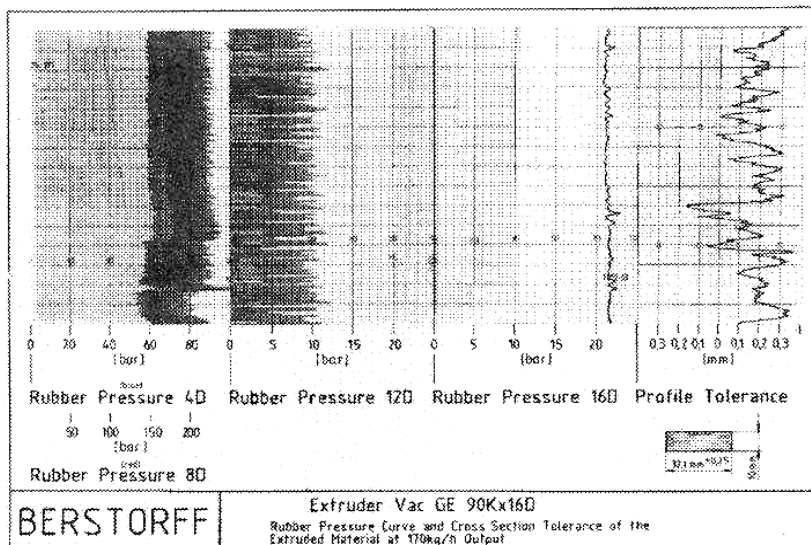


Рис. 1.11. Запись данных процесса и допусков размеров обычного вакуумного экструдера Vac GE 90Kx15D

Показано [118], что при производительности в 170 кг/ч постоянная размеров плоского профиля $32,1 \times 10$ мм у этой машины (рис. 1.11) составляла в горизонтальной профильной оси $\pm 0,25$ мм. Отклонения от допуска можно распознать уже по колебаниям записи давления массы в технологической части экструдера.

1.2.3. УСТАНОВКИ УЛЬТРАВЫСОКОЙ ЧАСТОТЫ

При производстве профилей необходимо быстрое и равномерное нагревание поперечного сечения профиля до температуры вулканизации [118].

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.

Установки по принципу волновода применяются 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.

1.2.4. УСТАНОВКИ С СОЛЯНЫМИ ВАННАМИ

Успешное применение установок ультравысокой частоты понизило значение установок с соляными ваннами для непрерывной вулканизации резиновых профилей (табл. 1.1) [118].

1.1. Сравнительные критерии установок с соляной ванной и ультравысокой частоты [118]

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 %

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 смесей, которые непригодны для вулканизации на установках ультравысокой частоты.

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.

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 [119].

В работе [120] 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 [121] 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 [122].

Из патентной литературы [123 – 128] видно, что работы в направлении одновременного формования и вулканизации резиновых изделий идут за рубежом в широких масштабах.

В работах [129 – 141] проводились исследования показателей качества, таких как предел прочности и относительное удлинение вулканизированных образцов в зависимости от времени и температуры вулканизации и предложены методы оценки степени вулканизации.

В работах [131, 141] авторами предлагается в качестве критерия качества резиновой смеси использовать критерий Бейли:

$$JB(t) = \int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau [T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau [T(t)]} = 1, \quad (1.65)$$

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 [142] 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 [143] 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 [144] 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 anomalно 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

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

– уравнение энергии

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

– модифицированный критерий Бейли

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

со следующими граничными условиями (рис. 1.12):

при $r = R_2$, $V_\theta = 0$, $V_z = 0$

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

при $z = 0$, $P = P_{\text{вх}}$

$$z = L, \quad P = 0;$$

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;

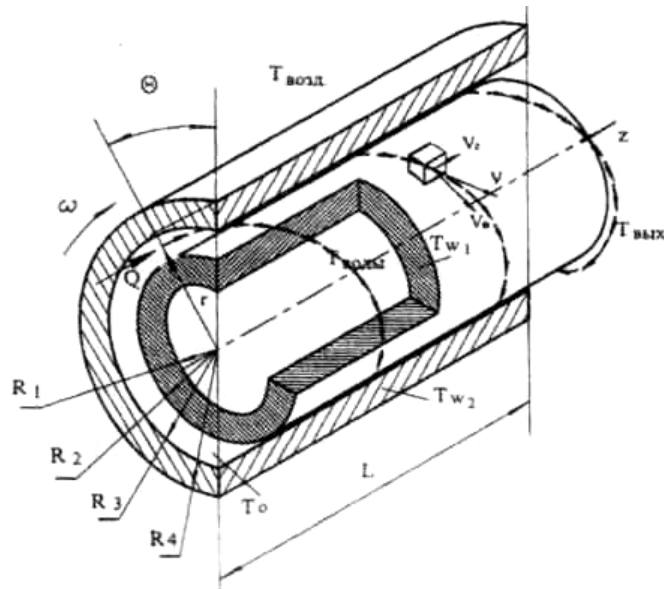


Рис. 1.12. Расчетная схема кольцевого канала диссипативной головки

$\dot{\gamma}$ – 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_p – теплоемкость материала; T – температура материала; T_0 – начальная температура материала; $T_{вх}$ – температура материала на входе в зону деформации; $T_{вн1}$ – температура внутреннего цилиндра; $T_{вн2}$ – 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).

Автором работы [144] получены значения скорости течения и давления, скорости деформации, напряжения, вязкости, температуры и степени подвулканизации в любой точке исследуемого канала.

1.3.2. ОЦЕНКА ИЗМЕНЕНИЯ РАЗМЕРОВ ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ ЭКСТРУДАТА ПРИ ПЕРЕРАБОТКЕ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ

Расплавы полимеров при течении, т.е. при деформировании, способны к большим необратимым деформациям и, следовательно, проявляют свойства истинных жидкостей [145].

Авторами в работе [146] предложено устройство для определения реологических констант полимерных материалов.

Наиболее полно физические и математические закономерности поведения неньютоновских жидкостей описаны в работах [147 – 149].

За меру деформации сдвига γ принимают тангенс угла поворота прямой, которой определялось расстояние между плоскостями до начала процесса. Скорость деформации $d\gamma/dt = \dot{\gamma}$ определяет изменение деформации во времени и выражается в с^{-1} [147].

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

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

$$\{\gamma\} = \begin{vmatrix} 0 & \gamma & 0 \\ \gamma & \gamma^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{vmatrix}, \quad (1.66)$$

Появление диагональной компоненты в тензоре деформаций при простом сдвиге называется эффектом Пойнтинга и объясняется возникновением нормальных напряжений [150, 152].

Тензор скоростей деформации при простом сдвиге имеет вид:

$$|\dot{\gamma}| = \begin{vmatrix} 0 & \dot{\gamma}/2 & 0 \\ \dot{\gamma}/2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{vmatrix}. \quad (1.67)$$

В уравнениях, связывающих между собой напряжение и скорость сдвиговой деформации, коэффициентом является вязкость системы, зависящая от предыстории сдвига и его состояния [146, 147, 151].

Согласно [152], τ связано с высокоэластическим модулем G_3 и высокоэластической деформацией γ_3 следующим образом:

$$\gamma_3 = \frac{\sigma_1}{2\tau}, \quad (1.68)$$

где $\sigma_1 = P_{11} - P_{22}$ – первая разность нормальных напряжений.

$$G_3^0 = \frac{2\tau^2}{\sigma_1} = \frac{2\mu_0^2 \dot{\gamma}^2}{\sigma_1}; \quad (1.69)$$

$$\sigma_1 = \frac{2\mu_0^2 \dot{\gamma}^2}{G_3^0} = \xi_0 \dot{\gamma}^2, \quad (1.70)$$

где ξ_0 – начальное значение коэффициента нормальных напряжений.

Одноосное растяжение расплавов полимеров является еще одним важным типом деформирования [145].

Тензор скоростей деформации при растяжении имеет вид

$$|\dot{\gamma}|_p = \begin{vmatrix} \dot{\gamma}_p & 0 & 0 \\ 0 & -\dot{\gamma}_p/2 & 0 \\ 0 & 0 & -\dot{\gamma}_p/2 \end{vmatrix}. \quad (1.71)$$

Здесь скорость растяжения определяется как продольный градиент скорости:

$$\dot{\gamma}_p = \frac{dU_z}{dz} = \frac{d\gamma_p}{dt}. \quad (1.72)$$

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

$$P_{11} = \lambda \dot{\gamma}_p, \quad (1.73)$$

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 деформация по Генки, обладающая свойством аддитивности по отношению к последовательным деформациям:

$$\epsilon_p = \ln \frac{l}{l_0} = \ln x, \quad (1.74)$$

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

При сдвиге несимметричность формы молекул вызывает их ориентацию в потоке, которая тем больше, чем больше скорость сдвига. Согласно [153], слой относительно слоя перемещается на элементарных структурных элементах, как на катках. При этом исходя из представлений Дебая [154], развитых Бики [155], макромолекулярный клубок в ламинарном стационарном потоке, кроме поступательного движения, еще и вращается. С учетом эффекта Пойнтинга [150] при развитии достаточно больших высокоэластических деформаций при сдвиговом течении расплавов полимеров возникают ориентированные по потоку растягивающие напряжения.

Неустойчивое течение и разбухание экструдата представляют собой основное ограничение интенсификации процессов литья и экструзии полимерных материалов [156 – 158].

Многочисленные исследования причин указанных явлений показали существенное влияние геометрии входовой зоны формирующих каналов. При этом в канал попадают слои материала, расположенные значительно

дальше от головки экструдера, а также из "мертвых зон" [159]. Именно входная зона канала ответственна за развитие неустойчивого течения [160, 161].

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 [162]. Авторы работ [163 – 166] указывают, что эластическое восстановление структуры (разбухание) объясняется результатом проявления напряжений удлинения, возникающих в расплаве перед входом в канал и только частично в нем релаксирующих.

Общий подход к решению задач о течении предложен в работе [167] на базе основных физических принципов, сформулированных в законах сохранения момента количества движения, энергии и массы.

Из анализа работ [146 – 186] сделан вывод, что решить указанную проблему хотя бы частично методами инженерной технологии является не возможным, так как физические и геометрические параметры процесса течения связаны взаимовлиянием.

В течение 1970 – 1980 годов были проведены исследования по разработке критериального метода оценки и прогнозирования технологического поведения каучуков и резиновых смесей [187 – 193]. Сущность метода [187 – 191] состоит в том, что способность материала перерабатываться на оборудовании предлагается оценивать, используя комплексные безразмерные величины (критерии), образованные определенным образом на базе более простых характеристик, реологических свойств, получаемых на образцах материалов с использованием лабораторных приборов или установок.

Принципы формирования критериев основывались на методах фракционного анализа [188]: метода П-теоремы; метода подобия.

В результате проведенного исследования был предложен ряд критериев, рекомендованных для оценки технологического поведения каучуков и резиновых смесей, некоторые из которых сведены в табл. 1.2, где даны также формулы для их расчета и обозначения: $\dot{\gamma}$ – скорость деформации сдвига, c^{-1} ; t – время деформации, с; L и Δh – продольный и поперечный геометрические размеры, см; ρ – удельный вес, $г/см^3$; R – радиус вала, см; V – окружная скорость вала, см/с; τ_{max} – максимальное (пиковое) напряжение сдвига, $кгс/см^2$; $\tau_{уст}$ – напряжение сдвига при установившемся течении.

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 [194 – 204].

Зависимость между усадкой и временем пребывания смеси в мундштуке носит экспоненциальный характер [202].

1.2. Рекомендуемые безразмерные критерии и их оценочные значения для шинных смесей ($t \sim 100$ °C, $P \sim 10$ атм, $\dot{\gamma} \sim 100$ c^{-1})

Название критерия	Обозначение критерия	Расчетное уравнение
Критерий общей деформации сдвига	γ	$\dot{\gamma}t$
Критерий обрабатываемости	$K_{об}$	$\frac{\mu p}{\eta_3 \dot{\gamma}}$
Критерий липкости (адгезии)	K_A	$\frac{A}{\sigma_k}$
Критерий эластического восстановления	$K_{э. в}$	$\frac{\eta_3}{\eta_3 + G_3 t}$
Критерий хладотекучести	$K_{хт}$	$\frac{\rho L t}{\eta_H}$
Критерий качества смешения	$K_{см}$	$\frac{\eta_3 \gamma \sigma_k}{G_3^2}$
Критерий каландруемости	K_c	$\frac{2}{3} \frac{G_3 \sqrt{R \Delta h}}{\eta_3 V}$

С повышением давления перед профилирующим отверстием усадка увеличивается и описывается уравнением [199, 205]

$$\theta = C\Delta P^{\nu}, \quad (1.75)$$

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

В общем виде зависимость усадки от производительности и размеров профилирующего отверстия можно записать [206] как

$$\theta = C_0 \left(\frac{Q}{R^3} \right)^{m\nu} e^{-\beta \frac{l}{d}}, \quad (1.76)$$

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 (1.76), в которое вместо $\frac{Q}{R^3}$ подставляется соответствующее выражение скорости сдвига для сечения данной геометрии [43].

При определенной производительности и заданных размерах профилирующего отверстия влияние температуры на усадку описывается как [203]

$$\theta = C_1 e^{\frac{\nu b}{T}}, \quad (1.77)$$

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

Одним из основных условий обеспечения стабильности качества экструдата является требование, чтобы в момент поступления в профилирующее отверстие в смеси было полностью осуществлено диспергирование и перемешивание ингредиентов (в первую очередь техуглерода) [191].

Величина деформации сдвига равна

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

где $\dot{\gamma}_{срi}$ – средняя скорость сдвига в момент i от начала смешения, c^{-1} ; t_i – время смешения при скорости $\dot{\gamma}_{срi}$, с.

Деформация сдвига [212] и расходуемая при ее осуществлении энергия взаимосвязаны. Мощность, расходуемая на деформирование единицы материала, подчиняется уравнению Оствальда де Вила

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

В работах [213 – 215] рассмотрены некоторые теории вязкоупругости.

В работе [216] предложена модернизированная модель, дающая реологические уравнения состояния, определяющие деформационное поведение полимерных материалов.

Большое значение имеет постоянный контроль размеров сечения экструдата [217], 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 [218 – 223]. Червячные машины холодного питания, выпускаемые отечественной промышленностью, комплектуются устройствами для измерения давления [224], что позволяет контролировать процесс по давлению.

Для снижения усадки смесей после профилирующего отверстия применяют мундштуки измененной конструкции [225].

Уменьшить усадку можно также, изготавливая профилирующее отверстие из двух последовательных участков [226, 227] – входного с сечением, соответствующим сечению изделия, деленному на величину усадки смеси, и выходного – с сечением профилируемого изделия.

Снизить усадку и повысить ее стабильность можно, увеличивая содержание в смеси техуглерода или применяя частично структурированные каучуки [228, 229]: хлоропеновые (наириты ВС, КРВС, КРПС), бутадиен-стирольные (СКС-ЗОПС, СКМС-ЗОПС), бутадиен-нитрильные (СКН-26СШ, СКН-40СШ).

В работах [230 – 236] рассмотрены вопросы кинетики тепловых и механических процессов обработки шприцованных резиновых заготовок и предложены способы и оборудование для их усадки.

В работе [237] показаны аппараты для непрерывной вулканизации рукавов в псевдоожиженной среде и штучных резиновых изделий в виброгравитационном циркуляционном слое и разработана методика их расчета, что позволило получить производство этих изделий улучшенного качества на автоматических и роторно-конвейерных линиях в непрерывном режиме работы.

В работах [116, 238] рассмотрены теоретические основы переработки полимерных материалов в каналах шнека и предложены расчетные уравнения скоростей сдвига и деформаций сдвига с учетом изменения направления скоростей сдвига как вдоль, так и поперек винтового канала, а степень диспергирования определяется по формуле

$$\Delta = \frac{D_a - d}{D_a},$$

где d, D_a – соответственно, текущий и начальный диаметр агломерата.

Автор [116] указывает, что в своих работах Г. Шенкель определяет качество смеси в одношнековых машинах по наименьшему сдвигу, получаемому бесконечно малым элементом, т.е. частицей с координатой $y = (2/3)h$. А величина сдвига при этом

$$\Gamma \Big|_{a=\frac{2}{3}} = \sqrt{\left(\frac{\partial V_z}{\partial y} \Big|_{a=\frac{2}{3}}\right)^2 + \left(\frac{\partial V_x}{\partial y} \Big|_{a=\frac{2}{3}}\right)^2} \cdot t \Big|_{a=\frac{2}{3}},$$

где $a = y/h$; $t \Big|_{a=\frac{2}{3}} = \frac{L}{V_z \Big|_{a=\frac{2}{3}} \cdot \sin \alpha}$ – время пребывания контрольной частички материала в зоне дозирования; L –

длина зоны дозирования шнека вдоль его оси и α – угол его наклона.

Значения градиентов скорости $\left(\frac{\partial V_z}{\partial y} \Big|_{a=\frac{2}{3}}\right)$ и $\left(\frac{\partial V_x}{\partial y} \Big|_{a=\frac{2}{3}}\right)$ получаются дифференцированием уравнений для

V_z и V_x по y с учетом выражения для V_{cz} и V_{cx} :

$$V_z = V_{cz} \frac{y}{h} - \frac{1}{2\mu} \frac{\partial P}{\partial z} (yh - y^2); \quad V_x = -V_{cx} \frac{y}{h} - \frac{1}{2\mu} \frac{\partial P}{\partial x} (yh - y^2),$$

где $V_{cz} = V_c \cos \alpha = 0,5\omega D \cos \alpha$; $V_{cx} = V_c \sin \alpha = 0,5\omega D \sin \alpha$; P – давление в канале.

Наличие циркуляционного потока в винтовом канале шнека указывает на движение частиц в нижней области a_1 и в верхнем положении a_2 [116], тогда суммарная деформация сдвига

$$\Gamma = \Gamma_x \sin \alpha + \Gamma_z \sin \alpha = \frac{L}{h} \left(\frac{T_z}{\operatorname{tg} \alpha} + \frac{T_x}{1-a} \operatorname{tg} \alpha \right),$$

где $T_x = \frac{dV_{1x}}{da_1} \frac{1}{V_{cx}} \frac{V_{cz}}{V_x}$;

$$T_z = \left(\frac{dV_x}{da_1} \frac{1}{V_x} \right)_{\varphi=0} = \frac{V_{2x+a_1} \frac{dV_{2x}}{da_2} \frac{da_2}{da_1} - V_{1x} \frac{da_2}{da_1} - a_2 \frac{dV_{1x}}{da_1}}{\bar{a}_1 V_{2x} - \bar{a}_2 V_{1x}} - \frac{V_x}{V_{cx}} \Big|_{a=0} \left(\frac{dV_{2x}}{da_2} \frac{da_2}{da_1} - \frac{dV_{1x}}{da_1} \right);$$

φ – отношение обратного потока к прямому.

Автор [116] указывает, что общий недостаток работ Г. Шенкеля состоит в игнорировании поля скоростей сдвига по высоте винтового канала и получает математическую модель процесса смешения с более высокой степенью адекватности:

$$\bar{\Gamma} = \bar{\Gamma}_x + \bar{\Gamma}_z,$$

где

$$\bar{\Gamma}_z = \frac{L}{h \sin \alpha} \Phi_z(\varphi);$$

$$\Phi_z(\varphi) = 4 \cdot \frac{-1,63 - 0,78\varphi + 22,49\varphi^2 - 16,45\varphi^3}{0,65 + 15,54\varphi + 37,25\varphi^2 - 53,44\varphi^3} +$$

$$+ 6 \cdot \frac{1,56 + 5,17\varphi + 5,73\varphi^2 - 2,11\varphi^3}{-1,02 + 18,85\varphi - 9,65\varphi^2 - 55,63\varphi^3};$$

$$\bar{\Gamma}_x = -\frac{L}{h \cos \alpha} \cdot 1,08 \cdot \frac{1}{1 - \varphi}.$$

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 [239]. 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 [240].

Конструирование современного оборудования требует от специалиста знаний в области оптимального проектирования. Структурная схема получения оптимальных решений показана на рис. 1.13.

В работе [240] 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:

$$N_u = \frac{\pi^3 D^3}{H} (1 + 3 \sin^2 \varphi_0) \mu_0 \omega_0^2 L + \frac{L}{2} \pi^2 D^2 H \omega_0 \frac{dP}{dz} \cos \varphi_0. \quad (1.78)$$



Рис. 1.13. Структурная схема получения оптимальных решений
Производительность шнековой машины

$$Q_u = \frac{\omega_0}{2} \pi^2 D^2 H \cos \varphi_0 \sin \varphi_0 - \frac{\pi D \sin \varphi_0 H^3}{12\mu_0} \frac{dP}{dz}. \quad (1.79)$$

Перепад давления по длине шнека

$$\Delta P_u = \frac{dP}{dz} l = \frac{dP}{dz} \frac{L}{\sin \varphi_0}. \quad (1.80)$$

Показано, что система уравнений (1.78 – 1.80) сводится к системе двух уравнений, в результате чего целевыми функциями задачи являлись:

- мощность, затрачиваемая на процесс пластикации перерабатываемого материала:

$$f_1(x) = Q(x) = a_1 x_2 \sin x_1 \cos x_1 - b_1 x_2^3 \sin^2 x_1; \quad (1.81)$$

- производительность шнековой машины

$$f_2(x) = N(x) = \frac{a_2 (1 + 3 \sin^2 x_1)}{x_2} + b_2 x_2 \sin x_1 \cos x_1, \quad (1.82)$$

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

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. 1.14) (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 (1.81, 1.82) 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 (1.81). Отсюда следует, что постановка задачи оптимизации без ограничений (для двух переменных) имеет смысл только для функции (1.81). Дополнительные исследования показали, что стационарная точка функции (1.82) является седловой точкой (см. рис. 1.14).

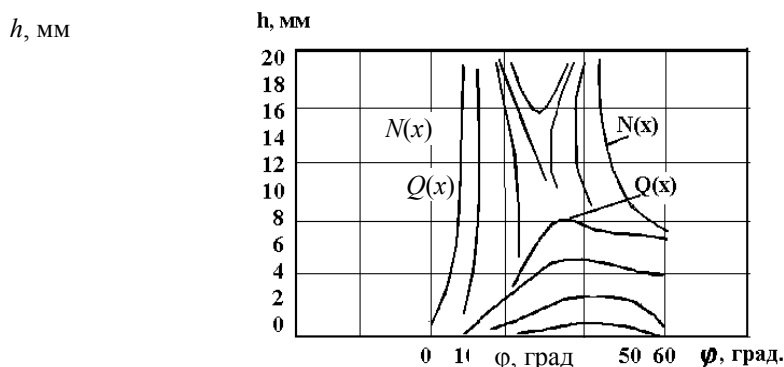


Рис. 1.14. Линии уровней функции производительности $Q(x)$ и потребляемой мощности $N(x)$

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 (1.82) решалась с ограничениями в виде неравенств:

$$a_i \leq x_i \leq b_i, \quad (1.83)$$

где $i = 1, 2, \dots, k$; k – число переменных; a_i, b_i – диапазон изменения переменных x_i . Отмечено, что при ограничениях (1.83) задачу на условный экстремум можно свести к задаче на безусловный экстремум, не прибегая к методу штрафных функций (МШФ).

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

$$z_i = a_i + (b_i - a_i) \sin^2 x_i. \quad (1.84)$$

Использование ограничений (1.83) являлось первым шагом при решении задач экструзии полимеров.

Изложенная задача оптимизации [240] не учитывает особенности конструкции, опыт проектировщика и используемую расчетную модель.

Так, при варьировании четырех переменных: x_1, x_2, x_3, x_4 необходим подход, который при оптимизации процесса экструзии и шнекового оборудования заключается не только в организации ограничений на параметры x_1 и x_2 типа (1.83), но и ограничений в виде еще двух условий:

$$\alpha_3 \leq x_2/x_3 \leq \beta_3, \quad (1.85)$$

$$\alpha_4 \leq x_3/x_4 \leq \beta_4. \quad (1.86)$$

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 (1.85) и (1.86) 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 (1.81, 1.82).

В работах [241, 242] 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 [233, 234].

Задача 1. Определить геометрические размеры и режим работы червячной машины, при которых она потребляет минимум полезной мощности N , а производительность Q , перепад давления ΔP и температура T равны определенным заданным значениям.

Задача 2. Для деталей узлов червячной машины требуется определить основные геометрические размеры

конструктивных элементов, заданных в виде вектора управляемых параметров $\bar{h} = (h_1, h_2, \dots, h_n)^T$, 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 $\tilde{h}^* = (h_1^*, \dots, h_N^*)^T$, чтобы выполнялись требования

$$K_j^n(h) - 1 = 0, \quad (j = \overline{1, N}), \quad (1.87)$$

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

Система уравнений (1.87) широко применяется в практике расчета оптимальных конструкций. Для ее решения используется итерационная формула

$$h_{j(p+1)} = h_{j(p)} + h_{j(p)} r_0^{-1} [K_j^n(h_{j(p)}) - 1], \quad (1.88)$$

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

Итерационный метод проектирования дискретной равнопрочной конструкции (1.87), (1.88) 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:

- минимизировать

$$M(h), \quad h \in D \quad (1.89)$$

при ограничениях

- по прочности

$$K_j^n(h) - 1 \leq 0; \quad (1.90)$$

- по жесткости

$$K_j^* (h) - 1 \leq 0; \quad (1.91)$$

- по устойчивости

$$K_j^y (h) - 1 \leq 0; \quad (1.92)$$

- по колебаниям

$$K_j^w (h) - 1 \leq 0; \quad (1.93)$$

– по геометрическим параметрам

$$a_j \leq h_j \leq b_j, \quad (1.94)$$

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

Практическая реализация конструкции минимальной массы (1.89) – (1.94) осуществлялась с помощью метода скользящего допуска (МСД).

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.

В работах [241, 242] 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.

Предложен метод расчета на прочность и жесткость червяка с учетом перепада давления, сил трения и разрывности витков по длине [241, 242].

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, а при нахождении конструкции минимальной массы – $\tilde{M}_{\min}^* = 3,689$ кг.

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

В работах [241, 242] также приведено решение задачи минимизации массы конструкции двухслойного материального цилиндра.

Элемент единичной длины двухслойного цилиндра, состоящего из наружного толстостенного гладкого цилиндра 1 и внутренней гильзы 2 с кольцевыми канавками, изображен на рис. 1.15. 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.

Расчетные формулы для максимальных эквивалентных напряжений по IV теории прочности, соответственно, для внутреннего и наружного цилиндров [241, 242]:

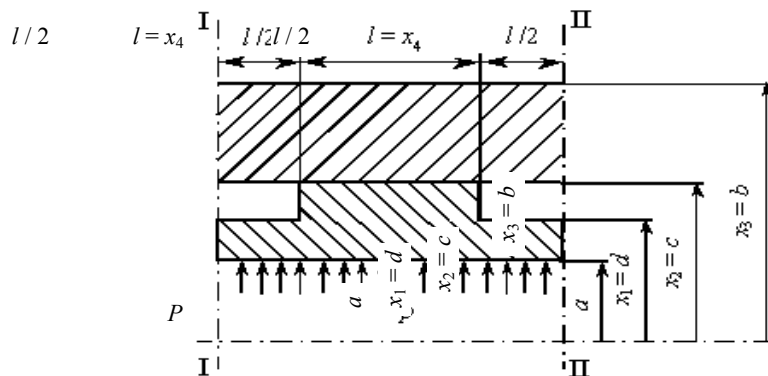


Рис. 1.15. Конструкция двухслойного цилиндра с канавками в местах сопряжения

$$\max \sigma_{\text{в1}} = P \sqrt{\frac{1}{2} \left\{ \left[\left(\frac{a}{d-a} + \mu \frac{l^2}{2(d-a)^2} \right) - \frac{2a}{d} \frac{d}{2(d-a)} - \frac{l^2}{2(d-a)^2} \right]^2 + \left[\frac{l^2}{2(d-a)^2} + 1 \right]^2 + \left[\left(\frac{a}{d-a} + \mu \frac{l^2}{2(d-a)^2} \right) - \frac{2a}{d} \frac{d}{2(d-a)} + 1 \right]^2 \right\}}, \quad (1.95)$$

$$\max \sigma_{\text{в2}} = P \sqrt{\frac{a^2}{c^2} \left[\left(\frac{\beta^2 + 1}{\beta^2 - 1} \right)^2 + 1,8 \frac{\beta^2 + 1}{\beta^2 - 1} + 1,56 \right]}, \quad (1.96)$$

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 (1.95) и (1.96) найти такие оптимальные геометрические параметры двухслойного цилиндра, которые наряду с прочностными характеристиками и эффективным отводом тепла обеспечивали бы минимальную массу конструкции:

$$M(\bar{x}) = \pi \rho \left[2(x_1^2 - a^2) + (x_2^2 - x_1^2) + 2(x_3^2 - x_2^2) \right]. \quad (1.97)$$

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

$$\max \sigma_{\text{в1}} \leq [\sigma]_1; \quad (1.98)$$

– для наружного цилиндра

$$\max \sigma_{\text{в2}} \leq [\sigma]_2; \quad (1.99)$$

и геометрические ограничения по управляемым параметрам

$$a_i \leq x_i \leq b_i, \quad i = 1, 2, 3, 4. \quad (1.100)$$

Здесь $\max \sigma_{\text{в1}}$, $\max \sigma_{\text{в2}}$ – максимальные эквивалентные напряжения, соответственно, для внутреннего и наружного цилиндров, определяемые по формулам (1.95) и (1.96); $[\sigma]_1$, $[\sigma]_2$ – 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.

1.5. МЕТОДЫ ОПТИМИЗАЦИИ

Одним из методов нелинейного программирования является метод скользящего допуска (МСД). Исходя из условия быстродействия и удобства организации ограничений в виде равенств и неравенств, используют метод скользящего допуска (МСД) [243], алгоритм которого представлен на рис. 1.16.

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.

С учетом такой стратегии оптимального поиска задачу оптимизации процесса экструзии и оборудования заменяют более простой:

минимизировать

$$f(x), \quad x \in E^n \quad (1.101)$$

при ограничении

$$\Phi^{(k)} - T(x) \geq 0, \quad (1.102)$$

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

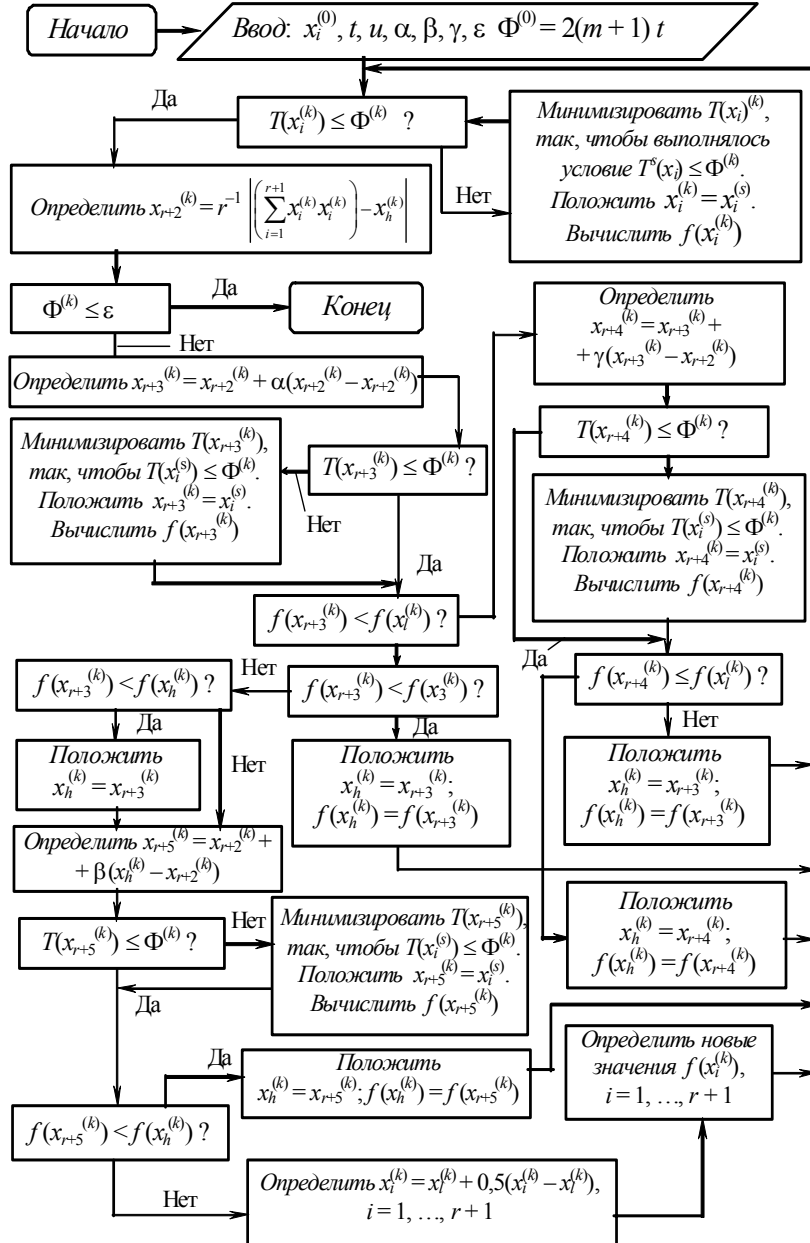


Рис. 1.16. Блок-схема алгоритма метода скользящего допуска (МСД)

$$\Phi^{(k)} = \min \left[\Phi^{(k-1)}, (m+1)/(r+1) \sum_{i=1}^{r+1} x_i^{(k)} - x_{r+2}^{(k)} \right]; \quad (1.103)$$

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

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:

$$T(x) = \left[\sum_{i=1}^m h_i^2(x) + \sum_{i=m+1}^p u_i g_i^2(x) \right], \quad (1.104)$$

где u_i – оператор Хевисайда, обладающий следующими свойствами:

$$u_i = 0 \text{ при } g_i(x) \geq 0 \text{ и } u_i = 1 \text{ при } g_i(x) < 0, \quad (1.105)$$

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 (1.104).

Систему уравнений (1.103) 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:

$$x_i^{(p+1)} = x_i^{(p)} + x_i^{(p)} r^{-1} [K_j(x_i^{(p)}) - 1], \quad (1.106)$$

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

В окончательном виде решение системы (1.103) позволяет определить параметры по методу скользящего допуска с помощью программы "OPTISCRE" (см. рис. 1.16).

В работе [244] обсуждаются общие подходы к решению задач по оптимальному проектированию в химическом машиностроении.

В работе [245] предлагается применение нового алгоритма поиска с использованием непрерывных функций для оптимизации технологических процессов в химическом машиностроении.

1.6. ОПИСАНИЕ ПРОЦЕССА ВАЛЬЦЕВАНИЯ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ

1.6.1. ГИДРОМЕХАНИЧЕСКИЙ МЕТОД РАСЧЕТА ПРОЦЕССА ВАЛЬЦЕВАНИЯ НЬЮТОНОВСКИХ И НЕНЬЮТОНОВСКИХ ЖИДКОСТЕЙ

В работах [74, 245 – 247] предложен метод расчета поля скоростей, напряжений сдвига, удельного давления в области деформации, распорного усилия и технологической мощности в процессе симметричного вальцевания аномально вязких полимерных материалов со степенной зависимостью между напряжением и скоростью сдвига

$$\tau = \mu_1 \left(\frac{\partial \vartheta_x}{\partial y} \right)^{n-1} \left(\frac{\partial \vartheta_x}{\partial y} \right), \quad (1.107)$$

где μ_1 и n – реологические константы.

В этом случае система дифференциальных уравнений имеет вид

$$\begin{cases} \frac{dP}{dx} = \frac{d\tau}{dy}; \\ \frac{dP}{dy} = 0; \\ \tau = \mu_1 \left(\frac{\partial \vartheta_x}{\partial y} \right)^{n-1} \left(\frac{\partial \vartheta_x}{\partial y} \right). \end{cases} \quad (1.108)$$

Решение данной системы уравнений с использованием ранее описанных допущений и граничных условий позволило определить:

- 1) распределение скоростей перерабатываемого материала в зоне деформации

$$\vartheta = U \left[1 + \frac{1+2n}{1+n} \frac{h-h_0}{h} \left(y^{\frac{1+n}{n}} - h^{\frac{1+n}{n}} \right) \right]; \quad (1.109)$$

- 2) распределение давления в области деформации

$$P = \mu_1 \left(\frac{U}{h_0} \right)^n \left(\frac{1+2n}{n} \right)^n \sqrt{\frac{2R}{h_0}} \int_{-X_H}^{X_K} \frac{(\pm X^2 \pm X_K^2)^n}{(1+X^2)^{1+2n}} dX, \quad (1.110)$$

где X, X_K – безразмерные координаты положения, введенные Гаскеллом;

- 3) распределение удельной силы трения на поверхности валка

$$\tau = \pm \mu_1 \left(\frac{u}{h_0} \right)^n \left(\frac{1+2n}{n} \right)^n \left(\frac{X^2 - X_K^2}{(X^2 + 1)^{2n}} \right), \quad (1.111)$$

где знак плюс относится к зоне отставания $X > X_K$, а знак минус к зоне опережения $X < X_K$.

Величина распорного усилия определяется интегрированием кривой распределения удельного давления по дуге захвата:

$$F_n = L \sqrt{2Rh_0} \int_{X_K}^{X_H} P dx = 2\mu_1 RL \left(\frac{U}{h_0} \right)^n F(X, n); \quad (1.112)$$

$$F(X, n) = \left(\frac{1+2n}{n} \right)^n \int_{-X_1}^{X_H} \int_{-X_1}^X \frac{(\pm X^2 \pm X_1^2)}{(1+X^2)^{1+2n}} dX dX. \quad (1.113)$$

При $n = 1$ (ньютоновская жидкость) уравнение (1.112) будет аналогично уравнению Гаскелла.

Мощность, необходимая для преодоления сил трения в области деформации, определяется как

$$N_n = 2LUT, \quad (1.114)$$

где T – сумма сил трения о поверхности валков.

Для нахождения T необходимо проинтегрировать кривую изменения сил трения на поверхности валка:

$$N_n = 2Lu \int_{X_K}^{X_H} \tau dx = 2\mu_1 Lu \left(\frac{u}{h_0} \right)^n \left(\frac{1+2n}{n} \right)^n \sqrt{2Rh_0} \Phi(X, n), \quad (1.115)$$

где

$$\Phi(X, n) = \int_{X_1}^{X_2} \frac{(X^2 - X_1^2)^n}{(1 + X^2)^{2n}} dX - \int_{-X_1}^{X_1} \frac{(X_1^2 - X^2)^n}{(1 + X^2)^{2n}} dX. \quad (1.116)$$

При $n = 1$ уравнение (1.115) будет аналогично уравнению Гаскелла.

Анализу данного процесса посвящено значительное количество работ [74, 245 – 247]. Несимметричность процесса обусловлена разностью окружных скоростей заднего и переднего валков, т.е. вальцевание осуществляется с фрикцией. Отличие симметричного процесса состоит в принятии граничных условий, которые имеют вид:

– при $y = +h$

$$u_1 = \omega_1(R + h_0 - h) \approx \omega_1 R;$$

– при $y = -h$

$$u_2 = \omega_2(R + h_0 - h) \approx \omega_2 R, \quad (1.117)$$

где $\omega_1 > \omega_2$ – угловые скорости вращения валков.

Решение системы уравнений (1.108) с использованием принятых граничных условий дает выражение для распределения скоростей частиц потока материала в направлении оси X :

$$v_x = \frac{u_1 + u_2}{2} + \frac{\left(\frac{dP}{dX}\right)^n \operatorname{sign} \frac{dP}{dX} h^{n+1}}{2\mu_1^2(n+1)(2Rh_0)^{n/2}} \left[(1 - \eta_0)^{n+1} + (1 + \eta_0)^{n+1} - 2(\eta - \eta_0)^{n+1} \right]. \quad (1.118)$$

Значение η_0 определяется трансцендентным выражением

$$\eta_0 = \left[\frac{X^2 - X_1^2}{h_0(1 + X_1^2)(\alpha - \beta)} \left(\frac{(1 + X^2) - \beta(1 + X_1^2)}{\alpha - 1} - \frac{(1 + X^2) - \alpha(1 + X_1^2)}{\beta - 1} \right) \right], \quad (1.119)$$

где $\alpha = \frac{(f+1)(n+2)}{2(f+n)+2}$; $\beta = \frac{(f+1)(n+2)}{2(fn+f+1)}$.

Из (1.119) следует, что функция $\eta_0(X)$ имеет точку разрыва при $X = X_1$. В области $X_2 \geq X \geq X_1$ величина η_0 лежит в пределах $-\infty \leq \eta_0 \leq 0$ и сечение нулевых напряжений сдвига располагается ближе к поверхности медленно вращающегося валка. В точке с координатой $\eta_0 = -1$ минимум скорости оказывается расположен на поверхности валка, вращающегося со скоростью u_2 . В сечении $\eta_0 = 1$ максимум скорости лежит на поверхности быстро вращающегося валка. Градиент давлений определяется из условия постоянства расхода. После всех преобразований получаем

$$\frac{dP}{dX} = \left[\frac{u_l(n+2)}{h_0} \right]^{1/n} \mu_1 B_1 \frac{(X_2^2 - X)^{1/n}}{\left[(1 - \eta_0)^{n+1}(2n+5 - \eta_0) + (1 + \eta_0)^{n+1}(2n+3 - \eta_0) \right]^{1/n}}, \quad (1.120)$$

где $u_l = \frac{u_1 + u_2}{2}$; $B_1 = \frac{2^{1/n}(n+1)^{1/n}(2R)^{1/2}}{h_0^{1/2}}$.

Координата сечения максимального давления, определенная из условия $\frac{dP}{dX} = 0$, так же как и в случае симметричного вальцевания, равна $X_1 = -X_k$. Силовые и энергетические параметры несимметричного процесса вальцевания определяются численным интегрированием, как и в случае симметричного процесса.

Расчет распорных усилий и мощности привода ведется по зависимостям, полученным на основе гидромеханической теории вальцевания. Как показано в [247 – 253, 255 – 259]:

$$P_p = (1 + f)\mu_1 LR \left(\frac{u_1}{h_0} \right)^n F, \text{ кН}, \quad (1.121)$$

где функция $F = 1,93 + 3,63n + 1,22n^2$; n – индекс течения; f – фрикция между валками; μ – эффективная вязкость, Па·с; L – рабочая длина валка, м; R – его радиус, м; h_0 – минимальный зазор между валками, м; u_1 – скорость вращения переднего валка, м/с.

Мощность привода валков определяется по формуле

$$N_d = 2(1+f)\mu_1 L u_1 R \left(\frac{u_1}{h_0}\right)^n \frac{(2Rh_0)^{0,5}}{\eta} \Phi, \quad (1.122)$$

где функция $\Phi = 4,67 + 8,06n + 4,09n^2$; η – КПД привода вальцов.

Величины P_p и N_d могут быть найдены и по другим зависимостям [250].

Производительность вальцов периодического действия равна [253]

$$G_n = \frac{60\rho q_1 \alpha}{T_{ц}}, \text{ кг/ч}, \quad (1.123)$$

где $q_1 = (0,0065 \dots 0,0085) DL$, дм^3 ; ρ – плотность смеси, кг/м^3 ; $T_{ц}$ – время цикла обработки смеси, мин; $\alpha = (0,8 \dots 0,9)$ – коэффициент использования машинного времени.

Производительность вальцов непрерывного действия

$$G_H = 60\pi D n b h \rho \alpha, \text{ кг/ч}. \quad (1.124)$$

1.6.2. КРИТЕРИИ КАЧЕСТВА ИЗДЕЛИЙ ПРИ ВАЛЬЦЕВАНИИ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ

При вальцевании существенное влияние на качественные показатели целевого продукта оказывает суммарная величина сдвига, которая зависит от различных технологических и конструктивных параметров процесса.

Средняя удельная деформация сдвига, реализуемая за один проход при периодическом процессе вальцевания с фрикцией, имеет вид [74]:

$$\begin{aligned} \tilde{\gamma}_x = & \left\{ 1,5 \left[(1 - X_k^2) \operatorname{arctg} \frac{X_k - X_H}{1 - X_H X_k} + \frac{1 + X_k^2 X_H}{1 + X_H^2} - X_k^2 \right] \times \right. \\ & \times \frac{1 - \lambda}{1 - \lambda(1 + X_k^2)} + \frac{1 - 2\lambda^2(1 + X_k^2)}{2(1 + X_k^2)[1 - \lambda^2(1 + X_k^2)]} \times \\ & \left. \times \left(\frac{X_k}{1 + X_k^2} - \frac{X_H}{1 + X_H^2} + \operatorname{arctg} \frac{X_k - X_H}{1 - X_H X_k} \right) \right\} [2,8h_{02}l_b(1 + X_k^2)(X_k - X_H)]^{-1}, \end{aligned} \quad (1.125)$$

где $X_H = \frac{x_H}{\sqrt{2Rh_{02}}}$; $X_k = \frac{x_k}{\sqrt{2Rh_{02}}}$, x_H – величина координаты сечения входа, м; x_k – величина координаты сечения выхода, м; R – радиус валка, м; h_{02} – половина величины зазора между валками, м; $\lambda = (U_1 - U_2)/2U_0$, где U_2 – окружная скорость заднего валка, м/с; U_1 – окружная скорость переднего валка, м/с; $U_0 = (U_1 + U_2)/2$ – среднее значение окружной скорости валков; l_b – длина рабочей части валка вальцов, м.

Величина сдвига вдоль оси X определяется по формуле [74]

$$\gamma_x = \tilde{\gamma}_x i(t), \quad (1.126)$$

где $i(t)$ – число проходов,

$$i(t) = \frac{U_0 t (1 + X_k^2)}{(X_k - X_n) \sqrt{2Rh_{02}}}, \quad (1.127)$$

где t – продолжительность (время) вальцевания.

Расчет на прочность и автоматизированное проектирование валков и станин вальцов изложены в [251 – 253, 255, 256].

Выводы

1. До настоящего времени не используют достаточно надежные критерии, однозначно связанные с качеством резиновых смесей и экструдата и рассчитываемые с использованием режимных переменных и конструктивных параметров оборудования, позволяющих осуществлять его оптимальное проектирование. Существующие математические модели процессов непрерывного вальцевания и экструзии не позволяют эффективно использовать в них интегральные критерии качества каждого из этих процессов в отдельности и в совокупности.

2. 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 длинномерных профильных резинотехнических заготовок.

3. Математическое описание качества (подвулканизации) резиновых смесей с помощью критерия Бейли, использованное ранее при проектировании валкового оборудования и при оценке подвулканизации в диссипативных головках, имеет перспективу дальнейшего развития для использования при проектировании шнековых машин.

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

5. Методика оценки качества термопластичных полимерных материалов с помощью величины суммарного сдвига для резиновых смесей имеет перспективу дальнейшего развития при проектировании оборудования.

6. Существующие методы и алгоритмы оптимального проектирования рабочих органов и материальных цилиндров червячного оборудования при минимизации их массы и отсутствие подобных методик и алгоритмов для валков и станин вальцов не позволяют проводить оптимальное проектирование комплексных валково-шнековых агрегатов для совмещенных процессов непрерывного вальцевания и экструзии.

В результате анализа современного состояния в области математического описания процесса экструзии и вальцевания резиновых смесей, в том числе уравнений, описывающих их подвулканизацию и усадку (разбухание) длинномерных резинотехнических заготовок, а также современных методов оптимизации экструзионного и валкового оборудования выявлены недостатки использованных подходов и поставлена задача исследования, которая решена в последующих главах.

Создание усовершенствованных математических моделей непрерывного процесса вальцевания и экструзии резиновых смесей позволит минимизировать полезную мощность с учетом ограничений на качество пластика, длинномерных резинотехнических заготовок, прочность материала (жесткость конструкции) шнека и разработать программное обеспечение для оптимального проектирования оборудования с целью устранения перечисленных недостатков.

2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА НЕПРЕРЫВНОГО ВАЛЬЦЕВАНИЯ И ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ПЛАСТИКАТА И ЭКСТРУДАТА

Для решения задач оптимального проектирования совмещенного и отдельных процессов вальцевания и экструзии при производстве резинотехнических заготовок с заданными показателями качества необходимо располагать соответствующим математическим описанием, включающим уравнения, описывающие зависимость энергосиловых параметров процессов экструзии и вальцевания от режимных переменных и конструктивных параметров оборудования, полученные с учетом необходимых допущений и упрощений из системы дифференциальных уравнений движения (Навье-Стокса), неразрывности, энергии и

реологического уравнения.

Развитие математических моделей предполагается осуществить путем дополнения их уравнениями, связывающими режимные переменные и конструктивные параметры оборудования с интегральными критериями качества.

Взаимосвязь математических описаний отдельных процессов вальцевания и экструзии обеспечивается использованием одного из критериев качества – величины суммарного сдвига, полученного перерабатываемым материалом в совмещенном процессе его непрерывной переработки в резинотехнические заготовки (РТЗ).

Так, например, исследования [192] показали, что качество длинномерных РТЗ в общем процессе их производства определяется величиной суммарного сдвига в процессе переработки резиновых смесей:

$$\gamma = \gamma_{p.c} + \gamma_v + \gamma_{ш} + \gamma_{\phi},$$

где $\gamma_{p.c}$ – суммарный сдвиг в резиносмесителе роторного типа, значение которого определено в пределах 1400...1600 для наилучшего качества смешения; γ_v , $\gamma_{ш}$, γ_{ϕ} , – суммарный сдвиг соответственно при вальцевании, в каналах шнека и в каналах экструзионной головки.

2.1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА НЕПРЕРЫВНОГО ВАЛЬЦЕВАНИЯ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ПЛАСТИКАТА

2.1.1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ НЕПРЕРЫВНОГО ПРОЦЕССА ВАЛЬЦЕВАНИЯ

К недостаткам периодического процесса переработки полимерных материалов на вальцах относят: существование замкнутых линий тока; отсутствие перемещения обрабатываемого материала вдоль образующих валков.

Все это ухудшает смесительный эффект и диспергирование вальцуемой смеси по всему объему. Кроме этого, периодический процесс вальцевания является одним из самых трудоемких технологических процессов в производстве и переработке пластических масс и резиновых смесей, требующих больших затрат физического труда рабочего-вальцовщика. Перевод валков на непрерывный режим работы позволяет снизить эти затраты и существенно облегчить труд. Схема работы валков непрерывного действия показана на рис. 2.1.

В процессе непрерывного вальцевания обрабатываемый материал непрерывно поступает между двумя вращающимися навстречу друг другу валками в некоторой ограниченной области рабочей поверхности валков. На некотором расстоянии от места загрузки прошедший обработку материал срезается в виде непрерывной ленты и удаляется. При этом работу валков по непрерывному режиму можно осуществлять двумя способами: непрерывной загрузкой материала с одной стороны валка и срезанием ленты материала с другой стороны; непрерывной загрузкой материала в середине валка и срезанием ленты материала с обеих сторон валка.

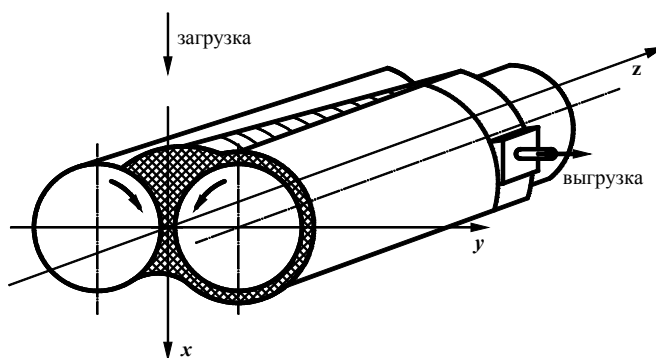


Рис. 2.1. Схема работы валков непрерывного действия

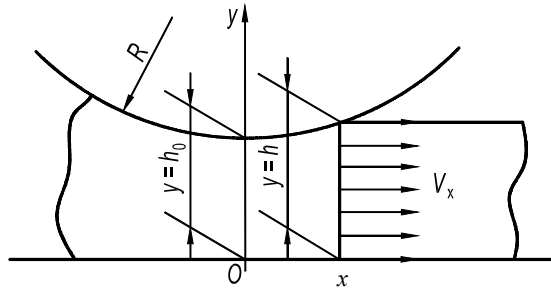


Рис. 2.2. Схема обозначений параметров вальцевания

В результате вращения валков в зазоре между ними возникает поток материала со скоростями частиц, имеющими проекции на все оси координат (в случае периодического режима работы валцов проекции скоростей частиц потока на ось z отсутствуют, а движение материала представляется в прямоугольной системе координат, оси которой ориентированы, как показано на рис. 2.2).

В общем виде математическое описание задачи процесса непрерывного вальцевания представляет систему дифференциальных и реологического уравнений [245]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial P}{\partial x} = \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y}; \\ \frac{\partial \vartheta}{\partial x} + \frac{\partial \vartheta_y}{\partial y} = 0; \\ \frac{\partial P}{\partial y} = 0; \\ \frac{\partial P}{\partial z} = 0; \\ \tau_{xy} = \mu_1 \left(\frac{\partial \vartheta_x}{\partial y} \right)^{n-1} \left(\frac{\partial \vartheta_x}{\partial y} \right); \\ \mu_1 = \mu_0 e^{-b(T-T_0)}; \\ \rho c_v \vartheta_x \frac{\partial T}{\partial x} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + A \tau_{xy} \frac{\partial \vartheta_x}{\partial y}, \end{array} \right. \quad (2.1)$$

где μ_0 – коэффициент однородной вязкости материала в сечении входа в область деформации; c_v – удельная теплоемкость при постоянном объеме; ρ – плотность жидкости; A – термический эквивалент работы; λ – коэффициент теплопроводности материала; b – экспериментальный коэффициент.

Начальные и граничные условия:

– при $X = X_n$

$$P = 0, \quad T = T_0;$$

– при $X = X_k$

$$P = 0, \quad \tau = 0, \quad \vartheta = \text{const};$$

– при $\eta = 0$

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \eta} = 0, \quad \tau = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial \eta} = 0;$$

– при $\eta = \pm 1$

$$T_0 = T_w, \quad u_1 = u_2 = u. \quad (2.2)$$

Решение системы уравнений (2.1) с учетом начальных и граничных условий (2.2) позволяет рассчитать температурные поля и энергосиловые параметры процесса.

Распределение проекций скоростей частиц потока на плоскость xoy и давления жидкости в любом сечении, параллельном этой плоскости, соответствует решению Гаскелла, т.е.

$$|P|_z \equiv \text{const} = \frac{3U\mu\sqrt{2Rh_0}}{8h_0^2} \left[\frac{X - 5X_k^2 - 3X_k^2 X^2 - 1}{(1 + X^2)^2} X + (1 + 3X_k^2) \text{arctg} X + \right. \\ \left. + \frac{1 + 3X_k^2}{1 + X_k^2} X_k - (1 - 3X_k^2) \text{arctg} X_k \right]; \quad (2.3)$$

$$|V_x|_z = \text{const} = U + \frac{3UR(X^2 - X_k^2)}{h_0(1 + X^2)^2} \left[y - \frac{h_0}{2k} (1 + X^2)^2 \right]. \quad (2.4)$$

Движение жидкости в направлении оси валков происходит вследствие перепада в этом направлении давления $\frac{\partial P}{\partial z}$, который может возникнуть только в случае изменения высоты запаса материала вдоль оси z .

Следовательно, для возникновения продольного потока необходимо уменьшение высоты запаса материала X_n , являющегося однозначной функцией X_k .

При решении рассматриваемой задачи принято упрощение, состоящее в том, что продольный поток в межвалковом зазоре рассматривается как сумма независимых элементарных участков потоков между плоскими параллельными пластинами, расстояние между которыми $2h$, ширина dx , а длина (в направлении потока) dz , причем каждый из этих элементарных потоков обусловлен постоянным (в пределах dx и dz) перепадом давления. Тогда распределение проекций на zoy скоростей частиц и расход каждого элементарного потока определяется известными уравнениями расхода через плоскую щель, которые в принятых обозначениях и безразмерных координатах могут быть записаны в виде:

$$dQ = -\frac{(2h)^3}{12\mu} \frac{\partial P}{\partial z} dX; \quad (2.5)$$

$$V_z = \frac{\sqrt{2Rh_0}}{2\mu} \frac{\partial P}{\partial z} \left[y^2 - \frac{h_0}{2R} (1 + X^2)^2 \right]. \quad (2.6)$$

Остальные допущения (несжимаемость жидкости, изотермичность потока, прилипание жидкости к поверхностям валков, преобладание вязкостных сил) те же, что и в решении Гаскелла для случая периодического вальцевания. С учетом принятых упрощений зависимость координаты выхода материала X_k , а соответственно и X_n , от производительности и координаты положения Z представляется в виде выражения для определения расхода:

$$Q^* z = \int_{X_{k0}}^{X_k} \left[\frac{2X_k^2(3X_k^2 + 5)}{(1 + X_k^2)^2} (X_k + X_k^3 + 0,6X_k^5 + 0,143X_k^7 - X_n - X_n^3 - \right. \\ - 0,6X_n^5 - 0,143X_n^7) + 6X_k \text{arctg} X_n (X_n + X_n^3 + 0,6X_n^5 + 0,143X_n^7) - \\ - X_k^3 (3,4 + 3,34X_k^2 + 0,86X_k^4) + X_k X_n^2 (3,4 + 3,34X_n^2 + 0,86X_n^4) - \\ - 6X_k \text{arctg} X_k (X_n + X_n^3 + 0,6X_n^5 + 0,143X_n^7) + 1,4X_k \ln(1 + X_k^2) - \\ \left. - 1,4X_n \ln(1 + X_n^2) \right] dX_k, \quad (2.7)$$

где $Q^* z = \frac{4Q}{Uh_0\sqrt{2Rh_0}}$; Q – расход полимера вдоль оси z валка вальцов.

Выражение, описывающее распределение скоростей частиц потока по длине валка вальцов:

$$\begin{aligned}
W &= (1+X^2) \left[\left(\frac{Y}{H} \right)^2 - 1 \right] \times \\
&\quad - \frac{2X^2(5+3X^2)}{(1+X^2)^2} - 6X_k \operatorname{arctg} X + A \\
&\times \frac{\left\{ AX - 3,4X_k X^2 - AX^3 - 3,34X_k X^4 + 0,6AX^5 - 0,86X_k X^6 + 0,143AX^7 - \right.}{\left. - 6X_k \left[(X+X^3+0,6X^5+0,143X^7) \operatorname{arctg} X - 0,23 \ln(1+X^2) \right] \right\} \Big|_{X_H}^{X_k}}{\rightarrow} \\
&\rightarrow \quad (2.8)
\end{aligned}$$

где $A = 6X_k \operatorname{arctg} X_k + \frac{2X_k^2(3X_k^2+5)}{(1+X_k^2)^2}$; $W = \frac{V_z 4h_0 \sqrt{2Rh_0}}{3Q}$; V_z – компонента скорости материала вдоль оси z ;

$H = \frac{h}{\sqrt{2Rh_0}}$ – безразмерная координата.

Величина удельной мощности, реализуемой при непрерывном режиме вальцевания anomalно вязкой жидкости, определяется как

$$q = \frac{N_H}{V} = \mu_1 \left(\frac{U}{h_0} \right)^{n+1} \left(\frac{2n+1}{n} \right)^n F_0 \left(X_k, n, \frac{R}{h_0} \right), \quad (2.9)$$

где

$$\begin{aligned}
F_0 \left(X_k, n, \frac{R}{h_0} \right) &= \frac{\int_{X_{k0}}^{X_{kk}} \int_{X_k}^{X_H} \frac{(\pm X^2 \mp X_k^2)^n}{(1+X^2)^{2n}} \Psi(X_k) dX dX_k}{\int_{X_{k0}}^{X_{kk}} \left\{ \frac{8,88}{\sqrt{\frac{R}{h_0}}} (1+X^2) \left[\frac{R}{h_0} + (1+X^2) \right] - (1+X^2) \times \right.} \\
&\quad \left. \times (X_k + X_H) + X_H + X_k + \frac{1}{3} (X_H^3 + X_k^3) \right\} \Psi(X_k) dX_k}, \quad (2.10)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\text{где } \Psi(X_k) &= \frac{6X_k^4 + 10X_k^2}{(1+X_k^2)^2} \times \\
&\quad \times (X_k + X_k^3 + 0,6X_k^5 + 0,143X_k^7 - X_H - X_H^3 - 0,6X_H^5 - 0,143X_H^7) + \\
&\quad + 6X_k \operatorname{arctg} X_H (X_H + X_H^3 + 0,6X_H^5 + 0,143X_H^7) - \\
&\quad - 6X_k \operatorname{arctg} X_k (X_H + X_H^3 + 0,6X_H^5 + 0,143X_H^7) - \\
&\quad - X_k^3 (3,4 + 3,34X_k^2 + 0,86X_k^4) + X_k X_H^2 (3,4 + 3,34X_H^2 + 0,86X_H^4) + \\
&\quad + 1,4X_k \ln(1+X_k^2) - 1,4X_H \ln(1+X_H^2). \quad (2.11)
\end{aligned}$$

Анализ зависимости (2.10) [245] показывает, что существует такой режим непрерывного процесса вальцевания, при котором степень механического воздействия на материал (величина удельной мощности) будет максимальной. Причем, чем больше вальцуемый материал отличается от ньютоновской жидкости, тем больше величина удельной мощности и максимум ее смещается в сторону больших запасов материала на валках:

$$q_1 = \frac{N_n}{V_{\mu_1} \left(\frac{2n+1}{n} \right)^n \left(\frac{U}{h_0} \right)^{n+1}} = F_0(X_k, n, R/h_0).$$

2.1.2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ СДВИГА ПРИ ПЕРИОДИЧЕСКОМ РЕЖИМЕ ВАЛЬЦЕВАНИЯ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ

Средняя удельная деформация сдвига, реализуемая за один проход при вальцевании с фрикцией, определяется выражением [74, 245]:

$$\begin{aligned} \tilde{\gamma}_x = & \left\{ 1,5 \left[(1 - X_k^2) \operatorname{arctg} \frac{X_k - X_H}{1 - X_H X_k} + \frac{1 + X_k^2 X_H}{1 + X_H^2} - X_k^2 \right] \frac{1 - \lambda}{1 - \lambda(1 + X_k^2)} + \right. \\ & \left. + \frac{1 - 2\lambda^2(1 + X_k^2)}{2(1 + X_k^2)[1 - \lambda^2(1 + X_k^2)]} \left(\frac{X_k}{1 + X_k^2} - \frac{X_H}{1 + X_H^2} + \operatorname{arctg} \frac{X_k - X_H}{1 - X_H X_k} \right) \right\} \times \\ & \times [2,8 h_{02} l_B (1 + X_k^2) (X_k - X_H)]^{-1}, \end{aligned} \quad (2.12)$$

где

$$X_H = \frac{x_H}{\sqrt{2Rh_{02}}}; \quad X_k = \frac{x_k}{\sqrt{2Rh_{02}}}, \quad (2.13)$$

x_H – величина координаты сечения входа, м; x_k – величина координаты сечения выхода, м; R – радиус валка, м; h_{02} – половина величины зазора между валками, м; $\lambda = (U_1 - U_2)/2U_0$, где U_2 – окружная скорость заднего валка, м/с; U_1 – окружная скорость переднего валка, м/с; $U_0 = (U_1 + U_2)/2$ – среднее значение окружной скорости валков; l_B – длина рабочей части валка, м.

Величина сдвига вдоль оси X определяется по формуле [74, 248]:

$$\gamma_x = \tilde{\gamma}_x i(t), \quad (2.14)$$

где $i(t)$ – число проходов, которое определяется по формуле

$$i(t) = \frac{U_0 t (1 + X_k^2)}{(X_k - X_H) \sqrt{2Rh_{02}}}, \quad (2.15)$$

где t – продолжительность (время) вальцевания.

2.1.3. ОПРЕДЕЛЕНИЕ СУММАРНОЙ ВЕЛИЧИНЫ СДВИГА ПРИ НЕПРЕРЫВНОМ РЕЖИМЕ ВАЛЬЦЕВАНИЯ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ

Для определения суммарной величины сдвига при непрерывном вальцевании резиновых смесей – вдоль оси X и вдоль оси Z (непрерывный режим работы валкового оборудования) – сделаны следующие допущения: разбиваем длину валка на множество элементарных участков z_j (рис. 2.3), соответствующих j -му проходу.

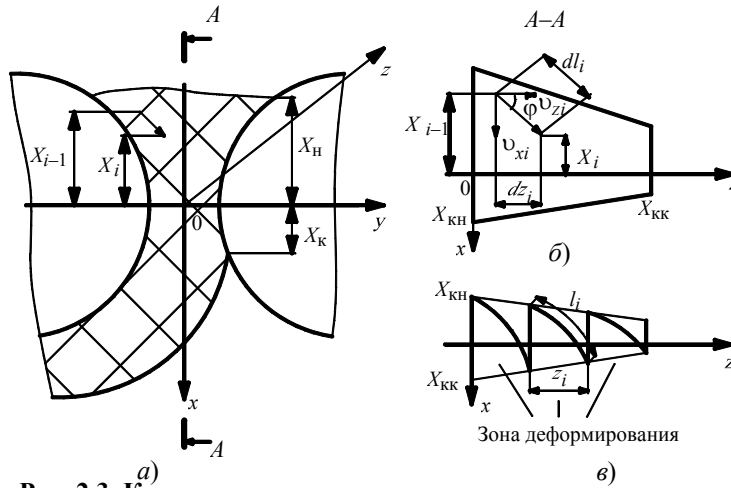


Рис. 2.3. К расчету суммарного сдвига при вальцевании γ_B :

a – зона деформации в межвалковом зазоре;

б – распределение резиновой смеси в межвалковом зазоре по длине вала;

в – циклограмма движения резиновой смеси в межвалковом зазоре вдоль оси z

Суммарную величину сдвига определяем по формуле

$$\gamma_B = \sum_{j=1}^k \gamma_j, \quad (2.16)$$

где γ_j – величина сдвига за один проход, определяется по формуле (2.12), в которой $l_B = z_j$; $z_j = \sum_{i=1}^n dz_i$; $dz_i = dl_i \cos \varphi_i$; $\operatorname{tg} \varphi_i = v_{xi} / v_{zi}$, v_{xi} – скорость течения материала вдоль оси X, определяется по формуле (2.17), v_{zi} – скорость течения материала вдоль оси Z, определяется по формуле (2.18); $l_{Bj} = \sum_{i=1}^n dl_i$, где l_{Bj} – путь, пройденный материалом за один проход в зоне деформирования; $dl_i = (X_i - X_{i-1}) / \sin \varphi_i$; k – число проходов, при котором $\sum_{j=1}^k z_j = l_B$, где l_B – длина рабочей части вала.

$$v_{xi} = -\frac{U_0}{1+X^2} \left[\frac{3}{2} \left(\frac{Y}{H} \right)^2 (X^2 - X_K^2) + \frac{2-X^2+3X_K^2}{2} + \left(\frac{Y}{H} \right)^2 \lambda (1+X^2) \right], \quad (2.17)$$

где $H = \frac{h_2}{\sqrt{2Rh_{02}}}$ – безразмерная координата.

$$v_{zi} = \frac{3QW}{4h_{02}\sqrt{2Rh_{02}}}, \quad (2.18)$$

где

$$W = (1 + X^2) \left[\left(\frac{Y}{H} \right)^2 - 1 \right] \times \frac{-\frac{2X^2(5+3X^2)}{(1+X^2)^2} - 6X_k \arctg X + A}{\left\{ AX - 3,4X_k X^2 - AX^3 - 3,34X_k X^4 + \right.}$$

$$\left. \rightarrow \frac{+0,6AX^5 - 0,86X_k X^6 + 0,143AX - 6X_k \left[(X + X^3 + 0,6X^5 + 0,143X^7) \times \right. \right.}{\left. \left. \times \arctg X - 0,23 \ln(1 + X^2) \right] \right\} \Big|_{X_H}^{X_K},$$

(2.19)

где $A = 6X_k \arctg X_k + \frac{2X_k^2(3X_k^2 + 5)}{(1 + X_k^2)^2}$; Q – заданная производительность.

Считаем, что безразмерная координата сечения выхода X_k изменяется от зоны загрузки до зоны выгрузки по линейному закону (рис. 2.3, в).

2.2. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ С УЧЕТОМ ПОДВУЛКАНИЗАЦИИ И СТЕПЕНИ ПЛАСТИКАЦИИ ЭКСТРУДАТА

При моделировании процесса экструзии резиновых смесей рассматривается плоская модель зоны дозирования одношнекового экструдера, в которой шнек неподвижен, а цилиндр движется относительно шнека со скоростью V_c . Ось x направлена поперек винтового канала, y – по высоте винтового канала, а ось z – вдоль винтового канала и перпендикулярна плоскости постоянного давления, т.е. плоскости xoz . Предполагается, что $P = P(z)$, $V_x = 0$, $V = V(y)$, жидкость несжимаема и смачивает стенки канала, течение установившееся.

Проекция уравнения равновесия элемента на оси z имеет вид:

$$(\tau_{yz} + d\tau_{yz}) dz dx - d\tau_{yz} dz dx + p dy dz - (p + dp) dy dx = 0, \quad (2.20)$$

где τ_{yz} – напряжение сдвига; p – давление; x, y, z – соответственно, направления координатных осей поперек, по высоте и вдоль канала червяка.

Выражение для элементарной мощности dN , расходуемой на перемещение участка стенки витка dN_1 и в зазоре между внутренней стенкой цилиндра и поверхностью витка червяка dN_2 , имеет вид:

$$dN = dN_1 + dN_2 = (V_x dF_x + V_y dF_y) = (V_x \tau_{yx} |_{y=h} B dz + V_z \tau_{yz} |_{y=h} B dz) +$$

$$+ V \tau_e \cos \varphi dz, \quad (2.21)$$

где dF_x и dF_z – компоненты силы сопротивления перемещению;
 e – ширина витка червяка; B – ширина канала червяка.

Баланс тепловых потоков для элементарного участка размерами B, h и dz :

$$q_z B h + q_d B h \partial z = [q_z + (\partial q_z / \partial z) \partial z] B h + q_{\text{ц}} B \partial z + q_{\text{ч}} B \partial z, \quad (2.22)$$

где $q_z, q_d, q_{\text{ц}}, q_{\text{ч}}$ – тепловые потоки, соответственно, вдоль канала червяка, диссипативный, отводимые в тела цилиндра и червяка.

В данной главе представлена усовершенствованная математическая модель, состоящая из уравнений, описывающих зависимость энергосиловых параметров процесса экструзии от режимных переменных и конструктивных параметров оборудования, полученная с учетом необходимых допущений и упрощений Н.И. Басовым, Ю.В. Казанковым [98] на базе общей математической модели, состоящей из системы дифференциальных уравнений второго порядка: неразрывности, движения (Навье-Стокса), энергии и

реологического уравнения:

1) Полезная мощность

$$N = N_1 + N_2 + N_3, \quad (2.23)$$

где

$$N_1 = (B/h) (4V_x^2 + V_z^2) m_0 (V/h)^{n-1} z_d F_z; \quad N_2 = (V_z/2) Bh\Delta P;$$

$$F_z = \frac{1}{z_d} \int_0^{z_d} \exp \frac{E}{RT(z)} \partial z; \quad N_3 = V (V/\delta_{и})^n m_0 \exp [E / (RT_{и})] e \cos(\varphi) z_d;$$

$$V_z = V \cos \varphi; \quad z_d = L / \sin \varphi; \quad V_x = V \sin \varphi; \quad V = \omega D / 2.$$

2) Напорно-расходоная характеристика

$$Q = Q_1 - Q_2, \quad (2.24)$$

где

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

3) Температурное поле по длине шнека:

а) политропный режим

$$T_{см}(z) = T_{ц} + G \exp [E / (RT_{см.ср})] - (G \exp [E / (RT_{см.ср})] -$$

$$- T_{см.вх} + T_{ц}) \exp (-Az), \quad (2.25)$$

где

$$G = m_0 h^2 / (2K\lambda) (V/h)^{n+1}; \quad A = 2KaB / (Qh); \quad a = \lambda / (\rho c);$$

$$K = \alpha h / \lambda; \quad V_m = Q / Bh.$$

Трансцендентное уравнение для определения средней по длине червяка температуры перерабатываемого материала $T_{ср}$:

$$T_{см.ср} = T_{ц} + G \exp (E / RT_{см.ср}) (1 + (\exp (-Az_d) - 1) / (Az_d)) +$$

$$+ (T_{ц} - T_{см.вх}) (\exp (-Az_d) - 1) / (Az_d); \quad (2.26)$$

б) адиабатический режим

$$T_{см}(z) = T_{см.вх} + GBh / (\rho c Q) \exp (E / RT_{см.ср}) z. \quad (2.27)$$

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

$$T_{см.ср} = T_{см.вх} + GBh / (\rho c Q) \exp (E / RT_{см.ср}) z_d / 2; \quad (2.28)$$

в) изотермический режим

$$T_{\text{см. вх}} = T_{\text{см. вых}} \quad (2.29)$$

4) Реологическое уравнение

$$\eta = m_0 \dot{\gamma}^{n-1} \exp \frac{E}{RT} \quad (2.30)$$

5) В качестве параметра состояния, описывающего подвулканизацию резиновых смесей, принимали критерий JB (критерий Бейли) [129, 139]:

$$JB(t) = \int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = 1, \quad (2.31)$$

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. 2.4) 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.



Рис. 2.4. Компоновка формующих каналов экструзионной головки:

1, 2 – цилиндрический; 3 – три канала произвольной формы;

4 – конический кольцевой; 5 – цилиндрический кольцевой

Существует несколько способов решения этой проблемы. Первый – подвергнуть профильную резинотехническую заготовку 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 резинотехнической заготовки 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 формирующего инструмента. При конструировании формирующих каналов необходимо знать величину относительной длины формирующего 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 [162].

Нами предложен третий способ, заключающийся в определении степени пластикации материала. Степень пластикации в свою очередь можно учитывать с помощью суммарной величины сдвига $\gamma_{ш.ф}$ (2.32), которая представляет собой функцию различных конструктивных параметров шнека, формирующих каналов экструзионной головки и технологических параметров процесса, содержащихся в математической модели экструзии резиновых смесей.

б) Степень пластикации экструдата (величина суммарного сдвига):

$$\gamma_{ш.ф} = \gamma_{ш} + \gamma_{ф} = \dot{\gamma}_p \tau_{ш} + \sum_{i=1}^n \dot{\gamma}_i \tau_{\phi i} . \quad (2.32)$$

Суммарная величина сдвига в каналах шнека определяется следующим образом [191]:

$$\gamma_{ш} = \dot{\gamma}_p \tau ,$$

где $\dot{\gamma}_p$ – расчетная скорость сдвига в каналах шнека, c^{-1} [115],

$$\dot{\gamma}_p = \frac{0,5D\omega \left(\frac{1}{n} + 1 \right)}{h} ;$$

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 формирующих каналах экструзионной головки определяется следующим образом:

$$\gamma_{ф} = \sum_{i=1}^n \gamma_{\phi i} ,$$

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.

Уравнение (2.32) не учитывает влияния подвулканизации в резиновой смеси, которая возникает при изменении (увеличении) температуры и времени пребывания перерабатываемого материала в формирующих каналах экструзионной головки.

Для того, чтобы учесть это влияние, необходимо рассчитать значение критерия подвулканизации посредством расчета температурного поля по длине формирующих каналов экструзионной головки по

уравнениям, которые аналогичны уравнениям температурного поля по длине шнека.

В экструзионной головке при переработке резиновых смесей в основном можно выделить пять последовательных участков (рис. 2.4).

Схема тепловых потоков, входящих в элементарный объем канала размерами D и ∂l и выходящих из него, показана на рис. 2.5. Тепло переносится вместе с перерабатываемым материалом в направлении продольной оси l , средняя скорость которого V_m [98]:

$$V_m = Q / (\pi D_n^2 / 4). \quad (2.33)$$

При этом тепловой поток q_l

$$q_l = \rho c V_m T. \quad (2.34)$$

После дифференцирования по l получено:

$$\partial q_l / \partial l = \rho c V_m (\partial T / \partial l). \quad (2.35)$$

За счет диссипации резиновой смеси генерируется тепловой поток

$$q_d = \tau \dot{\gamma} = \eta \dot{\gamma}^2. \quad (2.36)$$

Далее условно принимается, что $\dot{\gamma} = 8V/D_n$, а температура равна среднеинтегральному ее значению по длине канала:

$$\tilde{T} = \frac{1}{l} \int_0^l T(l) \partial l. \quad (2.37)$$

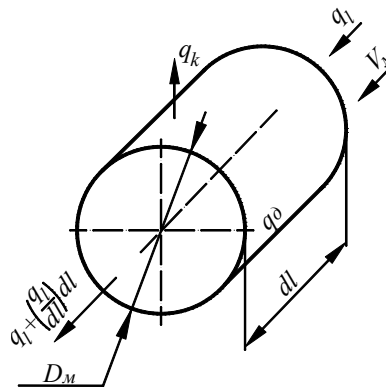


Рис. 2.5. Элементарный объем канала

Тепловой поток, отводимый в каналы корпуса, пропорционален коэффициенту теплоотдачи α и разности температур перерабатываемого материала и стенок корпуса:

$$q_k = \alpha(T - T_k). \quad (2.38)$$

Коэффициент теплоотдачи определяется соотношением

$$\alpha = 2k\lambda / D.$$

Тепловой баланс рассмотренных потоков описывается уравнением:

$$q_l \pi D_m^2 / 4 + q_d \pi D_m^2 / 4 \partial l = [q_l + (\partial q_l / \partial l) \partial l] \pi D_m^2 / 4 + q_k \pi D_m \partial l. \quad (2.39)$$

Решение теплового баланса путем интегрирования по l дает уравнения для температурного поля по длине канала.

Температурное поле перерабатываемого материала по длине канала l (рис. 2.6)

$$T(l) = T_1 + G_1 \exp\left(\frac{E}{RT_{cp1}}\right) - \left(G_1 \exp\left(\frac{E}{RT_{cp1}}\right) - T_{nb} + T\right) \exp(-A_1 l). \quad (2.40)$$

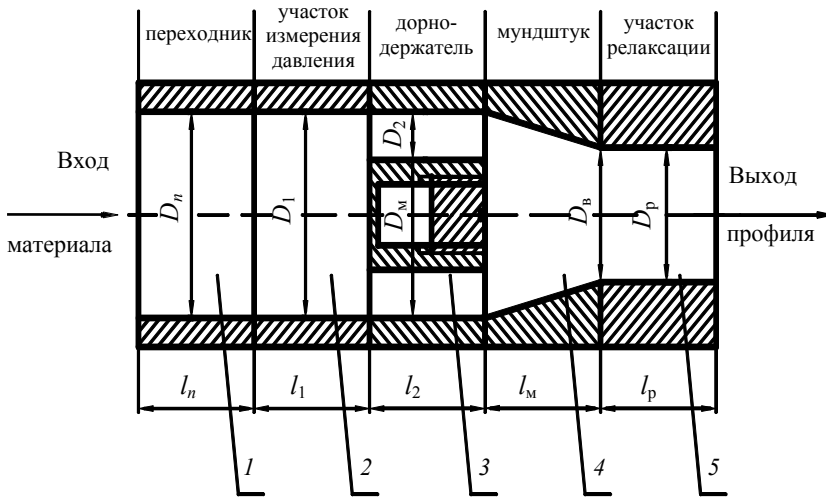


Рис. 2.6. Геометрия формующих каналов экструзионной головки (без дорна)

Средняя температура перерабатываемого материала по длине цилиндрического канала

$$\tilde{T}_{cp1} = T_1 + G_1 \exp\left(\frac{E}{RT_{cp1}}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_1 l_1} - 1}{A_1 l_1}\right) + (-T_{nb} + T_1) \frac{e^{-A_1 l_1} - 1}{A_1 l_1}, \quad (2.41)$$

где $G_1 = \frac{m_1 D_1^2}{4k\lambda_1} \dot{\gamma}_1^{n+1}$; $A_1 = 4k_1 \frac{a_1}{V_1 D_1^2}$; $a_1 = \frac{\lambda_1}{\rho_1 c_1}$.

Скорость сдвига в цилиндрическом канале [43]

$$\dot{\gamma}_1 = \frac{8V_1}{D_1}.$$

Температурное поле перерабатываемого материала по длине участка 2 (рис. 2.6), где измеряется давление, аналогично температурному полю по длине участка переходника.

Температурное поле перерабатываемого материала по длине дорнодержателя (рис. 2.6) аналогично температурному полю по длине переходника при условии, что средняя скорость материала, поступающего в один канал, равна

$$V_2 = \frac{4Q}{n_k \pi D_2^2},$$

где n_k – количество каналов по длине дорнодержателя ($n_k = 3$):

$$T(l) = T_2 + G_2 \exp\left(\frac{E}{RT_{cp2}}\right) - \left(G_2 \exp\left(\frac{E}{RT_{cp2}}\right) - T_{вх1} + T_2\right) \exp(-A_2 l). \quad (2.42)$$

Средняя температура перерабатываемого материала по длине канала дорнодержателя

$$\tilde{T}_{cp2} = T_2 + G_2 \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{cp2}}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_2 l_2} - 1}{A_2 l_2}\right) + (-T_{bx1} + T_2) \frac{e^{-A_2 l_2} - 1}{A_2 l_2}, \quad (2.43)$$

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]

$$\dot{\gamma}_2 = \frac{8V_2}{D_2}.$$

Температурное поле перерабатываемого материала по длине мундштука (рис. 2.6) аналогично температурному полю по длине участка переходника при условии, что

$$D_M = \frac{D_{M.BX} + D_{M.BYX}}{2}$$

или

$$D_M = f(l_M), \quad D_M(l) = D_{M.BX} - \frac{l}{l_M} (D_{M.BX} - D_{M.BYX}); \quad (2.44)$$

$$T_M(l) = T_M + G_M \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{cp.M}}\right) - \left(G_M \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{cp.M}}\right) - T_{2BX} + T_M\right) \exp(-A_M l). \quad (2.45)$$

Средняя температура перерабатываемого материала по длине конического канала

$$\tilde{T}_{cp.M} = T_M + G_M \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{cp.M}}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_M l_M} - 1}{A_M l_M}\right) + (-T_{2b} + T_M) \frac{e^{-A_M l_M} - 1}{A_M l_M}, \quad (2.46)$$

где $G_M = \frac{m_M D_M^2}{4k\lambda_M} \dot{\gamma}^{n+1}$; $A_M = 4k_M \frac{a_M}{V_M D_M^2(l)}$; $a_M = \frac{\lambda_M}{\rho_M c_M}$; $V_M = \frac{4Q}{\pi D_M^2(l)}$.

Скорость сдвига в коническом канале [43]

$$\dot{\gamma} = \frac{256Q}{\pi(D+d)^3}.$$

Температурное поле по длине канала участка релаксации (рис. 2.6) аналогично температурному полю по длине переходника:

$$T(l) = T_p + G_p \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{cp.p}}\right) - \left(G_p \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{cp.p}}\right) - T_{mb} + T_p\right) \exp(-A_p l). \quad (2.47)$$

Средняя температура перерабатываемого материала по длине цилиндрического канала

$$\tilde{T}_{cp.p} = T_p + G_p \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{cp.p}}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_p l_p} - 1}{A_p l_p}\right) + (-T_{mb} + T_p) \frac{e^{-A_p l_p} - 1}{A_p l_p}, \quad (2.48)$$

где $G_p = \frac{m_p D_p^2}{4k\lambda_p} \dot{\gamma}^{n+1}$; $A_p = 4k_p \frac{a_p}{V_p D_p^2}$; $a_p = \frac{\lambda_p}{\rho_p c_p}$; $V_p = \frac{4Q}{\pi D_p^2}$.

Скорость сдвига в цилиндрическом канале [43]

$$\dot{\gamma} = \frac{8V_p}{D_p}.$$

Температурное поле по длине канала мундштука с учетом дорна (рис. 2.7) рассчитывается следующим образом.

Скорость перерабатываемого материала, поступающего в конический кольцевой канал:

$$V_{м.д} = \frac{4Q}{\pi[D_d^2 - D_m^2(l)]}. \quad (2.49)$$

Тепловой поток q_l равен

$$q_l = \rho_{м.д} c_{м.д} V_{м.д} T. \quad (2.50)$$

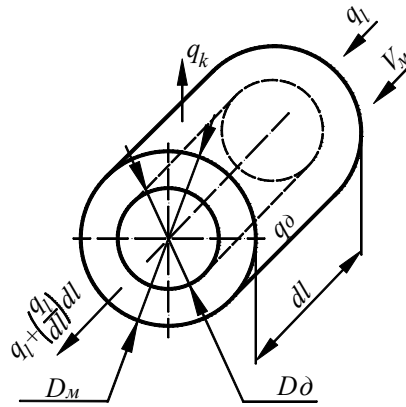


Рис. 2.7. Элементарный объем канала с учетом дорна

Тепловой поток, отводимый в каналы корпуса (мундштука), пропорционален коэффициенту теплоотдачи α и разности температур перерабатываемого материала и стенок корпуса:

$$q_{м.д} = \alpha(T - T_{м.д}), \quad (2.51)$$

где $\alpha = k\lambda_{м.д} \frac{D_m(l) - D_d}{2}$; $H = \frac{D_m(l) - D_d}{2}$.

Тепловой баланс рассмотренных потоков (рис. 2.7) описывается уравнением:

$$\frac{q_l \pi (D_m^2(l) - D_d^2)}{4} + q_d \frac{\pi (D_m^2(l) - D_d^2)}{4} dl = \left[q_l + \left(\frac{dq_l}{dz} \right) dz \right] \frac{\pi (D_m^2(l) - D_d^2)}{4} + q_{м.д} \pi D_m dl. \quad (2.52)$$

Решение теплового баланса путем интегрирования по l дает уравнение для температурного поля по длине канала

$$\rho c V_{м.д} \frac{dT}{dl} = m_{м.д} \dot{\gamma}^{n+1} \exp \frac{E}{RT} - \frac{2D_m(l) k \lambda_{м.д}}{(D_m(l) + D_d)} (T - T_{м.д}).$$

Температурное поле по длине конического кольцевого канала (рис. 2.4) рассчитывается следующим образом.

$$T(l) = T_{м.д} + G_{м.д} \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{ср.м.д}}\right) - \left(G_{м.д} \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{ср.м.д}}\right) - T_{2b} + T_{м.д}\right) \exp(-A_{м.д}l). \quad (2.53)$$

Средняя температура перерабатываемого материала по длине конического кольцевого канала

$$\tilde{T}_{ср.м.д} = T_{м.д} + G_{м.д} \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{ср.м.д}}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_{м.д}l_{м.д}} - 1}{A_{м.д}l_{м.д}}\right) + (-T_{2b} + T_{м.д}) \frac{e^{-A_{м.д}l_{м.д}} - 1}{A_{м.д}l_{м.д}}, \quad (2.54)$$

где $G_{м.д} = \frac{m_{м.д}(D_{м.д} + D_{д})}{4k\lambda_{м.д}D_{м.д}} \dot{\gamma}^{n+1}$; $A_{м.д} = 4k_{м.д} \frac{a_{м.д}D_{м.д}}{V_{м.д}(D_{м.д} + D_{д})}$; $a_{м.д} = \frac{\lambda_{м.д}}{\rho_{м.д}l_{м.д}}$.

Скорость сдвига в коническом кольцевом канале [43]

$$\dot{\gamma} = \frac{22,32Q}{\pi(R_0 + R_b)} \frac{1}{(\delta_1 + \delta_2)^2};$$

где $R_0 = \frac{D_{м.д} + D_{д}}{4}$; $R_b = \frac{D_{в.д} + D_{д}}{4}$; $\delta_1 = \frac{D_{м.д} - D_{д}}{2}$; $\delta_2 = \frac{D_{в.д} - D_{д}}{2}$.

Температурное поле по длине круглого кольцевого канала (рис. 2.7) рассчитывается по формуле:

$$T(l) = T_{р.д} + G_{р.д} \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{ср.р.д}}\right) - \left(G_{р.д} \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{ср.р.д}}\right) - T_{м.д} + T_{р.д}\right) \exp(-A_{р.д}l). \quad (2.55)$$

Средняя температура перерабатываемого материала по длине круглого кольцевого канала

$$\tilde{T}_{ср.р.д} = T_{р.д} + G_{р.д} \exp\left(\frac{E}{R\tilde{T}_{ср.р.д}}\right) \left(1 + \frac{e^{-A_{р.д}l_{р.д}} - 1}{A_{р.д}l_{р.д}}\right) + (-T_{р.д} + T_{р.д}) \frac{e^{-A_{р.д}l_{р.д}} - 1}{A_{р.д}l_{р.д}}, \quad (2.56)$$

где $G_{р.д} = \frac{m_{р.д}(D_{р.д} + D_{р.д})}{4k\lambda_{р.д}D_{р.д}} \dot{\gamma}^{n+1}$; $A_{р.д} = 4k_{р.д} \frac{a_{р.д}D_{р.д}}{V_{р.д}(D_{р.д} + D_{р.д})}$; $a_{р.д} = \frac{\lambda_{р.д}}{\rho_{р.д}l_{р.д}}$.

Скорость сдвига в круглом кольцевом канале [43]

$$\dot{\gamma} = \frac{5,58Q}{\pi(R_{н.д} + R_{в.д})} \frac{1}{(R_{н.д} - R_{в.д})^2},$$

где $R_{н.д} = \frac{D_{р.д}}{2}$; $R_{в.д} = \frac{D_{р.д}}{2}$.

Для расчета степени подвулканизации, величины сдвига и температуры резиновых смесей в формующих

каналах экструзионной головки по уравнениям (2.31) – (2.56) разработана программа для ЭВМ (программа 2, прил. Б), алгоритм которой представлен на рис. 2.8.

В следующей главе проверена адекватность усовершенствованной математической модели процесса (2.23) – (2.56) на примере экструзии конкретных резиновых смесей.

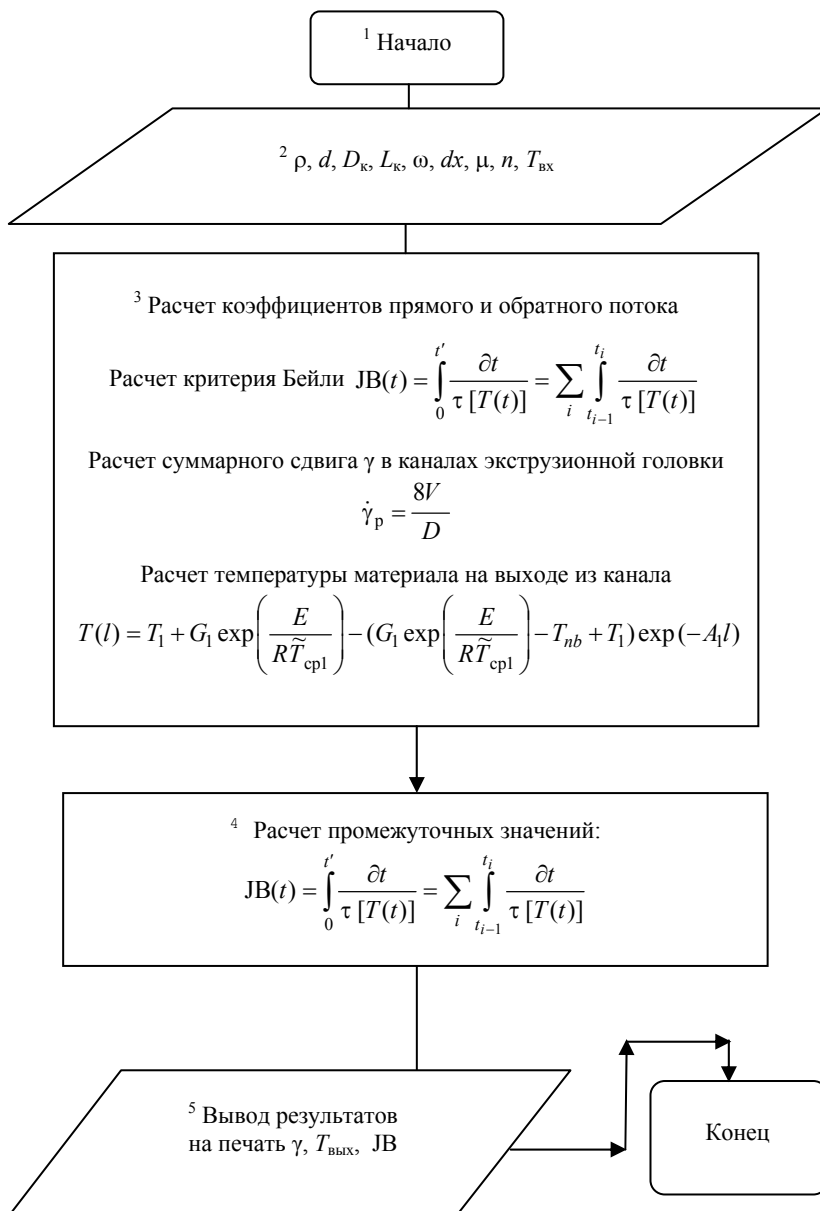


Рис. 2.8. Блок-схема алгоритма расчета степени подвулканизации, суммарного сдвига и температурного поля в каналах экструзионной головки

Таким образом, усовершенствованная математическая модель заключается в том, что дополнительно выведены уравнения для определения суммарного сдвига, которые связывают режимные переменные и конструктивные параметры с показателями качества длинномерных резинотехнических заготовок.

Выводы

Разработана усовершенствованная математическая модель непрерывного процесса вальцевания резиновых смесей (2.7)–(2.22) с учетом уравнения, описывающего суммарный сдвиг (2.16), которая позволяет прогнозировать показатели качества пластика резиновой смеси.

Разработана усовершенствованная математическая модель процесса экструзии резиновых смесей с учетом качества длинномерных РТЗ (2.23) – (2.56), с учетом уравнения, описывающего степень подвулканизации (2.31) и пластикации (2.32), которая позволяет прогнозировать изменение размеров поперечного сечения экструдата и физико-механические показатели посредством расчета интеграла Бейли и суммарной величины сдвига в каналах шнека и формующих каналах экструзионной головки.

Последовательное решение разработанных математических моделей посредством расчета связывающего их интегрального критерия качества – суммарного сдвига, представляет собой решение для совмещенных процессов непрерывного вальцевания и экструзии.

3. ОЦЕНКА АДЕКВАТНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ РЕАЛЬНОМУ СОВМЕЩЕННОМУ ПРОЦЕССУ ВАЛЬЦЕВАНИЯ И ЭКСТРУЗИИ

Вначале производилась проверка процессов экструзии и непрерывного вальцевания по отдельности. Для этого необходимо было создать экспериментальные установки для определения рациональных значений суммарных величин сдвига, как для экструзии, так и для непрерывного вальцевания, соответствующих заданным показателям качества длинномерных резинотехнических заготовок.

Оценка адекватности проводилась по двум направлениям: по расхождению расчетных и экспериментальных значений технологических параметров процессов, а, именно, полезной мощности, производительности оборудования и температуры выхода экструдата из формующей головки; по показателям качества длинномерных профильных резинотехнических заготовок, произведенных на промышленном экструзионном и валковом оборудовании различных типоразмеров, режимные переменные и конструктивные параметры которого рассчитаны для заданных значений суммарных величин сдвига, определенных на экспериментальных соответствующих установках.

3.1. ПРОВЕРКА АДЕКВАТНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ПЕРЕРАБОТКИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ЭКСТРУДАТА

3.1.1. ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ

В качестве объекта исследования принят неизотермический процесс экструзии резиновых смесей (шифров НО-68НТА, ИРП-6721, ИРП-3826, 46ПРФ-26) на экструзионной машине (рис. 3.9, 3.10).

Для проведения экспериментальных исследований необходимо предварительно определить теплофизические и реологические константы резиновых смесей указанных шифров.

Значения теплопроводности определяли с помощью прибора ИТ-λ по стандартной методике в диапазоне температур 50...100 °С.

Значения теплоемкости определяли с помощью прибора ИТ-с-400 по стандартной методике в диапазоне температур 50...100 °С.

Реологические константы определяли в результате обработки кривых течения, полученных с помощью капиллярного вискозиметра методом двух капилляров с размерами: диаметр $d_k = 2$ мм и длина $l_{k1} = 20$ мм; $l_{k2} = 30$ мм.

Для определения реологических констант: m – коэффициента консистенции и n – индекса течения, который указывает на степень отклонения течения исследуемой жидкости от ньютоновского течения, использовали грузовой капиллярный вискозиметр ИИРТ-М, соответствующий ГОСТ 11645–73 и установленный на разрывной машине с помощью специальной рамы. В зависимости от вида исследуемого полимера в соответствии с ГОСТ был выбран длинный капилляр длиной 30 мм и короткий капилляр длиной 20 мм, диаметр обоих капилляров равен 2 мм. В зависимости от температуры переработки выбрали температуры испытания 50, 80, 100 °С, использовали усилия 50...250 кГс в зависимости от скорости движения поршня. Перед испытаниями вискозиметр прогревали в течение одного часа. После этого устанавливали в камеру прибора длинный капилляр, заполняли камеру резиновой смесью и вводили в нее поршень. Устанавливали ножку индикатора часового типа так, чтобы она касалась поверхности рамы. Через 5 мин (время прогрева резиновой смеси) устанавливали заданную скорость движения поршня, под действием которого резиновая смесь начинала продавливаться через капилляр, при этом фиксировали нагрузку. С помощью секундомера засекали время, за которое стрелка индикатора сделает 10 оборотов, что соответствует ходу поршня 10 мм. После этого устанавливали следующую скорость движения поршня и проводили измерения в той же последовательности. Далее заменяли длинный капилляр коротким и проводили на коротком капилляре те же измерения, что и на длинном для всех скоростей движения поршня.

После этого проводили обработку экспериментальных данных и определяли реологические константы m и n по методике, включающей в себя:

1. Расчет давления под поршнем P_n (Н/м²) по формуле

$$P_n = \frac{4Fg}{\pi D^2},$$

где F – усилие развимаемое разрывной машиной, кгс; g – ускорение свободного падения, м/с²; D – диаметр поршня, равный $9,54 \cdot 10^{-3}$ м.

2. Расчет объемного секундного расхода Q_v (м³/с) по формуле:

$$Q_v = \frac{\pi D^2 h_n}{4 t_n},$$

где h_n – путь, пройденный поршнем за время работы секундомера, $h_n = 1 \cdot 10^{-2}$ м; t_n – время, регистрируемое секундомером, с.

3. Построение графической зависимости Q_v от P_n для короткого и длинного капилляров.
 4. Определение для четырех значений Q_v величин ΔP_n , соответствующих длине короткого и длинного капилляров, и построение графика зависимости Q_v от ΔP_n .
 5. Расчет напряжения сдвига на стенке капилляра τ_R по формуле:

$$\tau_R = R_k \frac{P_{n2} - P_{n1}}{2(l_{k2} - l_{k1})} = R_k \frac{\Delta P_n}{2\Delta l_k},$$

где R_k – радиус капилляра, м; P_{n1} и P_{n2} – перепады давлений, соответственно, в коротком и длинном капиллярах при равных расходах, Н/м²;
 l_{k1} и l_{k2} – длины, соответственно, короткого и длинного капилляров, м.

6. Расчет скорости сдвига γ_R на стенке капилляра, исходя из уравнения Рабиновича по формуле:

$$\gamma_R = \frac{4Q_v}{\pi R_k^3}.$$

7. Построение кривой течения в координатах $\lg \tau_R - \lg \gamma_R$ (рис. 3.1 – 3.4) и вычисление значений реологических констант m , n и энергии активации E .

Величина $\lg m$ определялась как отрезок, отсекаемый на оси ординат при $\lg \gamma_R = 0$, величина n – как тангенс угла наклона к кривой течения.

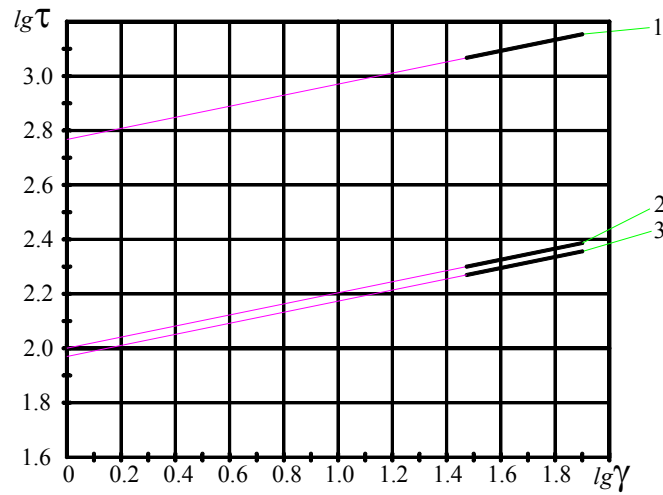


Рис. 3.1. Зависимость напряжения сдвига τ_R от скорости сдвига $\dot{\gamma}_R$ в логарифмических координатах для резиновой смеси шифра НО-68НТА:
1 – 50 °С; 2 – 80 °С; 3 – 100 °С

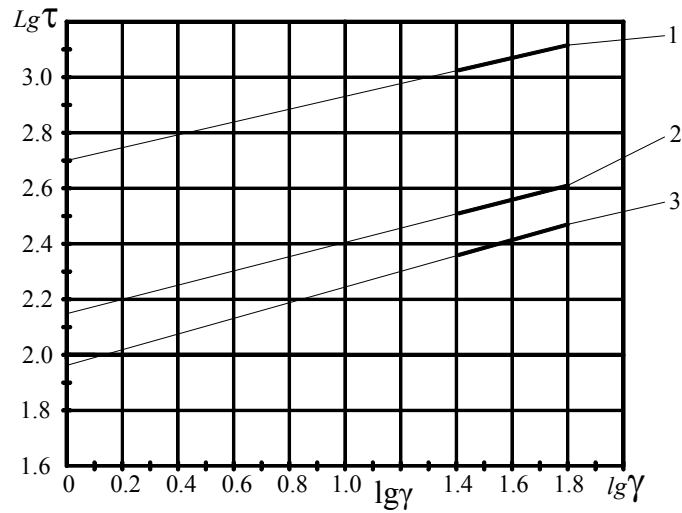


Рис. 3.2. Зависимость напряжения сдвига τ_R от скорости сдвига $\dot{\gamma}_R$ в логарифмических координатах для резиновой смеси шифра ИРП-6721:
1 – 50 °С; 2 – 80 °С; 3 – 100 °С

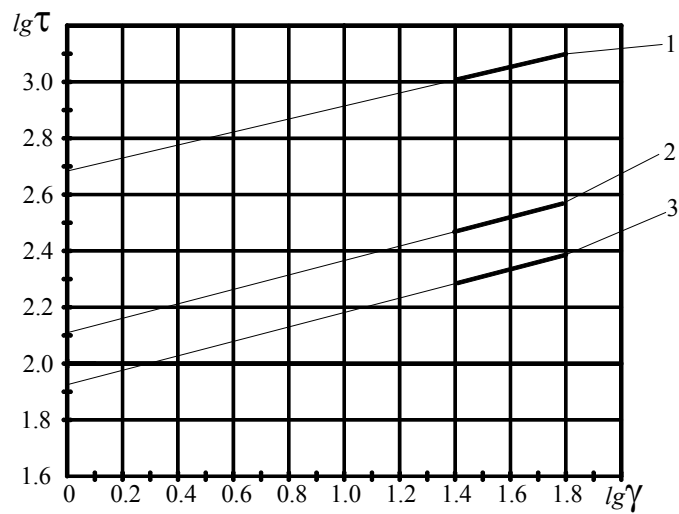


Рис. 3.3. Зависимость напряжения сдвига τ_R от скорости сдвига $\dot{\gamma}_R$ в логарифмических координатах для резиновой смеси шифра ИРП-3826:

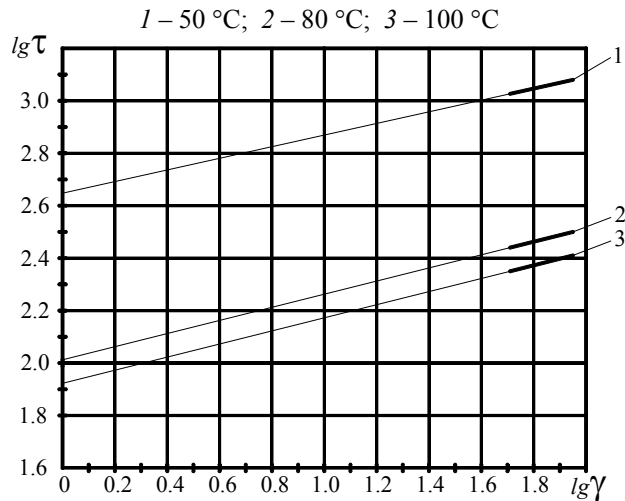


Рис. 3.4. Зависимость напряжения сдвига τ_R от скорости сдвига γ_R в логарифмических координатах для резиновой смеси шифра 46ПРФ-26: 1 – 50 °С; 2 – 80 °С; 3 – 100 °С

Расчет энергии активации вязкого течения проводили по формуле [97]:

$$E = \frac{2,3T_1T_2(\lg \eta_{s2} - \lg \eta_{s1})}{T_2 - T_1},$$

где η_{s1} , η_{s2} – соответственно, эффективные вязкости при температурах T_1 и T_2 .

В результате предварительных исследований получены теплофизические и реологические константы.

Параметры резиновой смеси шифра НО-68НТА и технологический режим процесса экструзии: температура материального цилиндра и шнека $T_{ш} = 85$ °С; температура резиновой смеси на входе в винтовой канал $T_{см. вх} = 50$ °С; температура теплоносителя в ванне $T_b = 100$ °С; реологические константы при $T_{см. вх}$): $m_0 = 600\,000$ Па·с^{*n*}, $n = 0,2$; $E = 95$ Дж/моль – энергия активации вязкого течения; $b = 0,005$ – температурный коэффициент; теплофизические параметры при средней температуре резиновой смеси $T_{см} = 80$ °С: $c = 2100$ Дж / (кг·°С), плотность $\rho = 1200$ кг/м³, теплопроводность $\lambda = 0,22$ Вт / (м·°С); коэффициент теплоотдачи от резиновой смеси к стенке материального цилиндра и поверхности червяка $\alpha = 100$ Вт / (м²·°С); $\tau [T(S)]$ – кривая, характеризующая подвулканизацию резиновой смеси (полученная на приборе "Monsanto" в ЦЗЛ ОАО "АРТИ-Завод", см. рис. 3.5).

3.1. Рецепт резиновой смеси НО-68НТА

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

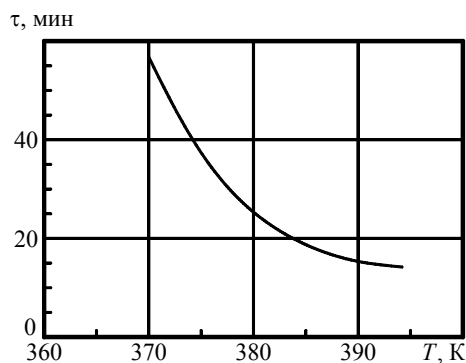


Рис. 3.5. Кривая скорчинга резиновой смеси шифра НО-68НТА

Математическое выражение для кривой подвулканизации получено с помощью программного обеспечения "TablCurve":

$$\tau = (-30 + 5 \cdot 10^6 / T^2)^2,$$

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

Параметры резиновой смеси шифра ИРП-6721 и технологический режим процесса экструзии: температура материального цилиндра и шнека $T_{ц} = 85$ °С; температура резиновой смеси на входе в винтовой канал $T_{см.вх} = 50$ °С; температура теплоносителя в ванне $T_{в} = 100$ °С; реологические константы (получены путем обработки кривых течения резиновой смеси при $T_{см.вх}$ с помощью метода двух капилляров): $m_0 = 550\,000$ Па·с^{*n*}, $n = 0,21$; $E = 90$ Дж/моль – энергия активации вязкого течения; $b = 0,007$ °С⁻¹ – температурный коэффициент; теплофизические параметры при средней температуре резиновой смеси $T_{см} = 80$ °С: теплоемкость $c = 1300$ Дж / (кг·°С), плотность $\rho = 1250$ кг/м³, теплопроводность $\lambda = 0,22$ Вт / (м·°С); коэффициент теплоотдачи от резиновой смеси к стенке материального цилиндра и поверхности червяка $\alpha = 100$ Вт / (м²·°С); $\tau [T(S)]$ – кривая, характеризующая подвулканизацию резиновой смеси (полученная на приборе "Monsanto" в ЦЗЛ ОАО "АРТИ-Завод", см. рис. 3.6).

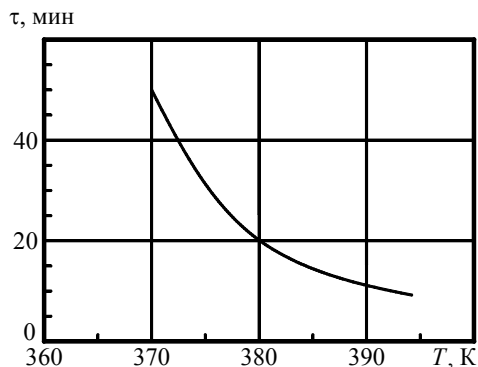


Рис. 3.6. Кривая скорчинга резиновой смеси шифра ИРП 6721

Математическое выражение для кривой подвулканизации получено с помощью программного обеспечения "TablCurve":

$$\tau = (-27 + 4,6 \cdot 10^6 / T^2)^2.$$

Параметры резиновой смеси шифра ИРП-3826 и технологический режим процесса экструзии: температура материального цилиндра и шнека $T_{ц} = 85$ °С; температура резиновой смеси на входе в винтовой канал $T_{см.вх} = 50$ °С; температура теплоносителя в ванне $T_{в} = 100$ °С; реологические константы (получены путем обработки кривых течения резиновой смеси при $T_{см.вх}$ с помощью метода двух капилляров): $m_0 = 700\,000$ Па·с^{*n*}, $n = 0,22$; $E = 85$ Дж/моль – энергия активации вязкого течения; $b = 0,007$ °С⁻¹ – температурный коэффициент; теплофизические параметры при средней температуре резиновой смеси $T_{см} = 80$ °С: теплоемкость $c = 1350$ Дж / (кг·°С), плотность $\rho = 1280$ кг/м³, теплопроводность $\lambda = 0,22$ Вт / (м·°С); коэффициент теплоотдачи от резиновой смеси к стенке материального цилиндра и поверхности червяка $\alpha = 100$ Вт / (м²·°С); $\tau [T(S)]$ – кривая, характеризующая подвулканизацию резиновой смеси (полученная на приборе "Monsanto" в ЦЗЛ ОАО "АРТИ-

Завод", см. рис. 3.7).

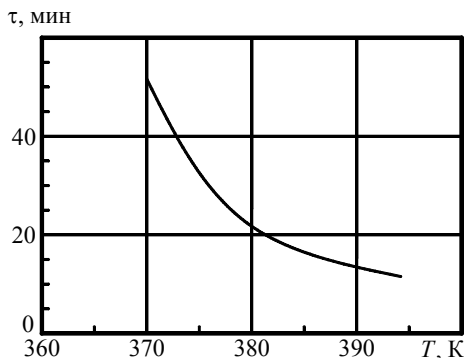


Рис. 3.7. Кривая скорчинга резиновой смеси шифра ИРП 3826

Математическое выражение для кривой подвулканизации получено с помощью программного обеспечения "TablCurve":

$$\tau = (-26 + 4,5 \cdot 10^6 / T^2)^2.$$

Параметры резиновой смеси шифра 46ПРФ-26 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 $T_{см. вх}$ с помощью метода двух капилляров): $m_0 = 450\,000 \text{ Па}\cdot\text{с}^n$, $n = 0,23$; $E = 80 \text{ Дж/моль}$ – энергия активации вязкого течения; $b = 0,008 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ – температурный коэффициент; теплофизические параметры при средней температуре резиновой смеси $T_{см} = 80 \text{ }^\circ\text{C}$: теплоемкость $c = 1800 \text{ Дж / (кг}\cdot\text{ }^\circ\text{C)}$, плотность $\rho = 1300 \text{ кг/м}^3$, теплопроводность $\lambda = 0,22 \text{ Вт / (м}\cdot\text{ }^\circ\text{C)}$; коэффициент теплоотдачи от резиновой смеси к стенке материального цилиндра и поверхности червяка $\alpha = 100 \text{ Вт / (м}^2\cdot\text{ }^\circ\text{C)}$; $\tau [T(S)]$ – кривая, характеризующая подвулканизацию резиновой смеси (полученная на приборе "Monsanto" в ЦЗЛ ОАО "АРТИ-Завод", см. рис. 3.8).

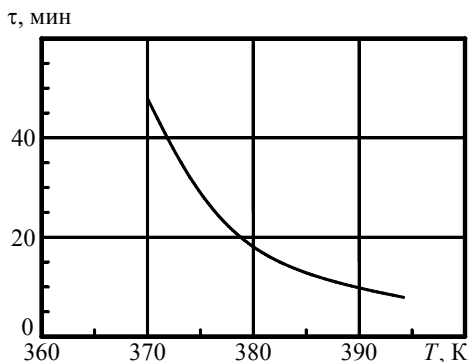


Рис. 3.8. Кривая скорчинга резиновой смеси шифра 46ПРФ-26

Математическое выражение для кривой подвулканизации получено с помощью программного обеспечения "TablCurve":

$$\tau = (-29 + 5 \cdot 10^6 / T^2)^2.$$

3.1.2. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКИ И МЕТОДИКИ ИССЛЕДОВАНИЙ

Для проверки адекватности математической модели (2.23) – (2.56) проведены 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 (ЭУ1) (рис. 3.9), представляющая собой червячную машину с базовой геометрией: диаметром червяка $D = 0,032 \text{ м}$, отношением

длины нарезки к диаметру $L/D = 10$, углом наклона его нарезки $\varphi = 17^\circ$, глубиной винтового канала $h = 0,003$ м, шириной гребня $e = 0,0035$ м, зазором между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра $\delta z = 0,001$ м. Вращение червяка машины происходит от электродвигателя постоянного тока с возможностью регулирования угловой скорости его в пределах $\omega = (0 \dots 7,85)$ с⁻¹. ЭУ1 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...1100 кг/м³. Применение данного устройства позволяет исключить влияние сил тяжести и температуры окружающей среды на выходе из формующей головки на изменение размеров поперечного сечения экструдата. Измерение размеров экструдата осуществляется с помощью цифровой фотокамеры высокого разрешения (7,2 Мпикс) в трех положениях (рис. 3.10), которая закреплена на штативе.



Рис. 3.9. Экспериментальная установка ЭУ1 для исследования процесса экструзии резиновых смесей

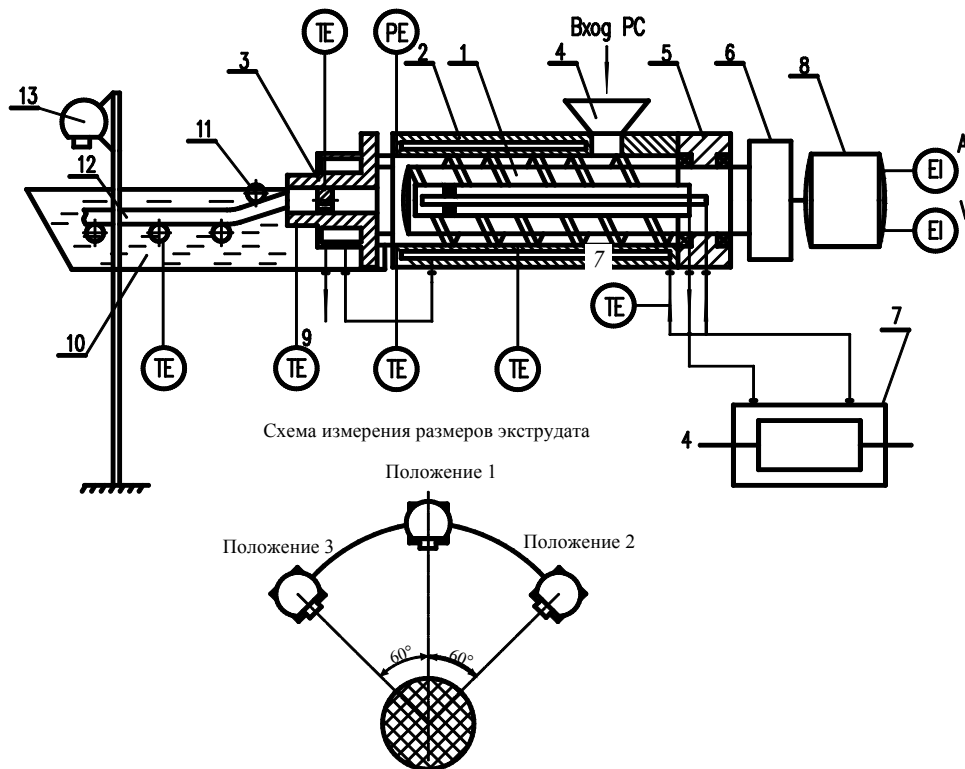


Рис. 3.10. Схема экспериментальной установки ЭУ1 для исследования процессов экструзии:

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 фотокамера; ТЕ – датчики температуры; РЕ – датчик давления; А – амперметр; V – вольтметр

Управление приводом экспериментальной установки ЭУ1 осуществляется пультом. На щите расположены амперметр и вольтметр – для измерения потребляемого тока и напряжения.

Измерение потребляемой мощности ЭУ1 проводится с помощью вольт-амперной характеристики:

$$N = N_{\text{дв}} - N_{\text{хх}} ; N_{\text{дв}} = I_{\text{н}} U ; N_{\text{хх}} = I_{\text{хх}} U ,$$

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_н – ток нагрузки двигателя, А; U – напряжение на обмотке якоря двигателя, В.

Экструзионная головка, модернизированная для исследования продавливания резиновых смесей через формующие каналы различной геометрии, представлена на рис. 3.11. Головка оснащена системой термостатирования, на корпусе расположен датчик давления, представляющий собой индикатор часового типа, установленный в обойму с компенсационной пружиной, перемещение которой 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.

Методика экспериментальных исследований состоит в следующем: в процессе эксперимента необходимо назначить такой режим экструзии и выбрать конструкцию формующего 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.

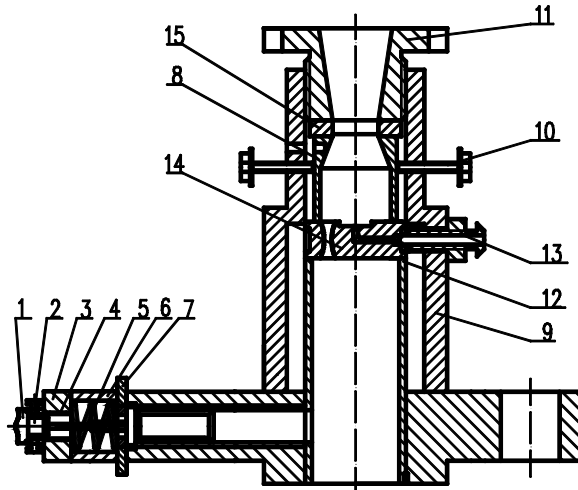


Рис. 3.11. Головка экструзионная:

- 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

Эксперимент проводился следующим образом. Резиновая смесь (шифров НО-68НТА, 46ПРФ-26, приготовленная в центральной лаборатории завода ОАО "АРТИ-Завод" г. Тамбова, и шифров ИРП-6721, ИРП-3826, применяемая в ЗАО "Тамбовполимермаш") 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 $T_{\text{в}}$: $T_{\text{см. вых}}$ – температура выхода экструдата из формующей головки (в конце мундштука), °С; $T_{\text{гол}}$ – температура в середине формующей головки (дорнодержателе), °С; $T_{\text{вых. ц}}$ – температура выхода резиновой смеси из материального цилиндра шнековой машины, °С.

Также измерялись и пересчитывались следующие параметры: I – потребляемый ток, измеряемый с помощью амперметра, А; Q – производительность шнековой машины, получаемая взвешиванием каждого полученного образца [в г/(5 мин)] и переводом в кг/ч); P – давление, которое снималось по датчику часового типа с последующим переводом в систему СИ по тарифовочному графику (рис. 3.12) или аналитической зависимости (3.1).

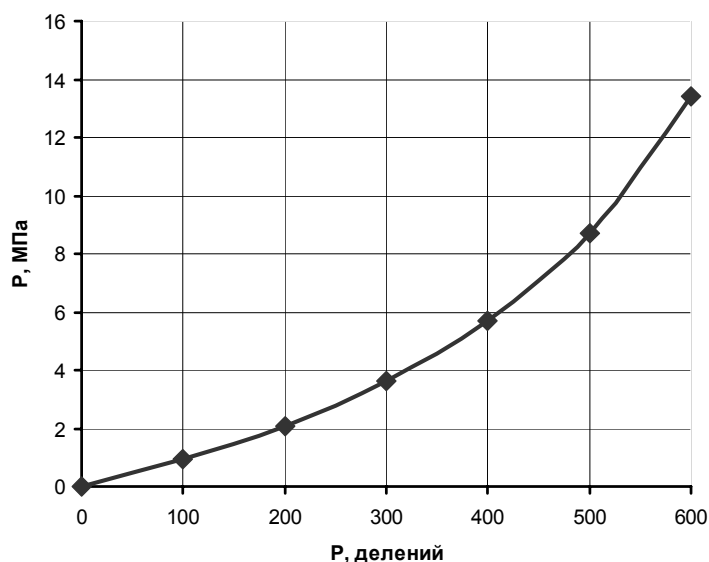


Рис. 3.12. Тарировочный график для определения давления по индикатору часового типа

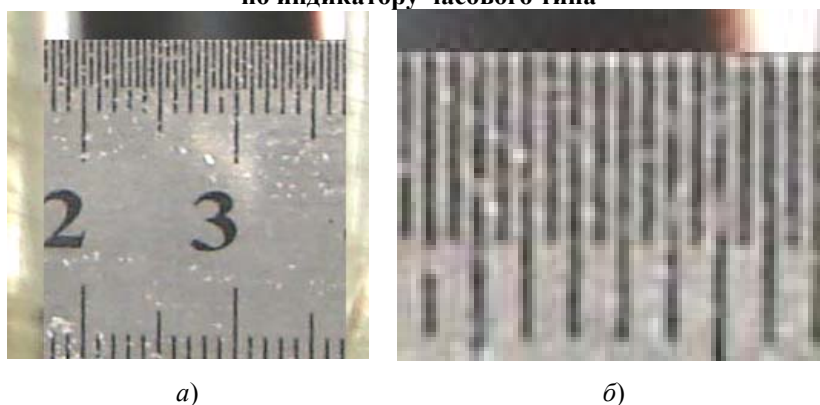


Рис. 3.13. Способ измерения и обработки размеров экструдата с помощью фотографий:

а – увеличение в 2 раза; *б* – увеличение в 6 раз

$$P_{\text{МПа}} = 1 / (121 / P_{\text{дел}} - 0,127), \quad (3.1)$$

где $P_{\text{дел}}$ – давление, снятое с индикатора часового типа, дел; $P_{\text{МПа}}$ – давление, МПа.

На выходе из формирующего канала заготовка круглого поперечного сечения попадала в ванну, где с помощью цифрового фотоаппарата высокого разрешения (7,2 Мпикс) и последующей обработкой в программе "Adop PhotoShop 5.0" с 5-кратным увеличением (рис. 3.13) измерялись ее диаметры до охлаждения в определенных местах (при температуре теплоносителя в ванне) и после охлаждения не менее чем через час (при комнатной температуре) в тех же точках с помощью толщиномера, что позволило рассчитать относительное изменение размеров поперечного сечения образцов экструдата δ до и после охлаждения.

3.1.3. ПРОВЕРКА АДЕКВАТНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ПЕРЕРАБОТКИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ НА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКЕ МЧХ-32/10

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. Поэтому сделаны расчеты величины сдвига в выходном формирующем канале экструзионной головки $\gamma_{\text{вых.к}}$ при различных его размерах (длине и диаметре) (табл. 3.2, рис. 3.14), т.е. для одной составляющей суммарной величины сдвига на примере резиновой смеси НО-68НТА при следующих параметрах: диаметр червяка $D = 0,032$ м, отношение длины нарезки к диаметру $L/D = 10$, угол наклона его нарезки $\varphi = 17^\circ$, глубина винтового канала $h = 0,0032$ м, ширина гребня $e = 0,0035$ м, зазор между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра $\delta_{\text{ц}} = 0,001$ м; угловая скорость червяка изменяется в пределах $\omega = (0 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}$.

При определении суммарной величины сдвига $\gamma_{\text{вых.к}}$ принималось допущение, что в перерабатываемом материале отсутствует или имеет место малое значение подвулканизации, которая определяется по критерию Бейли.

Суммарная величина сдвига $\gamma_{\text{вых.к}}$, 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 уравнений (2.23 – 2.56).

Зависимости относительного изменения поперечного сечения экструдата до и после охлаждения, скорости сдвига в выходном канале экструзионной головки и температуры смеси в выходном канале экструзионной головки от величины сдвига в выходном канале экструзионной головки представлены на рис. 3.14.

3.2. Влияние геометрии выходного канала экструзионной головки на технологические параметры процесса и относительное изменение диаметра экструдата при различной производительности

$d_M, \text{ м}$	$l_M, \text{ м}$	$Q, \text{ кг/ч}$	$N^*, \text{ кВт}$	$\Delta P, \text{ МПа}$	$T_{\text{см. вых.}}, \text{ }^\circ\text{C}$	$\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}, \text{ с}^{-1}$	$\delta, \%$	$\gamma_{\text{вых.к}}$
0,0105	0,04	3,2	0,88	5	91	15	12	30
0,0105	0,063	8,5	1,1	6	90	30	16	48
0,0082	0,063	12	1,06	7	89	40	24	62
0,0082	0,076	14	0,95	7	88	38	23	74
0,0086	0,094	7,5	1,08	6	89	37	20	87
0,0082	0,097	7	1,06	3	97	20	10	95
0,0082	0,108	7	1,07	3,1	105	20	12	105

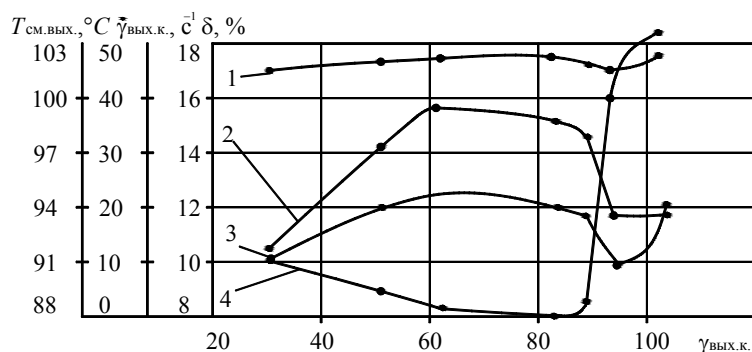


Рис. 3.14. Зависимости относительного изменения поперечного сечения экструдата δ до (1) и после охлаждения (3), скорости сдвига $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ (2) и температуры смеси $T_{\text{см. вых.}}$ (4) от величины сдвига $\gamma_{\text{вых.к}}$ в выходном канале экструзионной головки

Из рисунка 3.14 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.

При минимальном значении относительного изменения поперечного сечения экструдата ($\delta = 10 \%$) скорость сдвига в выходном канале экструзионной головки $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ равна 20 и 15 с^{-1} (рис. 3.14), что соответствует производительности Q , равной значениям 3,2 и 7 кг/ч (табл. 3.2), и полезной мощности N , равной 880 и 1160 Вт.

Относительное изменение размеров экструдата после охлаждения δ (рис. 3.14) монотонно увеличивается при увеличении сдвига в выходном формирующем 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. При дальнейшем

увеличении сдвига $\gamma_{\text{вых.к}} = 95 \dots 105$ наблюдается увеличение относительного изменения размеров экструдата δ , что связано с началом подвулканизации в резиновой смеси за счет увеличения времени пребывания ее в формующем канале большей длины (табл. 3.2).

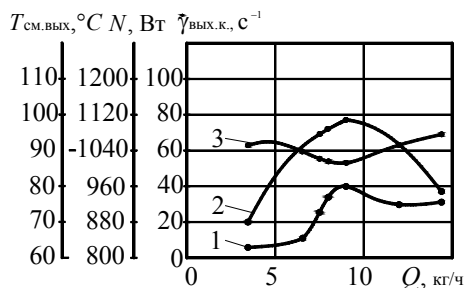


Рис. 3.15. Зависимости скорости сдвига $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ (1), полезной мощности N (2) и температуры смеси $T_{\text{см.вых}}$ (3) в выходном канале экструзионной головки от производительности Q

В качестве примера на рис. 3.15 показаны зависимости скорости сдвига $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$, полезной мощности N и температуры смеси $T_{\text{см.вых}}$ в выходном канале экструзионной головки от производительности Q шнековой машины.

Исходя из условия заданной производительности и минимального изменения размера поперечного сечения можно выбрать два режима при $Q = 7$ кг/ч, $N = 1060$ Вт и $Q = 3,2$ кг/ч, $N = 880$ Вт (рис. 3.15).

При увеличении скорости сдвига в выходном канале экструзионной головки $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ для производительности шнековой машины, увеличивающейся в диапазоне $Q = 3 \dots 8,5$ кг/ч, происходит увеличение полезной мощности N , так как это сопровождается увеличением сдвига в выходном канале экструзионной головки $\gamma_{\text{вых.к}}$ за счет увеличения его длины (табл. 3.2) при незначительном уменьшении температуры смеси в выходном канале экструзионной головки $T_{\text{см.вых}}$ (рис. 3.15).

При дальнейшем уменьшении скорости сдвига в выходном канале экструзионной головки $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ для производительности шнековой машины, изменяющейся в диапазоне $Q = 8,5 \dots 14$ кг/ч, происходит уменьшение полезной мощности N , что связано с уменьшением вязкости перерабатываемого материала за счет увеличивающейся температуры смеси в выходном канале экструзионной головки $T_{\text{см.вых}} = 86 \dots 95$ °C при небольшом уменьшении скорости сдвига в выходном канале экструзионной головки $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ (рис. 3.14).

Значения показателей качества образцов, полученных из резиновой смеси шифра НО-68НТА (при $J_B \leq 1$ %) для выбранного режима и геометрии формующих каналов до и после экструзии, таких как условная прочность и относительное удлинение при разрыве, твердость по Шору, скорчинг, определенные 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 и переработке конкретной резиновой смеси позволит прогнозировать изменение размеров экструдата при проектировании профилирующих каналов экструзионных головок.

Далее на рис. 3.16 – 3.19 представлены зависимости показателей качества (условной прочности при разрыве f_p и относительного изменения поперечного сечения экструдата на выходе из формующего канала до δ_0 и после δ охлаждения) от суммарного сдвига в каналах шнека при заданной геометрии формующих каналов ($\gamma_{\text{вых.к}} = 95$) и переменной глубине винтового канала шнека при переработке различных резиновых смесей.

Из рисунка 3.16 видно, что величина сдвига $\gamma_{\text{ш}} = 3500$ является рациональной, при этом наблюдаются максимальное значение условной прочности при разрыве f_p и минимальное значение относительного изменения поперечного сечения экструдата на выходе из формующего канала ($\delta = 10$ %) при условии отсутствия подвулканизации в резиновой смеси шифра НО-68НТА ($J_B \leq 0,5$ %).

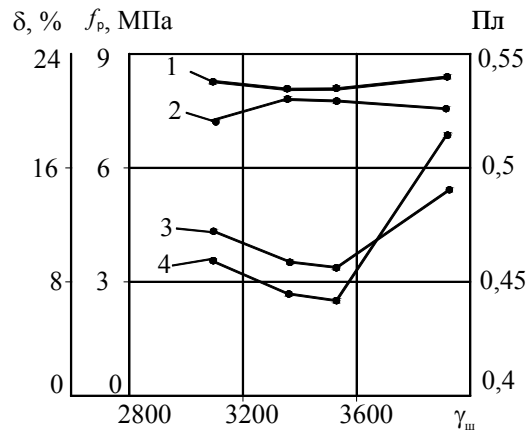


Рис. 3.16. Зависимости показателей качества: условной прочности при разрыве f_p (2), пластичности ПЛ (4) и относительного изменения поперечного сечения экструдата до δ_0 (1) и после охлаждения δ (3) от суммарного сдвига в каналах шнека $\gamma_{ш}$ для смеси шифра НО-68НТА

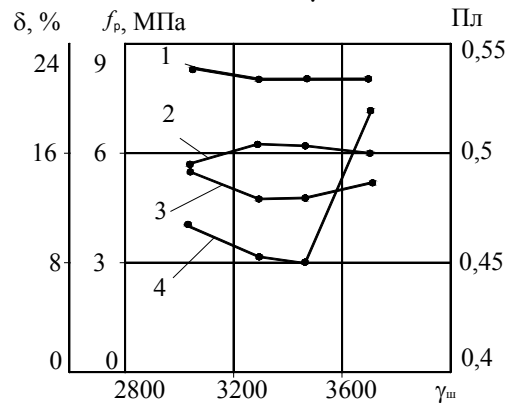


Рис. 3.17. Зависимости показателей качества: условной прочности при разрыве f_p (2), пластичности ПЛ (4) и относительного изменения поперечного сечения экструдата до δ_0 (1) и после охлаждения δ (3) от суммарного сдвига в каналах шнека $\gamma_{ш}$ для смеси шифра ИРП6721

Из рисунка 3.17 видно, что величина сдвига $\gamma_{ш} = 3250$ является рациональной, при этом наблюдаются максимальное значение условной прочности при разрыве f_p и минимальное значение относительного изменения поперечного сечения экструдата на выходе из формующего канала ($\delta = 12\%$) при условии отсутствия подвулканизации в резиновой смеси шифра ИРП6721 ($J_B \leq 0,5\%$).

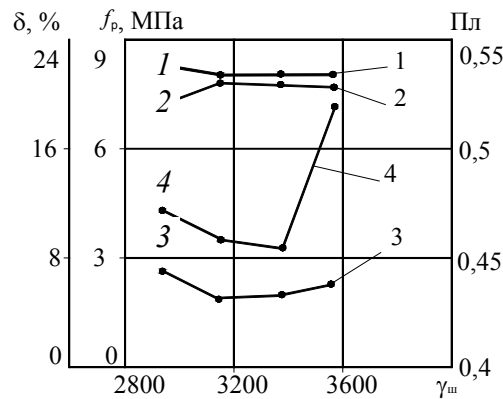


Рис. 3.18. Зависимости показателей качества: условной прочности при разрыве f_p (2), пластичности ПЛ (4) и относительного изменения поперечного сечения экструдата до δ_0 (1) и после охлаждения δ (3) от суммарного сдвига в каналах шнека $\gamma_{ш}$ для смеси шифра ИРП-3826

Из рисунка 3.18 видно, что величина сдвига $\gamma_{ш} = 3100$ является рациональной, при этом наблюдаются максимальное значение условной прочности при разрыве f_p и минимальное значение относительного изменения поперечного сечения экструдата на выходе из формующего канала ($\delta = 6\%$) при условии отсутствия подвулканизации в резиновой смеси шифра ИРП-3826 ($J_B \leq 0,5\%$).

Из рисунка 3.19 видно, что величина сдвига $\gamma_{ш} = 2950$ является рациональной, при этом наблюдаются максимальное значение условной прочности при разрыве f_p и минимальное значение относительного изменения поперечного сечения экструдата на выходе из формующего канала ($\delta = 5\%$) при условии отсутствия подвулканизации в резиновой смеси шифра 46ПРФ-26 ($J_B \leq 0,5\%$).

Далее были проведены экспериментальные исследования по оценке подвулканизации резиновых смесей и ее влияние на относительное изменение размеров 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-68НТА $J_B \leq 0,5\%$).

Исходя из технической характеристики экспериментальной установки по разработанной усовершенствованной математической модели (2.23) – (2.56) (см. прил. В, программа 3) рассчитывалось температурное поле по длине червяка, т.е. режим экструзии при условии отсутствия подвулканизации ($J_B \leq 0,5\%$).

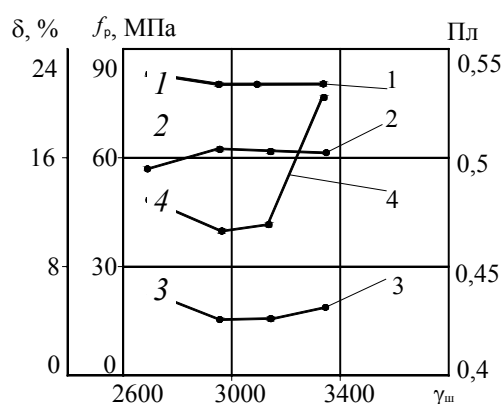


Рис. 3.19. Зависимости показателей качества: условной прочности при разрыве f_p (2), пластичности Пл (4) и относительного изменения поперечного сечения экструдата до δ_0 (1) и после охлаждения δ (3) от суммарного сдвига в каналах шнека $\gamma_{ш}$ для смеси шифра 46ПРФ-26

В результате расчета получен следующий температурный режим для угловой скорости шнека $\omega = (0,2 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}$: $T_{см. вх} = 50 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{см. вых} = 97 \dots 100 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{ц} = 85 \text{ }^\circ\text{C}$.

В качестве варьируемого параметра принята угловая скорость ω червяка.

Целью эксперимента являлось получение зависимостей полезной мощности N , критерия подвулканизации J_B , параметров качества вулканизированных образцов резины до экструзии (f_p , $\delta_{отн.э}$ – предел прочности и относительное остаточное удлинение при разрыве, соответственно) от производительности Q и сравнение их с расчетными значениями полезной мощности, рассчитанными по уравнениям математической модели (2.23) – (2.56) (см. прил. В, программа 3), и параметрами качества после экструзии (f_p , $\delta_{отн.э}$).

Поэтому для различных заданных значений угловой скорости червяка ($\omega = (0,2 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}$, что соответствует производительности $Q = (0,02 \dots 0,1) \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$), перепада давления по длине червяка ΔP , перепада температуры по длине червяка ΔT и соответствующей геометрии шнека по математической модели (2.23) – (2.56) (см. прил. В, программа 3) был проведен расчет полезной мощности N , значения критерия подвулканизации J_B и суммарного сдвига $\gamma_{ш}$.

В процессе эксперимента отбирались пробы экструдата и снимались кривые его подвулканизации. Кривые подвулканизации (рис. 3.20) снимались в ЦЗЛ ОАО "АРТИ-Завод" на приборе "Monsanto" по стандартной методике (ISO 9000).

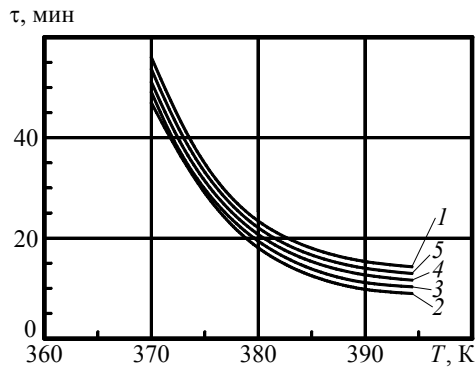


Рис. 3.20. Кривые подвулканизации при различной производительности для резиновой смеси шифра НО-68НТА:

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 условная прочность и относительное удлинение образцов при разрыве, до ($f_{рз}$, $\delta_{ост.э}$) и после (f_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 рисунка 3.20 видно, что с увеличением производительности Q кривые скорчинга (2 – 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. 3.20) до (кривая 1) и после (кривая 5 при условии $J_B \leq 1\%$) процесса экструзии показал их расхождение не более 7%, что свидетельствует о правильности выбора ограничения на величину критерия подвулканизации J_B .

Такая же тенденция изменения кривых скорчинга наблюдалась для резиновых смесей шифров ИРП-6713, ИРП-3826, 46ПРФ-26.

С целью оценки влияния подвулканизации на изменение размеров экструдата проведены экспериментальные исследования и построены зависимости (рис. 3.21) на примере экструзии цилиндрических заготовок из резиновой смеси шифра НО-68НТА при следующих параметрах: температура материального цилиндра и шнека $T_{ц} = 85 \dots 100 \text{ }^\circ\text{C}$; 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 $T_{см} = 80 \text{ }^\circ\text{C}$: теплоемкость $c = 2100 \text{ Дж}/(\text{кг}\cdot^\circ\text{C})$, плотность $\rho = 1200 \text{ кг}/\text{м}^3$, теплопроводность $\lambda = 0,22 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot^\circ\text{C})$; 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. 3.20, кривая 1).

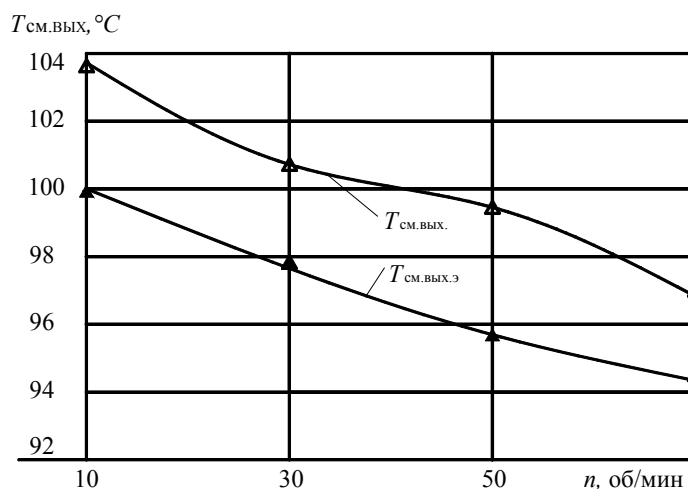


Рис. 3.21. Зависимости температуры экструдата на выходе из экструзионной головки (экспериментальное $T_{см.вых.э}$ и расчетное $T_{см.вых}$ значения) от частоты вращения n при диаметре выходного канала мундштука $d_m = 0,0082 \text{ м}$ и длине $l = 0,097 \text{ м}$

Для расчета степени подвулканизации экструдата в каналах формующей головки выведены расчетные уравнения (2.31) – (2.56) для определения в них температуры резиновых смесей.

Сравнительный анализ (рис. 3.21) экспериментальных и рассчитанных по математической модели (2.31) – (2.56) (см. прил. Б, программа 2) значений температуры экструдата на выходе из формующей головки показал их расхождение не более 4 %, что свидетельствует об адекватности расчетных уравнений, описывающих температурное поле по длине формующих каналов экструзионной головки.

Относительное изменение диаметра экструдата до δ_0 и после δ охлаждения возрастает в пределах $n = 10 \dots 50$ об/мин при уменьшении степени подвулканизации $JВ = 4 \dots 1$ % и убывает в пределах $n = 50 \dots 70$ об/мин при почти постоянном значении степени подвулканизации $JВ \approx 1$ % (рис. 3.22). Это можно объяснить тем, что наряду с увеличением напряжения сдвига за счет увеличения скорости сдвига $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$ (рис. 3.22) действуют еще и температурные напряжения, а при уменьшении температуры увеличивается вязкость перерабатываемого материала, процесс релаксации замедляется, что приводит к увеличению относительного изменения диаметра экструдата δ .

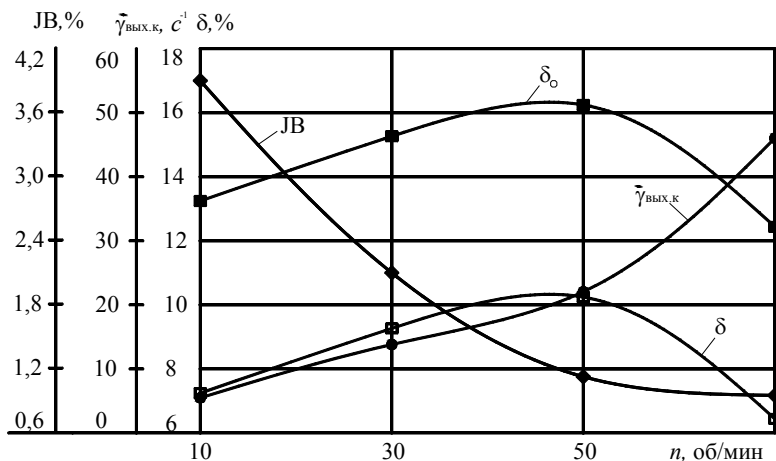


Рис. 3.22. Зависимости относительного изменения диаметра экструдата до δ_0 и после δ его охлаждения, скорости сдвига в выходном канале экструзионной головки $\dot{\gamma}_{\text{вых.к}}$, критерия подвулканизации $JВ$ от частоты вращения шнека n при диаметре выходного канала $d_m = 0,0082$ м и длине $l = 0,097$ м

Также видно, что относительное изменение диаметра экструдата δ после охлаждения составляет 50...65 % от общего значения относительного изменения диаметра.

Как видно из рис. 3.22, при увеличении частоты вращения шнека n с 10 до 50 об/мин происходит уменьшение подвулканизации $JВ$ (с 4 до 1 %) при сопровождающемся уменьшении температуры выхода экструдата с 100 до 96 °С и незначительном увеличении относительного изменения размеров экструдата δ с 7 до 11 % после охлаждения. При дальнейшем увеличении частоты вращения шнека n с 50 до 70 об/мин подвулканизация $JВ$ стабилизируется (1 %) при сопровождающемся незначительном уменьшении температуры выхода экструдата с 96 до 95 °С и незначительном уменьшении относительного изменения размеров экструдата δ после охлаждения с 11 до 7 %.

Таким образом, можно сделать вывод, что наличие подвулканизации в резиновой смеси шифра НО-68НТА (до $JВ = 1$ %) не оказывает значительного влияния на изменение размеров экструдата δ , а уменьшение температуры выхода экструдата приводит к его увеличению за счет увеличения вязкости перерабатываемого материала.

В ходе экспериментальных исследований было установлено, что наличие подвулканизации в профилированном экструдате (например, для резиновой смеси шифра НО-68НТА $JВ > 1$ %) оказывает значительное влияние на изменение размеров его поперечного сечения. Поэтому для выбранной производительности червячной машины, равной $Q = 7$ кг/ч, и одной и той же геометрии выходного формующего канала (диаметр $d_m = 0,0082$ м и длина $l_m = 0,097$ м), соответствующих минимальному значению относительного изменения размеров поперечного сечения экструдата δ , необходимо определить критическое значение степени подвулканизации $JВ$, при котором начинается резкое изменение размеров поперечного сечения профилированного экструдата. Для этого проведены экспериментальные исследования при средней температуре в шнековой машине, равной $T_{\text{ц}} = 75 \dots 95$ °С, которая соответствует температуре выхода экструдата, равной $T_{\text{см. вых}} = 98 \dots 120$ °С, а значения суммарного сдвига, рассчитанные по математической модели (2.1) – (2.17) для резиновой смесей шифра НО-68НТА, составляют при этом в каналах шнека $\gamma_{\text{ш}} = 3500$ [1] и в выходном канале экструзионной головки $\gamma_{\text{вых.к}} = 95$. Результаты проведенных исследований для резиновых смесей шифров НО-68НТА, ИРП-6721, ИРП-3826, 46ПРФ-26 представлены на рис. 3.23 – 3.26.

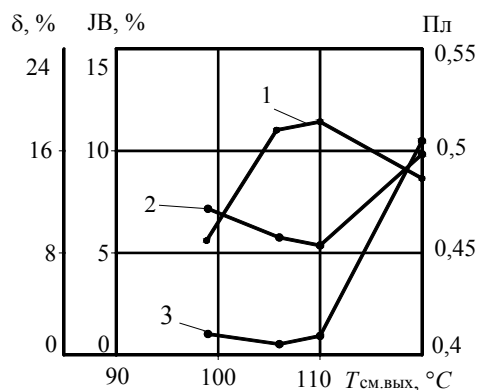


Рис. 3.23. Зависимости пластичности Пл (1), относительного изменения диаметра экструдата после охлаждения δ (2), критерия подвулканизации JB (3) от температуры выхода $T_{см. вых}$ для резиновой смеси шифра НО-68НТА. Производительность червячной машины $Q = 7$ кг/ч, диаметр выходного канала мундштука $d_m = 0,0082$ м, его длина $l_m = 0,097$ м

Из анализа рис. 3.23 следует, что при переработке резиновой смеси шифра НО-68НТА существует минимальное относительное изменение размеров поперечного сечения экструдата после охлаждения $\delta = 10$ %, соответствующее определенному значению критерия подвулканизации $JB = 1$ % при заданном режиме экструзии и геометрии формирующих каналов (суммарной величине сдвига $\gamma_{ш} = 3500$, $\gamma_{вых.к} = 95$).

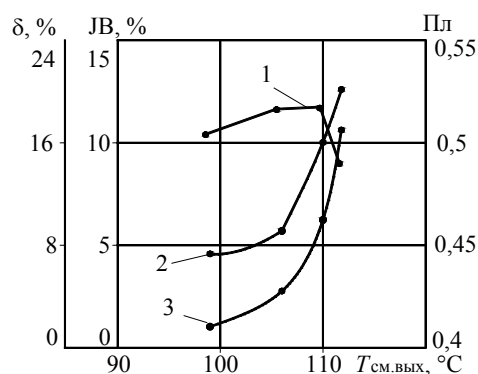


Рис. 3.24. Зависимости пластичности Пл (1), относительного изменения диаметра экструдата после охлаждения δ (2), критерия подвулканизации JB (3) от температуры выхода $T_{см. вых}$ для резиновой смеси шифра ИРП-6721. Производительность червячной машины $Q = 3,2$ кг/ч, диаметр выходного канала мундштука $d_m = 0,0082$ м, его длина $l_m = 0,097$ м

Из анализа рис. 3.24 следует, что при переработке резиновой смеси шифра ИРП-6713 существует минимальное относительное изменение размеров поперечного сечения экструдата после охлаждения $\delta = 12$ %, соответствующее определенному значению критерия подвулканизации $JB = 1$ % при заданном режиме экструзии и геометрии формирующих каналов (суммарной величине сдвига $\gamma_{ш} = 3250$, $\gamma_{вых.к} = 95$).

Из анализа рис. 3.25 следует, что при переработке резиновой смеси шифра ИРП-3826 существует минимальное относительное изменение размеров поперечного сечения экструдата после охлаждения $\delta = 6$ %, соответствующее определенному значению критерия подвулканизации $JB = 1,5$ % и суммарной величине сдвига $\gamma_{ш. зад} = 3100$, $\gamma_{вых.к} = 95$ при заданном режиме экструзии и геометрии формирующих каналов.

Из анализа рис. 3.26 следует, что при переработке резиновой смеси шифра 46ПРФ-26 существует минимальное относительное изменение размеров поперечного сечения экструдата после охлаждения $\delta = 5$ %, соответствующее определенному значению критерия подвулканизации $JB = 1,5$ % и суммарной величине сдвига $\gamma_{ш} = 2950$, $\gamma_{вых.к} = 95$ при заданном режиме экструзии и геометрии формирующих каналов.

Сравнительный анализ значений предела прочности и относительного удлинения (рис. 3.27) до ($f_{p0} = 8$ МПа, $\delta_{отн.0} = 300$ %, Пл₀ = 0,46) и после (f_p , $\delta_{отн.}$, Пл) процесса экструзии резиновой смеси шифра НО-68НТА при различной производительности показал их расхождение не более 11 % при условии отсутствия подвулканизации $JB \leq 1$ %. Также из рис. 3.27, 3.28 видно, чем больше значение критерия подвулканизации ($JB = 1 \dots 25$ %), тем больше отклонения значений параметров качества (по прочности f_p – 15...20 %; по относительному удлинению $\delta_{отн.}$ – 12...16 %; по пластичности Пл – 8...12 %; по относительному изменению размеров поперечного сечения экструдата δ – 12...100 %).

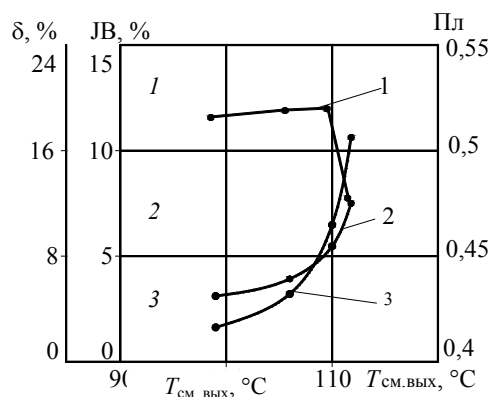


Рис. 3.25. Зависимости пластичности Pl (1), относительного изменения диаметра экструдата после охлаждения δ (2), критерия подвулканизации JB (3) от температуры выхода $T_{см. вых.}$ для резиновой смеси шифра ИРП-3826. Производительность червячной машины $Q = 3,2$ кг/ч, диаметр выходного канала мундштука $d_m = 0,0082$ м, его длина $l_m = 0,097$ м

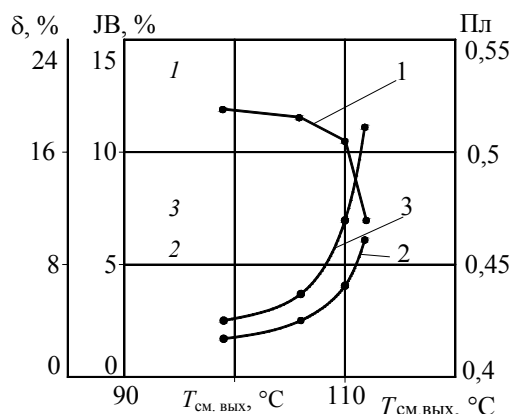


Рис. 3.26. Зависимости пластичности Pl (1), относительного изменения диаметра экструдата после охлаждения δ (2), критерия подвулканизации JB (3) от температуры выхода $T_{см. вых.}$ для резиновой смеси шифра 46ПРФ-26. Производительность червячной машины $Q = 3,2$ кг/ч, диаметр выходного канала мундштука $d_m = 0,0082$ м, его длина $l_m = 0,097$ м

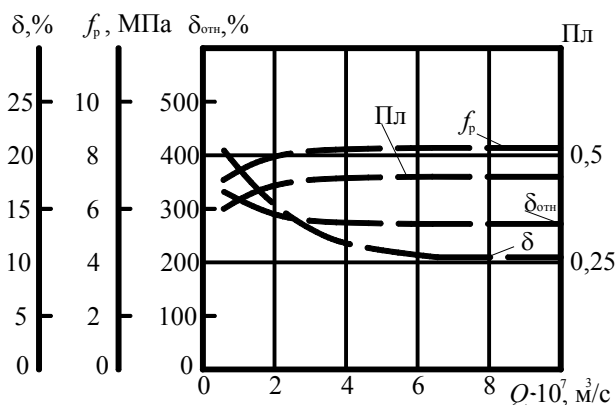


Рис. 3.27. Зависимости параметров качества экструдата f_p , $\delta_{отн}$, Pl от производительности Q для резиновой смеси шифра НО-68НТА при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0035$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $\omega = 0,2 \dots 1,88$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; — — — экспериментальные значения

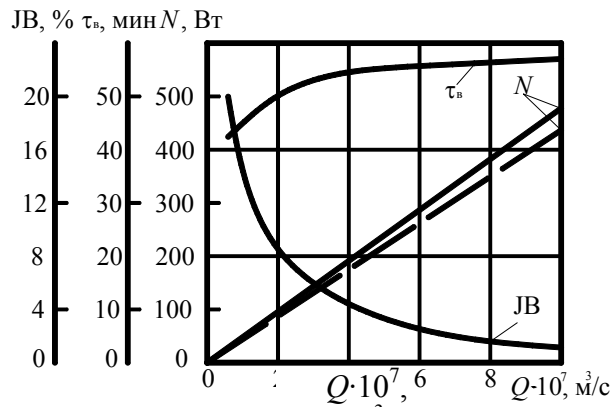


Рис. 3.28. Зависимости полезной мощности N , критерия подвулканизации JB и времени вулканизации τ_b от производительности Q для резиновой смеси шифра НО-68НТА при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0035$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $\omega = 0,2 \dots 1,88$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; ---- экспериментальные значения; — — — расчетные значения

Сравнительный анализ экспериментальных и расчетных значений полезной мощности (рис. 3.28) показал их расхождение не более 10 %.

Сравнительный анализ значений предела прочности и относительного удлинения (рис. 3.29) до ($f_p = 5,7$ МПа, $\delta_{отн.э} = 230$ %, $Пл_э = 0,48$) и после (f_p , $\delta_{отн}$, $Пл$) процесса экструзии резиновой смеси шифра ИРП-6721 при различной производительности показал их расхождение не более 10 % при условии отсутствия подвулканизации $JB \leq 1$ %. Также из рис. 3.29, 3.30 видно, чем больше значение критерия подвулканизации ($JB = 1 \dots 25$ %), тем больше отклонения значений параметров качества (по прочности f_p – 11...16 %; по относительному удлинению $\delta_{отн}$ – 12...20 %; по пластичности $Пл$ – 8...12 %; по относительному изменению размеров поперечного сечения экструдата δ – 6...100 %).

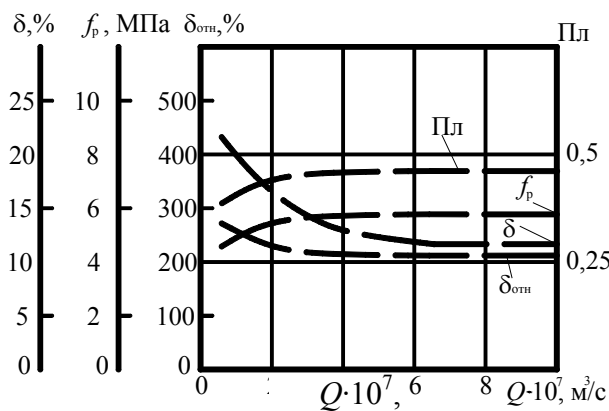


Рис. 3.29. Зависимости параметров качества экструдата f_p , $\delta_{отн}$, $Пл$ от производительности Q для резиновой смеси шифра ИРП-6721 при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0035$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $\omega = 0,2 \dots 1,88$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; ---- экспериментальные значения

Сравнительный анализ экспериментальных и расчетных значений полезной мощности (рис. 3.30) показал их расхождение не более 10 %.

Сравнительный анализ значений предела прочности и относительного удлинения (рис. 3.31) до ($f_p = 8$ МПа, $\delta_{отн.э} = 300$ %, $Пл_э = 0,49$) и после (f_p , $\delta_{отн}$, $Пл$) процесса экструзии резиновой смеси шифра ИРП-3826 при различной производительности показал их расхождение не более 8 % при условии отсутствия подвулканизации $JB \leq 1$ %. Также из рис. 3.31, 3.32 видно, чем больше значение критерия подвулканизации ($JB = 1 \dots 25$ %), тем больше отклонения значений параметров качества (по прочности f_p – 9...15 %; по относительному удлинению $\delta_{отн}$ – 8...12 %; по пластичности $Пл$ – 9...13 %; по относительному изменению размеров поперечного сечения экструдата δ – 6...100 %).

Сравнительный анализ экспериментальных и расчетных значений полезной мощности (рис. 3.32) показал их расхождение не более 10 %.

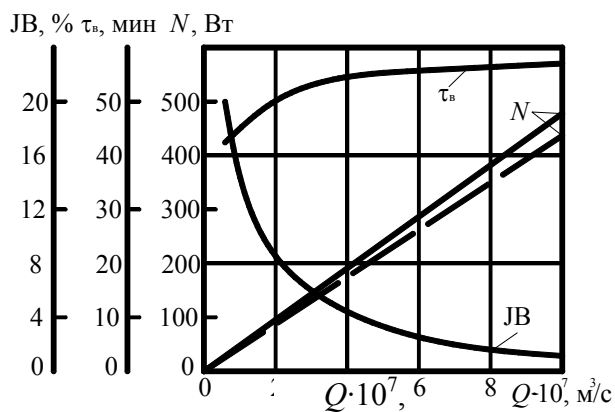


Рис. 3.30. Зависимости полезной мощности N , критерия подвулканизации JB и времени вулканизации τ_b от производительности Q для резиновой смеси шифра ИРП-6721 при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0035$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $\omega = 0,2 \dots 1,88$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; - - - экспериментальные значения; — — расчетные значения

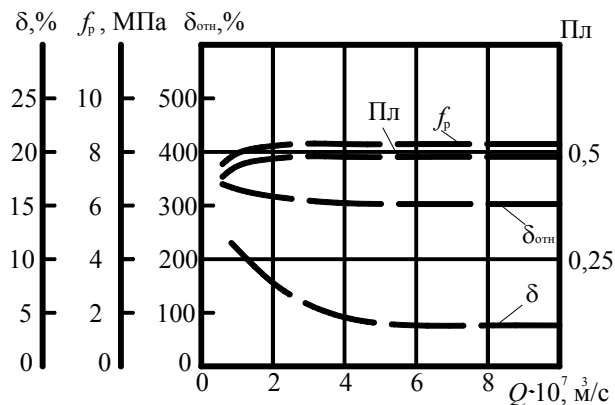


Рис. 3.31. Зависимости параметров качества экструдата f_p , $\delta_{отн}$, $Пл$ от производительности Q для резиновой смеси шифра ИРП-3826 при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0035$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $\omega = 0,2 \dots 1,88$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; - - - экспериментальные значения

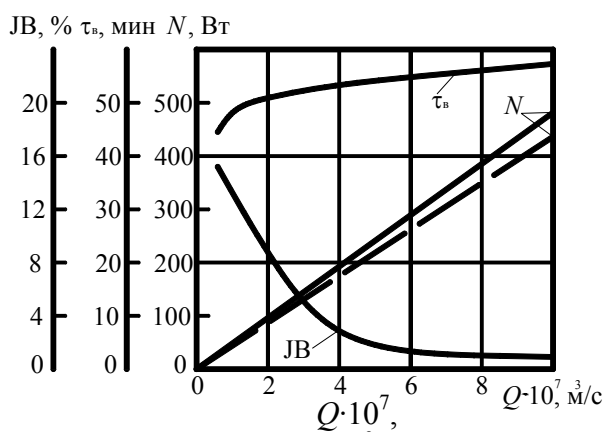


Рис. 3.32. Зависимости полезной мощности N , критерия подвулканизации JB и времени вулканизации τ_b от производительности Q для резиновой смеси шифра ИРП-3826 при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0035$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $\omega = 0,2 \dots 1,88$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; - - - экспериментальные значения; — — расчетные значения

Сравнительный анализ значений предела прочности и относительного удлинения (рис. 3.33) до ($f_{p3} = 6$ МПа, $\delta_{отн.э} = 280$ %, $Пл_3 = 0,51$) и после (f_p , $\delta_{отн.э}$, $Пл$) процесса экструзии резиновой смеси шифра

46ПРФ-26 при различной производительности показал их расхождение не более 10 % при условии отсутствия подвулканизации $JВ \leq 1,5$ %. Также из рис. 3.33, 3.34 видно, чем больше значение критерия подвулканизации ($JВ = 1,5 \dots 16$ %), тем больше отклонения значений параметров качества (по прочности $f_p - 10 \dots 22$ %; по относительному удлинению $\delta_{отн} - 10 \dots 16$ %; по пластичности ПЛ - $10 \dots 14$ %; по относительному изменению размеров поперечного сечения экструдата $\delta - 5 \dots 100$ %).

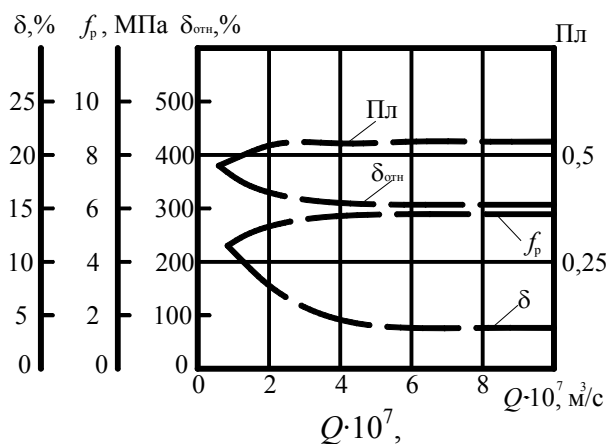


Рис. 3.33. Зависимости параметров качества экструдата f_p , $\delta_{отн}$, ПЛ от производительности Q для резиновой смеси шифра 46ПРФ-26 при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0035$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $\omega = 0,2 \dots 1,88$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; — — — экспериментальные значения

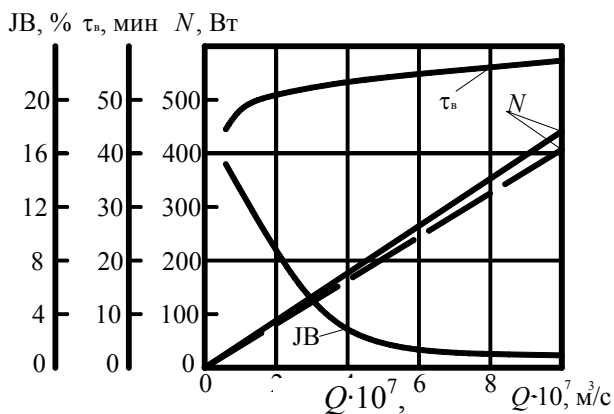


Рис. 3.34. Зависимости полезной мощности N , критерия подвулканизации $JВ$ и времени вулканизации τ_v от производительности Q для резиновой смеси шифра 46ПРФ-26 при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0035$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $\omega = 0,2 \dots 1,88$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; — — — экспериментальные значения; — — — расчетные значения

Сравнительный анализ экспериментальных и расчетных значений полезной мощности (рис. 3.34) показал их расхождение не более 10 %.

Следовательно, усовершенствованная математическая модель процесса экструзии резиновых смесей с учетом качества экструдата (2.23 – 2.56) адекватна реальному технологическому процессу в червячной машине и позволяет учитывать степень пластикации экструдата с помощью расчетного значения суммарной величины сдвига, соответствующей заданному относительному изменению размеров поперечного сечения длинномерных РТЗ.

3.1.4. ПРОВЕРКА АДЕКВАТНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ПЕРЕРАБОТКИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ НА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКЕ МЧХ-60/10

С целью обоснования допустимости расчета полезной мощности с помощью вольт-амперной характеристики и оценки адекватности усовершенствованной модели для другого типоразмера шнека были проведены экспериментальные исследования на установке типа "мотор-весы" (рис. 3.35), состоящей из цилиндра 1, установленного в подшипники 3 – 5, с размещенным в нем червяком диаметром $D = 0,06$ м, углом наклона нарезки $\varphi = 17^\circ$, глубиной винтового канала $h = 0,006$ м, шириной гребня $e = 0,006$ м, зазором

между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра $\delta_{ц} = 0,001$ м и возможностью изменения угловой скорости в пределах $\omega = (0 \dots 12,56)$ с⁻¹.

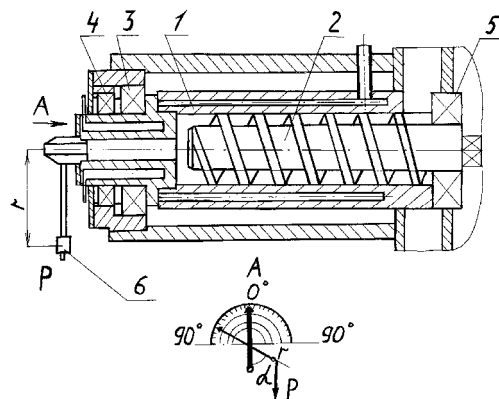


Рис. 3.35. Экспериментальная установка для определения мощности привода червяка механическим методом:

1 – цилиндр; *2* – червяк; *3* – *5* – подшипники; *6* – груз

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* – *5* (так называемое устройство "мотор-весы" – рис. 3.35).

Величина реактивного момента корпуса цилиндра может быть определена из зависимости (рис. 3.35, вид *A*)

$$M_{кр} = Pr \sin \alpha ,$$

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

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

$$N = M_{кр} \varphi .$$

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

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

В результате расчета (табл. 3.3) по уравнениям математической модели (2.22) – (2.56) (с помощью программы 2, прил. В), при условии отсутствия подвулканизации ($J_B \leq 1$ %) и заданных значениях суммарной величины сдвига в каналах шнека ($\gamma_{ш. зад} = 3500$) и выходном канале экструзионной головки ($\gamma_{вых. к.} = 95$), соответствующих минимальному изменению размеров поперечного сечения экструдата, назначен

температурный режим переработки резиновой смеси шифра НО-68НТА ($T_{см. вх} = 50 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{ц} = 80 \text{ }^\circ\text{C}$) и получены зависимости, представленные на рис. 3.36, 3.37.

Сравнительный анализ значений предела прочности и относительного удлинения (рис. 3.36) до ($f_p = 8 \text{ МПа}$, $\delta_{отн.с} = 300 \text{ } \%$, $\text{Пл} = 0,46$) и после (f_p , $\delta_{отн.с}$, Пл) процесса экструзии резиновой смеси шифра НО-68НТА при различной производительности показал их расхождение не более 10 % при условии отсутствия подвулканизации $\text{JB} \leq 1 \text{ } \%$. Также из рис. 3.36, 3.37 видно, чем больше значение критерия подвулканизации ($\text{JB} = 1 \dots 7 \text{ } \%$), тем больше отклонения значений параметров качества (по прочности $f_p - 10 \dots 12 \text{ } \%$; по относительному удлинению $\delta_{отн.с} - 10 \dots 14 \text{ } \%$; по пластичности $\text{Пл} - 10 \dots 13 \text{ } \%$; по относительному изменению размеров поперечного сечения экструдата $\delta - 10 \dots 33 \text{ } \%$).

3.3. Результаты расчета

№ п/п	Q^* , 10^{-5} , $\text{м}^3/\text{с}$	ΔP , МПа	ΔT^* , $^\circ\text{C}$	JB, %	$\gamma_{ш. зад}$	H , м	ω^* , с^{-1}	N^* , кВт
1	0,2	3	62	7,4	3500	0,006	0,5	0,62
2	2	5	70	1,1	3500	0,006	5,1	14,8
3	3	7	80	0,6	3500	0,006	7,85	22,6
4	4	10	75	0,5	3500	0,006	10,5	28,6
5	5	12	75	0,4	3500	0,006	11,2	35,6

* – расчетные значения.

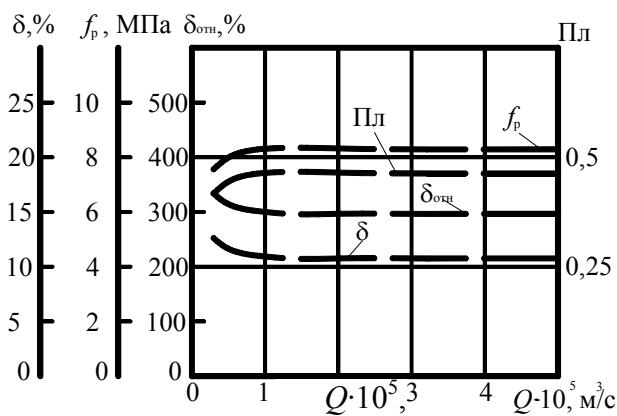


Рис. 3.36. Зависимости параметров качества экструдата f_p , $\delta_{отн.с}$, Пл от производительности Q для резиновой смеси шифра НО-68НТА при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,006 \text{ м}$; $D = 0,06 \text{ м}$; $L = 0,6 \text{ м}$; $\omega = 0,5 \dots 12,2 \text{ с}^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20 \text{ МПа}$; — — — экспериментальные значения

Сравнительный анализ экспериментальных и расчетных значений полезной мощности (рис. 3.37) показал их расхождение не более 12 %.

В результате расчета (табл. 3.3) по уравнениям математической модели (2.22)–(2.56) (с помощью программы 2, прил. В), при условии отсутствия подвулканизации ($\text{JB} \leq 1 \text{ } \%$) и заданных значениях суммарной величины сдвига в каналах шнека ($\gamma_{ш. зад} = 3250$) и выходном канале экструзионной головки ($\gamma_{вых. к} = 95$), соответствующих минимальному изменению размеров поперечного сечения экструдата, назначен температурный режим переработки резиновой смеси шифра ИРП-6721 ($T_{см. в.} = 50 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{ц} = 80 \text{ }^\circ\text{C}$) и получены зависимости, представленные на рис. 3.38, 3.39.

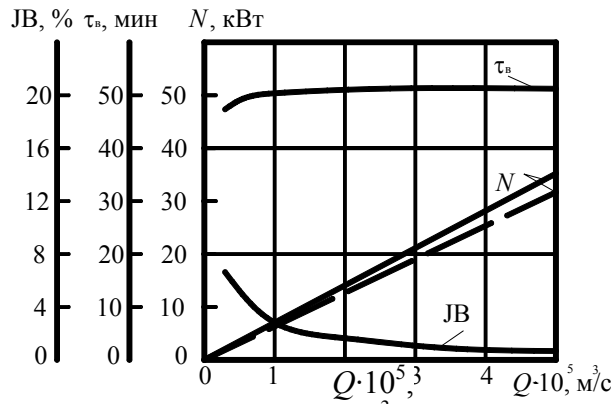


Рис. 3.37. Зависимости полезной мощности N , критерия подвулканизации JB и времени вулканизации τ_b от производительности Q для резиновой смеси шифра НО-68НТА при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,006$ м; $D = 0,06$ м; $L = 0,6$ м; $\omega = 0,5 \dots 12,2$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; ---- экспериментальные значения; ——— расчетные значения

3.4. Результаты расчета

№ п/п	Q^* , 10^{-5} , м 3 /с	ΔP , МПа	ΔT^* , °С	JB^* , %	$\gamma_{ш. зад}$	H , м	ω^* , с $^{-1}$	N^* , кВт
1	0,2	3	50	7,2	3250	0,006	0,5	0,59
2	2	5	55	0,9	3250	0,006	5,2	14,7
3	3	7	59	0,6	3250	0,006	7,84	21,3
4	4	10	62	0,5	3250	0,006	9,4	28,4
5	5	12	64	0,4	3250	0,006	11,2	33,6

* – расчетные значения.

Сравнительный анализ значений предела прочности и относительного удлинения (рис. 3.38) до ($f_p = 5,7$ МПа, $\delta_{отн.э} = 230$ %, $\text{Пл} = 0,48$) и после (f_p , $\delta_{отн.}$, Пл) процесса экструзии резиновой смеси шифра ИРП-6721 при различной производительности показал их расхождение не более 8 % при условии отсутствия подвулканизации $JB \leq 1$ %. Также из рис. 3.38, 3.39 видно, чем больше значение критерия подвулканизации ($JB = 1 \dots 7$ %), тем больше отклонения значений параметров качества (по прочности f_p – 8...12 %; по относительному удлинению $\delta_{отн.}$ – 8...14 %; по пластичности Пл – 8...13 %; по относительному изменению размеров поперечного сечения экструдата δ – 6...25 %).

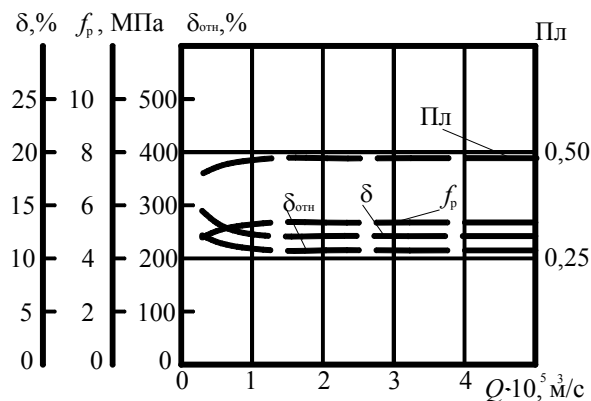


Рис. 3.38. Зависимости параметров качества экструдата f_p , $\delta_{отн.}$, Пл от производительности Q для резиновой смеси шифра ИРП-6721 при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,006$ м; $D = 0,06$ м; $L = 0,6$ м; $\omega = 0,5 \dots 12,2$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; ---- экспериментальные значения

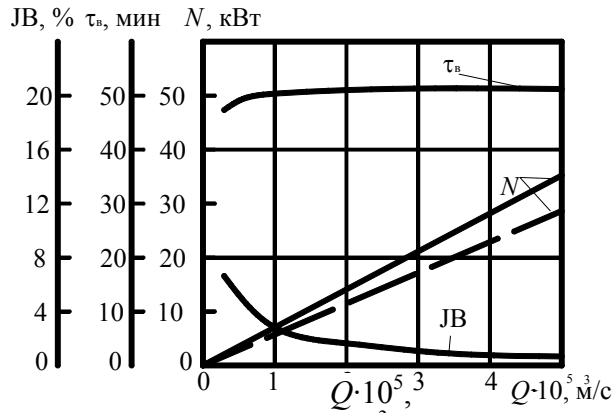


Рис. 3.39. Зависимости полезной мощности N , критерия подвулканизации JB и времени вулканизации τ_b от производительности Q для резиновой смеси шифра ИРП-6721 при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,006$ м; $D = 0,06$ м; $L = 0,6$ м; $\omega = 0,5 \dots 12,2$ с⁻¹; $\Delta P = 5 \dots 20$ МПа; - - - - экспериментальные значения; — — — теоретические значения

Сравнительный анализ экспериментальных и расчетных значений полезной мощности (рис. 3.39) показал их расхождение не более 9 %.

Следовательно, математическая модель процесса экструзии резиновых смесей с учетом качества экструдата (2.22 – 2.56) адекватна реальному технологическому процессу в червячной машине и позволяет учитывать степень пластикации экструдата с помощью расчетного значения суммарной величины сдвига, соответствующей заданному относительному изменению размеров поперечного сечения длинномерных РТЗ.

3.1.5. ПРОВЕРКА АДЕКВАТНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ПЕРЕРАБОТКИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ НА ЧЕРВЯЧНОЙ МАШИНЕ МЧХ-90/10-Л-ЧБ

Червячная машина МЧХ-90/10-Л-ЧБ (рис. 3.40) имеет червяк диаметром $D = 0,09$ м, с углом наклона нарезки $\varphi = 17^\circ$, глубиной винтового канала $h = 0,0095$ м, шириной гребня $e = 0,009$ м, зазором между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра $\delta_{ц} = 0,002$ м и возможностью изменения угловой скорости в пределах $\omega = (0 \dots 9,42)$ с⁻¹.

Для формования экструдата круглого сечения применяется головка (рис. 3.41) с шайбой различной толщины $s_{ш}$, имеющей несколько отверстий $n_{ш}$ различного диаметра $d_{ш}$ ($s_{ш} = 10 \dots 80$ мм; $n_{ш} = 5 \dots 16$; $d_{ш} = 5 \dots 12$ мм).

В результате расчета (табл. 3.5) по уравнениям математической модели (2.22) – (2.56) (с помощью программы 2, прил. В) при условии отсутствия подвулканизации ($JB \leq 1$ %) и заданных значениях суммарной величины сдвига в каналах шнека ($\gamma_{ш.зад} = 3500$) и выходном канале экструзионной головки ($\gamma_{вых.к} = 95$), соответствующих минимальному изменению размеров поперечного сечения экструдата, назначен температурный режим переработки резиновой смеси шифра НО-68НТА ($T_{см.в} = 50$ °С, $T_{ц} = 80$ °С) и получены зависимости, представленные на рис. 3.42 – 3.45.

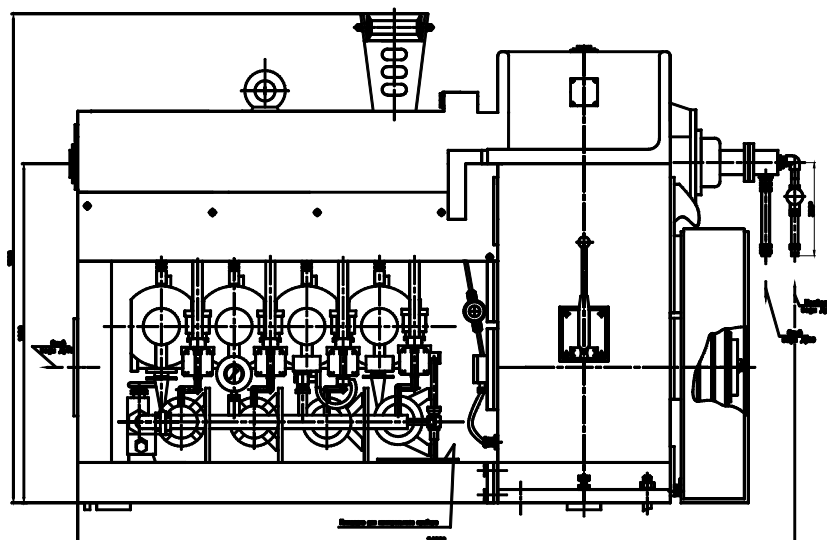


Рис. 3.40. Червячная машина МЧХ-90/10-Л-ЧБ

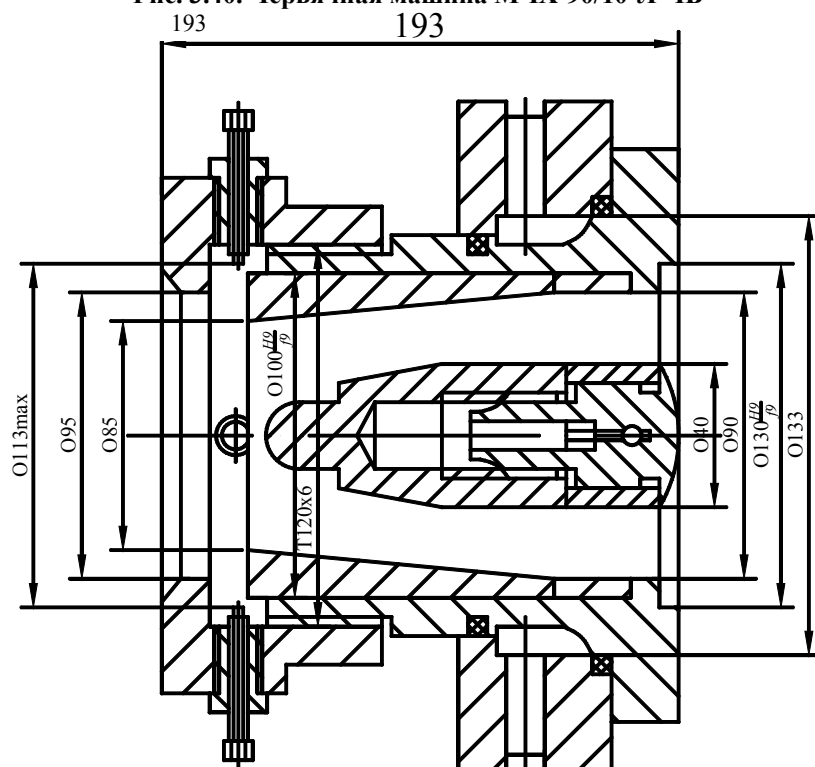


Рис. 3.41. Экструзионная головка

3.5. Результаты расчета

№ п/п	Q^* , 10^{-5} , м ³ /с	ΔP , МПа	ΔT^* , °С	JB [*] , %	$\gamma_{ш. зад}$	H, м	ω^* , с ⁻¹	N [*] , кВт
1	0,4	5	51	10,1	3500	0,0095	0,3	1,82
2	2	7	53	1,9	3500	0,0095	1,5	12,4
3	3	10	55	1,7	3500	0,0095	2,2	18,4
4	4	12	58	1,4	3500	0,0095	2,9	25,8
5	5	14	60	1,1	3500	0,0095	3,5	32,6

* – расчетные значения.

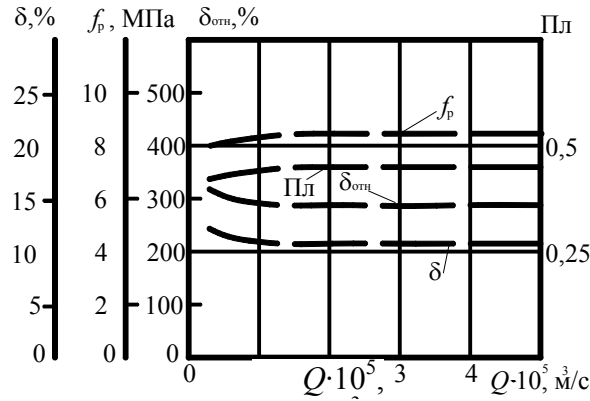


Рис. 3.42. Зависимости параметров качества экструдата f_p , $\delta_{отн}$, ПЛ от производительности Q для резиновой смеси шифра НО-68НТА при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0095$ м; $D = 0,09$ м; $L = 0,9$ м; $\omega = 0,3...3,5$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5...20$ МПа; — — — экспериментальные значения

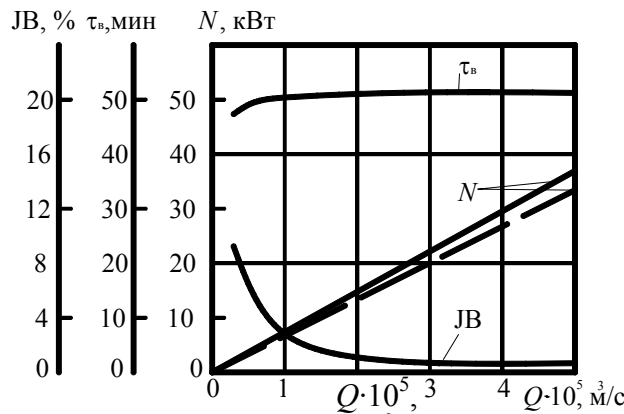


Рис. 3.43. Зависимости полезной мощности N , критерия подвулканизации JB и времени вулканизации τ_v от производительности Q для резиновой смеси шифра НО-68НТА при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0095$ м; $D = 0,09$ м; $L = 0,9$ м; $\omega = 0,3...3,5$ с $^{-1}$; $\Delta P = 5...20$ МПа; — — — экспериментальные значения; — — — расчетные значения

Сравнительный анализ значений предела прочности и относительного удлинения (рис. 3.42) до ($f_{p0} = 8$ МПа, $\delta_{отн.0} = 300$ %, ПЛ $_0 = 0,46$) и после (f_p , $\delta_{отн}$, ПЛ) процесса экструзии резиновой смеси шифра НО-68НТА при различной производительности показал их расхождение не более 10 % при условии отсутствия подвулканизации $JB \leq 1$ %. Также из рис. 3.42, 3.43 видно, чем больше значение критерия подвулканизации ($JB = 1...10$ %), тем больше отклонения значений параметров качества (по прочности $f_p - 10...12$ %; по относительному удлинению $\delta_{отн} - 10...14$ %; по пластичности ПЛ - 10...14 %; по относительному изменению размеров поперечного сечения экструдата $\delta - 10...30$ %).

Сравнительный анализ экспериментальных и расчетных значений полезной мощности (рис. 3.43) показал их расхождение не более 11 %.

В результате расчета (табл. 3.6) по уравнениям математической модели (2.23) – (2.56) (с помощью программы 3, прил. В) при условии отсутствия подвулканизации ($JB \leq 1$ %) и заданных значениях суммарной величины сдвига в каналах шнека ($\gamma_{ш.зад} = 3250$) и выходном канале экструзионной головки ($\gamma_{вых.к} = 95$), соответствующих минимальному изменению размеров поперечного сечения экструдата, назначен температурный режим переработки резиновой смеси шифра ИРП-6721 ($T_{см.вх} = 50$ °С, $T_{ц} = 80$ °С) и получены зависимости, представленные на рис. 3.44, 3.45.

Сравнительный анализ значений предела прочности и относительного остаточного удлинения (рис. 3.44) до ($f_{p0} = 6,5$ МПа, $\delta_{отн.0} = 230$ %, ПЛ $_0 = 0,48$) и после (f_p , $\delta_{отн}$, ПЛ) процесса экструзии резиновой смеси шифра ИРП-6721 при различной производительности показал их расхождение не более 9 % при условии отсутствия подвулканизации $JB \leq 1$ %. Также из рис. 3.44, 3.45 видно, чем больше значение критерия подвулканизации ($JB = 1...9$ %), тем больше отклонения значений параметров качества (по прочности $f_p - 8...13$ %; по

относительному удлинению $\delta_{отн}$ – 8...15 %; по пластичности ПЛ – 9...14 %; по относительному изменению размеров поперечного сечения экструдата δ – 6...20 %).

3.6. Результаты расчета

№ п/п	Q^* , 10^{-5} , м ³ /с	ΔP , МПа	ΔT^* , °С	JB [*] , %	$\gamma_{ш. зад}$	H, м	ω^* , с ⁻¹	N [*] , кВт
1	0,2	3	37	9	3250	0,0105	0,3	1,38
2	2	5	42	3,1	3250	0,0105	1,5	9,3
3	3	7	44	2,9	3250	0,0105	2,2	14,3
4	4	10	46	1,7	3250	0,0105	2,9	18,4
5	5	12	48	1,5	3250	0,0105	3,6	24,2

* – расчетные значения.

Сравнительный анализ экспериментальных и расчетных значений полезной мощности (рис. 3.45) показал их расхождение не более 9 %.

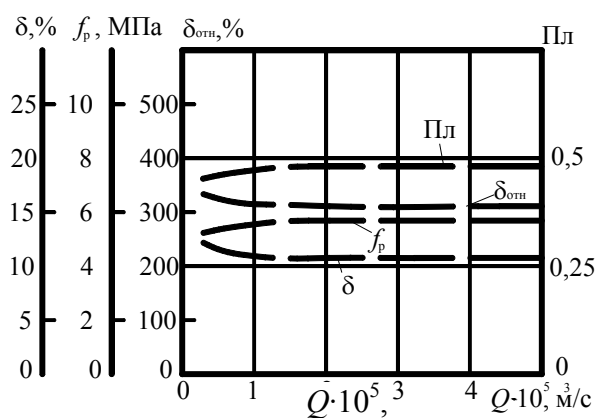


Рис. 3.44. Зависимости параметров качества экструдата f_p , $\delta_{отн}$, ПЛ от производительности Q для резиновой смеси шифра ИРП-6721 при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0095$ м; $D = 0,09$ м; $L = 0,9$ м; $\omega = 0,3...3,6$ с⁻¹; $\Delta P = 5...20$ МПа; — — — экспериментальные значения

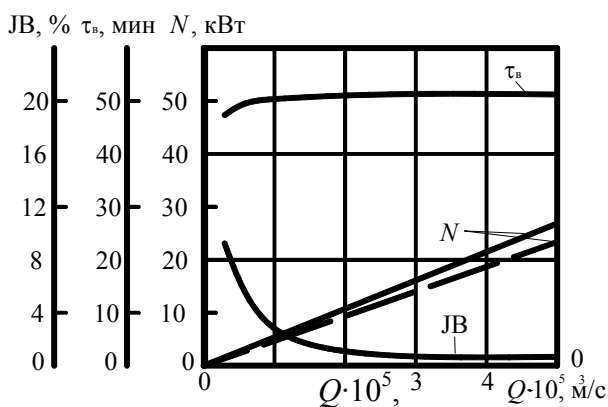


Рис. 3.45. Зависимости полезной мощности N , критерия подвулканизации JB и времени вулканизации τ_b от производительности Q для резиновой смеси шифра ИРП-6721 при: $\varphi = 17^\circ$; $h = 0,0095$ м; $D = 0,09$ м; $L = 0,9$ м; $\omega = 0,3...3,6$ с⁻¹; $\Delta P = 5...20$ МПа; — — — экспериментальные значения; — — — расчетные значения

Следовательно, математическая модель процесса экструзии резиновых смесей с учетом качества экструдата (2.23 – 2.56) адекватна реальному технологическому процессу в червячной машине и позволяет учитывать степень пластикации экструдата с помощью расчетного значения суммарной величины сдвига,

соответствующей заданному относительному изменению размеров поперечного сечения длинномерных РТЗ.

3.2. ВЛИЯНИЕ СТЕПЕНИ ПЛАСТИКАЦИИ НА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ РЕЗИНОВОЙ СМЕСИ ПРИ НЕПРЕРЫВНОМ РЕЖИМЕ ВАЛЬЦЕВАНИЯ

После расчета величины сдвига вдоль оси x по формулам (2.12 – 2.15) (периодический процесс) и расчета с помощью разработанной программы для ЭВМ, алгоритм которой представлен на рис. 3.46 (прил. Г, программа 4), суммарной величины сдвига γ_v по формулам (2.16 – 2.19) (непрерывный процесс) в зависимости от режимных переменных и конструктивных параметров оборудования были проведены экспериментальные исследования и получены графические зависимости физико-механических показателей пластика резиновой смеси условной прочности f_p и пластичности Пл от величины сдвига γ_v , показанные на рис. 3.53 – 3.60.

3.2.1. ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКИ

Для осуществления разработанного технологического процесса пластика полимерных материалов была спроектирована и изготовлена экспериментальная установка ЭУ2 на базе вальцов СМ 200 80/80 (рис. 3.47).

ЭУ2 (рис. 3.47), показанная схематично (рис. 3.48), представляет собой вальцы с полыми валками 1 диаметром 80 мм и рабочей длиной 200 мм. Валки расположены в горизонтальной плоскости и вращаются навстречу друг другу.

Регулировка частоты вращения валков осуществляется с помощью шкафа управления. Валки вальцов смонтированы в подшипниках скольжения и установлены в корпусах на станинах. Передачу вращающего момента осуществляют от вала электродвигателя постоянного тока 8 типа 4ПБМ160МГМ04 через редуктор 6 передаточные 2 и фрикционные шестерни 9.

Число оборотов валков: задний валок от 0 до 40,8 об/мин; передний валок от 0 до 30 об/мин; фрикция между валками 1:1; 1:1,2; 1:1,36.

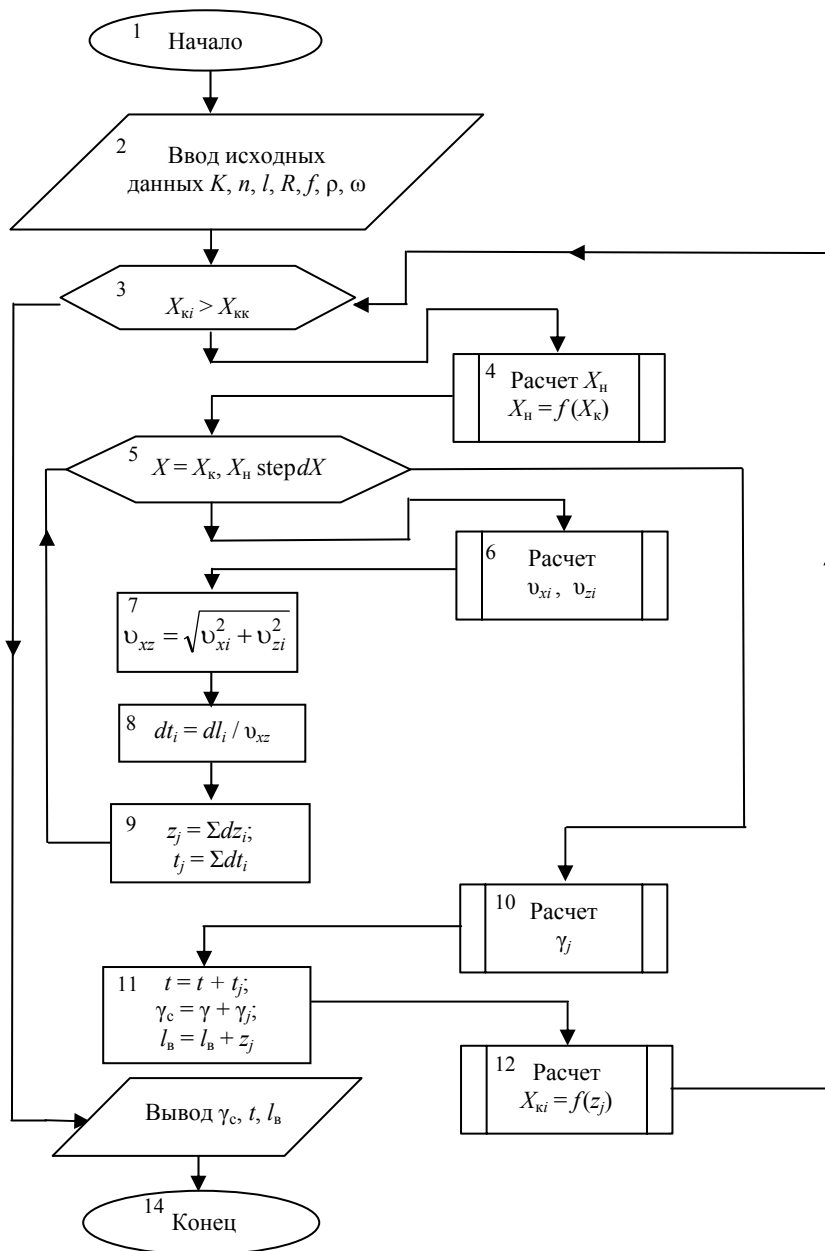


Рис. 3.46. Блок-схема расчета суммарной величины сдвига при вальцевании резиновой смеси



Рис. 3.47. Экспериментальная установка ЭУ2 для исследования процесса пластикации резиновых смесей

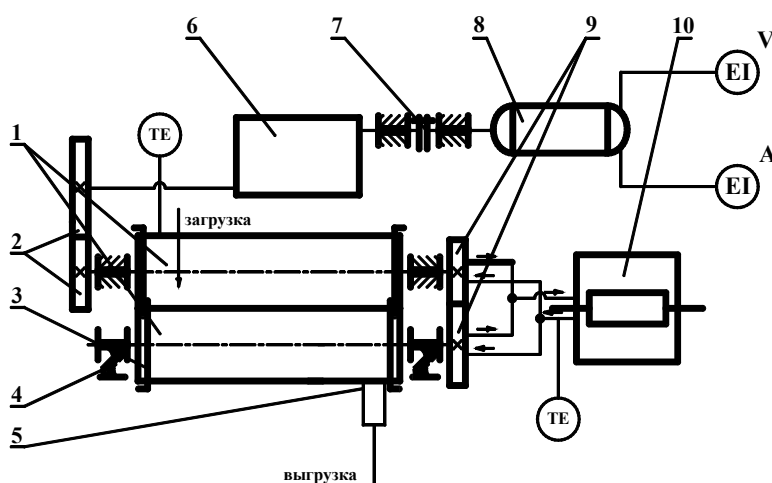


Рис. 3.48. Схема экспериментальной установки ЭУ2 для исследования непрерывного процесса вальцевания резиновых смесей:

1 – валки вальцов; 2 – передаточные шестерни; 3 – стрелы ограничительные;
 4 – механизм регулировки зазора; 5 – отборочное устройство; 6 – редуктор;
 7 – муфта; 8 – электродвигатель; 9 – передаточные шестерни разного диаметра; 10 – термостат; ТЕ – термопары; А – амперметр; V – вольтметр

Приводные и передаточные шестерни заключены в кожухи, нижняя часть которых представляет собой масляные ванны для смазки пар. Каждая из двух станин сверху стянута поперечиной и установлена на фундаментной плите. Корпуса подшипников заднего валка закреплены в станинах неподвижно. Корпуса подшипников переднего валка установлены так, что имеют возможность перемещаться в станинах с целью регулировки зазора между валками 1. Механизм регулировки зазора 4 позволяет перемещать подшипники переднего валка по направляющим станины и фиксировать их в заданном положении. Регулировка зазора производится при помощи пары винт – гайка, расположенных по обе стороны переднего (рабочего) валка.

На каждой из станин вальцов, со стороны рабочего валка, имеются указатели величины зазора для устранения перекоса валков. Механизм регулировки зазора снабжен предохранительным устройством. При переработке резиновой смеси выставленная величина зазора проверялась прокатыванием между валками с левой и правой стороны свинцовых полос и измерением ее толщины ручным калиброммером с точностью до $\pm 0,05$ мм. Для поддержания заданного температурного режима пластикации резиновых смесей валки вальцов

снабжены устройствами для подвода теплоносителя. Подогрев теплоносителя осуществляется в термостате 10 типа ТС-16.

Замер температуры поверхности валков производился с применением лучковой насадки термометра термоэлектрического контактного ТПК-1 до и после опыта. Измерение температуры вальцуемого материала осуществлялось посредством игольчатой насадки термометра термоэлектрического контактного ТПК-1 в процессе всего опыта.

С целью предотвращения попадания обрабатываемого материала в подшипники валков установлены стрелы ограничительные 3. Обеспечение безопасности обслуживающего персонала достигается установкой на вальцах аварийного устройства. В ЭУ применено электродинамическое торможение. Для смазки поверхностей трущихся пар валцы снабжены системой смазки. Для обеспечения непрерывной переработки отходов валцы снабжены загрузочным бункером и отборочным устройством 5.

3.2.2. МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Определение безразмерных координат сечения входа X_n и выхода X_k . Измерение координаты сечения входа x_n производили следующим образом. После выхода на заданный, установившийся режим вальцевания валцы останавливали и проводили измерение величин c и e , показанных на рис. 3.49.

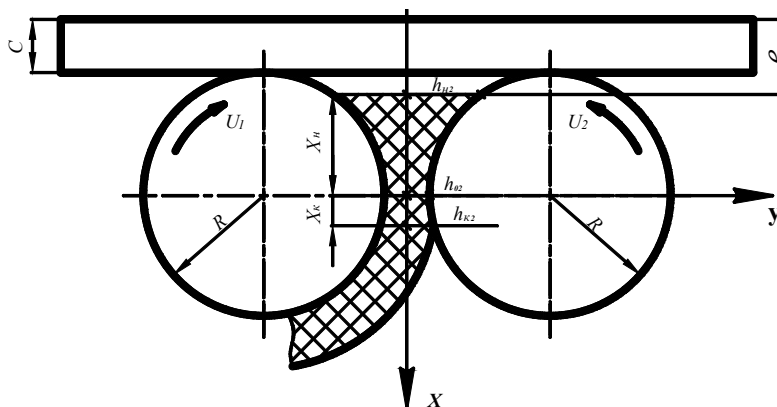


Рис. 3.49. Определение координаты сечения входа x_n

Величина координаты сечения входа x_n определяется следующим образом:

$$x_n = R + c - e.$$

Величина безразмерной координаты сечения входа X_n определяется по формуле:

$$X_n = \frac{x_n}{\sqrt{2Rh_{02}}}.$$

Между безразмерными координатами входа X_n и выхода X_k существует связь, данная в работе [74]:

$$\int_{X_n}^{X_k} \frac{(X_k^2 - X^2)^{1/n} dX}{(1 + X^2)^{1+2/n}} - \int_{X_k}^{-X_k} \frac{(X - X_k^2)^{1/n} dX}{(1 + X^2)^{1+2/n}} = 0.$$

Решая это интегральное уравнение численными методами, находим при каждом значении индекса течения

n , безразмерную координату сечения входа X_H , которой соответствует единственное значение безразмерной координаты сечения выхода X_K . Зависимость X_K от X_H при различных значениях n дана на рис. 3.50.

Для определения оптимального объема материала на валках необходимо знать, при какой величине безразмерной координаты сечения входа в зоне загрузки X_H величина удельной мощности P , характеризующая интенсивность механического воздействия на обрабатываемый материал, будет максимальной. Удельная мощность P рассчитывается по формулам [245, 246]:

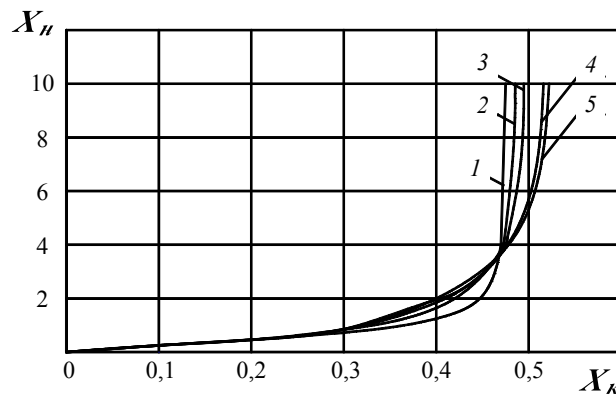


Рис. 3.50. Зависимость безразмерной координаты сечения выхода X_K от безразмерной координаты сечения входа X_H при различных значениях n :

$$1 - n = 1; \quad 2 - n = 0,5; \quad 3 - n = 0,38; \quad 4 - n = 0,2; \quad 5 - n = 0,125$$

$$P = \frac{N_n}{V} = \mu \left(\frac{U_1}{h_{02}} \right)^{n+1} \left(\frac{2n+1}{n} \right)^n F_0 \left(X_K, n, \frac{R}{h_{02}} \right), \quad (3.1)$$

где N_n – полезная мощность, расходуемая на деформацию обрабатываемого материала в зазоре валков вальцов, работающих по непрерывному режиму, кВт; V – величина объема материала, находящегося на валках вальцов, м³; μ – вязкость материала, Па·с; U_1 – частота вращения переднего валка, об/мин; h_{02} – половина величины минимального зазора между валками, м; R – радиус валка, м.

$$F_0 \left(X_K, n, \frac{R}{h_{02}} \right) = \frac{\int_{X_{K0}}^{X_{KK}} \int_{X_K}^{X_H} \frac{(\pm X^2 \mp X_K^2)^n}{(1+X^2)^{2n}} \Psi(X_K) dX dX_K}{\int_{X_{K0}}^{X_{KK}} \left\{ \frac{8,88}{\sqrt{\frac{R}{h_{02}}}} (1+X_K^2) \left[\frac{R}{h_{02}} + (1+X_K^2) \right] - (1+X_K^2) \times \right.} \rightarrow \quad (3.2)$$

$$\left. \times (X_K + X_H) + X_H + X_K + \frac{1}{3} (X_H^3 + X_K^3) \right\} \Psi(X_K) dX_K$$

где

$$\Psi(X_K) = \frac{6X_K^4 + 10X_K^2}{(1+X_K^2)^2} (X_K + X_K^3 + 0,6X_K^5 + 0,143X_K^7 - X_H - X_H^3 - 0,6X_H^5 -$$

$$- 0,143X_H^7) + 6X_K \operatorname{arctg} X_H (X_H + X_H^3 + 0,6X_H^5 + 0,143X_H^7) - 6X_K \operatorname{arctg} X_K \times$$

$$\times (X_H + X_H^3 + 0,6X_H^5 + 0,143X_H^7) - X_K^3 (3,4 + 3,34X_K^2 + 0,86X_K^4) +$$

$$+ X_k X_n^2 (3,4 + 3,34 X_n^2 + 0,86 X_n^4) + 1,4 X_k \ln(1 + X_k^2) - 1,4 X_n \ln(1 + X_n^2).$$

(3.3)

С помощью программы 5 (прил. Д), алгоритм которой представлен на рис. 3.51, построены графические зависимости удельной мощности P от величины безразмерной координаты сечения входа в зоне загрузки $X_{\text{ин}}$ (для трех различных значений R/h_{02}), показанные на рис. 3.52.

Анализ рис. 3.52 показывает наличие максимума в области $X_{\text{ин}} = 2,1$. Следовательно, существует такой оптимальный объем материала на валках, при котором работа, затрачиваемая на его деформацию, будет максимальной. Поэтому ведение непрерывного процесса вальцевания резиновых смесей с таким объемом загрузки будет наиболее рационально с точки зрения интенсивности механического воздействия на обрабатываемый материал.

Экспериментальные исследования проводили следующим образом. Включали питание ЭУ2; устанавливали заданный минимальный зазор между валками h_0 ; монтировали отборочное устройство; устанавливали фрикцию между валками f ; разогревали до заданной температуры поверхности валков; устанавливали частоту вращения переднего валка $u = 5$ об/мин; непрерывно загружали с левой стороны вальцов резиновую смесь; вальцевали ее, проверяли точность зазора между валками и измеряли температуру резиновой смеси; после выхода на заданный, установившийся режим регистрировали показания амперметра, вес полученной ленты заданного сечения за определенный промежуток времени с целью определения производительности; полученные ленты резиновой смеси наматывали на бабину для последующего определения прочности и относительного удлинения при разрыве. Затем валковую установку останавливали. После этого устанавливали частоту вращения переднего валка $u = 10$ об/мин и проводили действия такие же, как при $u = 5$ об/мин. Такой же порядок действий при $u = 15$ об/мин, $u = 20$ об/мин, $u = 25$ об/мин, $u = 30$ об/мин.

За результат испытаний принимали среднее арифметическое всех параллельных определений для каждого эксперимента.

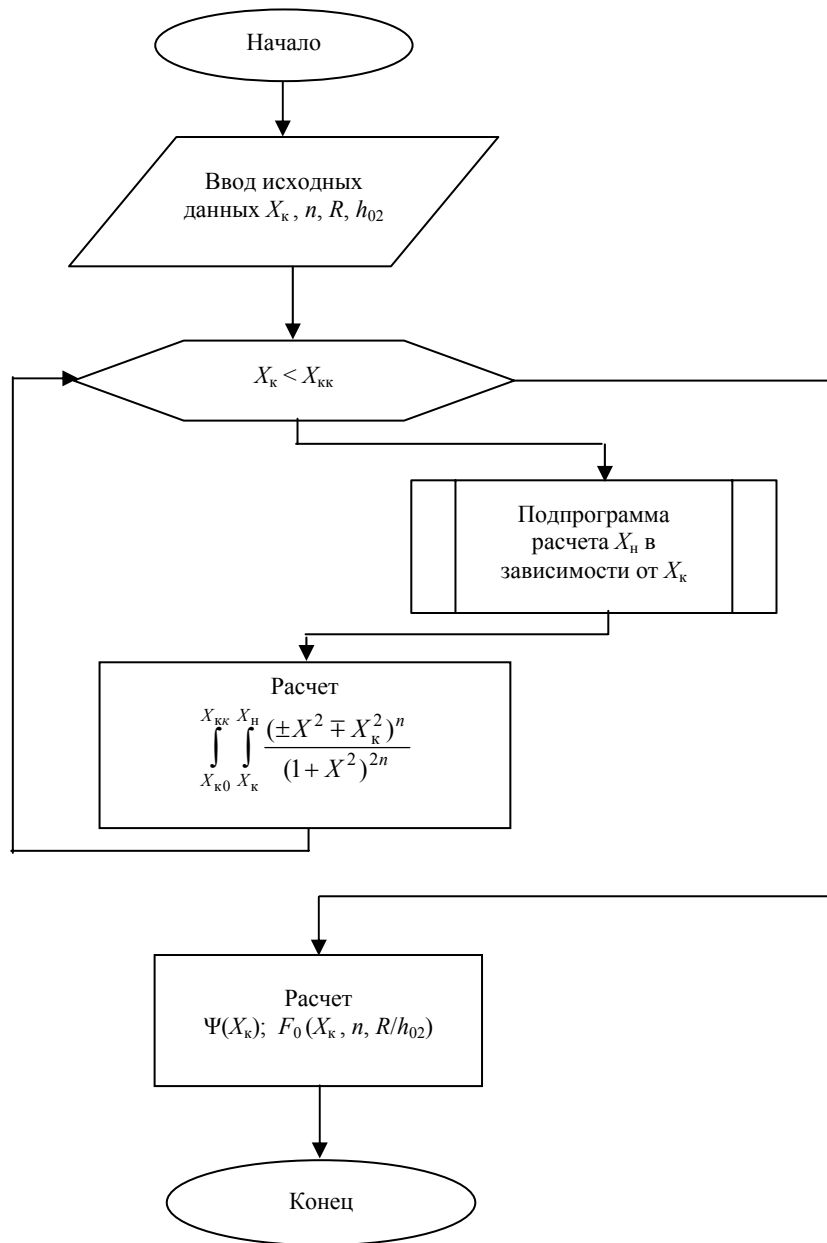


Рис. 3.51. Блок-схема алгоритма расчета удельной мощности, затрачиваемой на процесс вальцевания

$$F_0\left(X_k, n, \frac{R}{h_{02}}\right)$$



Рис. 3.52. Зависимость удельной мощности P от величины безразмерной координаты сечения входа в зоне загрузки X_{III} для трех различных значений R/h_{02} при $n_r = 0,2$

Прочность и относительное удлинение при разрыве вулканизованных образцов, полученных по непрерывному процессу вальцевания, определяли по следующей методике.

Пластикат резиновой смеси закладывался в пресс-форму, которую устанавливали в вулканизационный пресс и прессовали при температуре $140\text{ }^{\circ}\text{C}$, давлении 100 кгс/см^2 в течение 30 минут. Из полученных прессованием пластин вырубались образцы, показанные на рис. 3.53, табл. 3.7.

Испытания на растяжение проводили согласно ГОСТ 11262–68. Образцы должны иметь гладкую ровную поверхность без вздутий, сколов, трещин, раковин и других дефектов. Образцов для каждого опыта было не менее пяти.

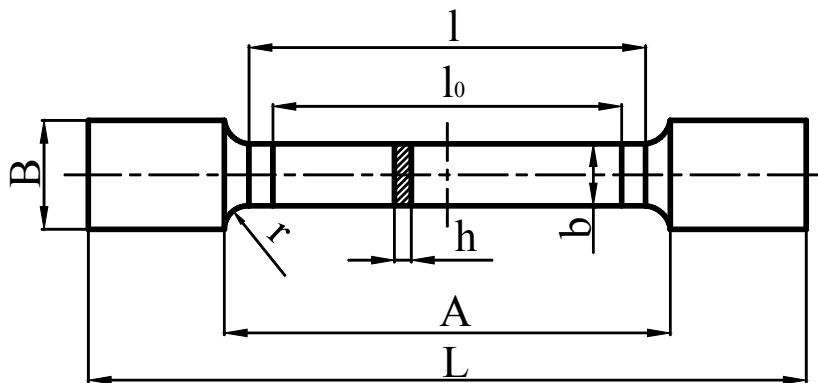


Рис 3.53. Образец для испытания на растяжение

3.7. Размеры образцов для испытания на разрыв при растяжении

Название размеров	Обозначение	Величина, мм
Общая длина	L	40
Ширина головки	B	7
Длина рабочей части	l	18
Ширина рабочей части	b	3,5
Размеры закруглений	r	3
Расстояние между метками	A	21
Толщина рабочей части	h	2
Начальная база образца	l_0	16

Испытания проводились на разрывной машине СМГИ-Ц-250. Скорость раздвижения захватов в испытательной машине 28 мм/мин. Перед испытанием измеряли толщину и ширину образцов в их рабочей части с точностью до 0,01 мм не менее чем в трех местах. Образцы, у которых результаты измерений толщины и ширины рабочей части различались больше, чем на 0,2 мм, заменялись другими.

Перед испытанием на образец наносили метки, ограничивающие его базу и положение кромок захватов. Нанесение меток не должно приводить к изменению свойств образца и к его разрушению по меткам. Образец закрепляли в захваты разрывной машины по меткам, определяющим положение кромок захватов на образце, так, чтобы исключить его скольжение в процессе испытания, при этом разрушение его не должно происходить в месте закрепления. Продольная ось образца должна совпадать с осью захватов и направлением движения подвижного захвата.

В момент достижения предела разрушения измеряли нагрузку и удлинение. В расчет принимали результаты, полученные на образцах, разрушившихся в пределах рабочей части.

Условная прочность при разрыве f_p вычисляли по формуле:

$$f_p = P_p / bh,$$

где P_p – нагрузка, при которой образец разрушился, кГс; b, h – ширина и толщина рабочей части образца, см.

Относительное удлинение при разрыве ε вычисляли по формуле:

$$\varepsilon = \Delta l / l_0 \cdot 100,$$

где Δl – приращение образца при разрыве, мм.

За результат испытаний принимали среднее арифметическое значение измеренного параметра для каждого эксперимента.

3.2.3. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Зависимость условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от частоты вращения u при $h_{0в} = 1,5$ мм, различных значений фрикции ($f = 1:1,1; 1:1,2; 1:1,36$) и непрерывном режиме вальцевания резиновой смеси НО-68НТА показана на рис. 3.54, из которого видно, что максимальное значение условной прочности при разрыве f_p и нормированное значение пластичности соответствуют фрикции $f = 1:1,2$ и частоте вращения $u = 20$ об/мин.

На рисунке 3.55 показана зависимость предела условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от частоты вращения u при фрикции $f = 1:1,2$, различных значениях минимального межвалкового зазора ($h_{0в} = 1,0; 1,5; 2$ мм) и непрерывном режиме вальцевания резиновой смеси НО-68НТА. Экспериментальные исследования показали, что максимальное значение условной прочности при разрыве f_p и нормированное значение

пластичности Пл соответствуют фрикции $f = 1:1,2$, минимальному межвалковому зазору $h_{0в} = 1,5$ мм и частоте вращения $u = 20$ об/мин.

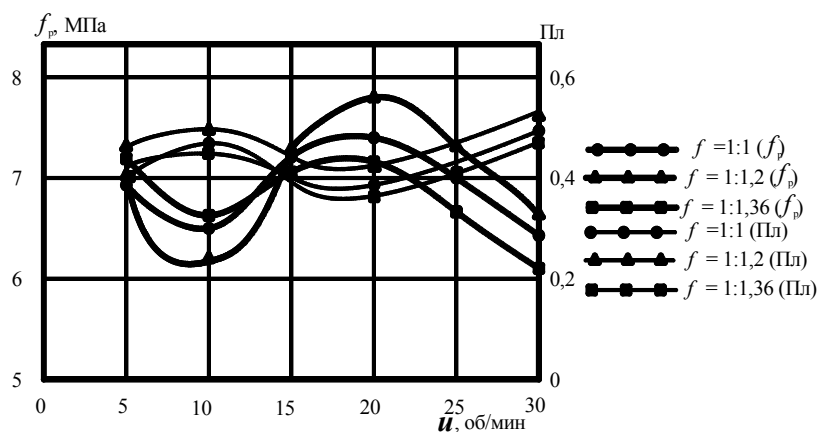


Рис. 3.54. Зависимость условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от частоты вращения u при $h_{0в} = 1,5$ мм, различных значениях фрикции f и непрерывном режиме работы валцов

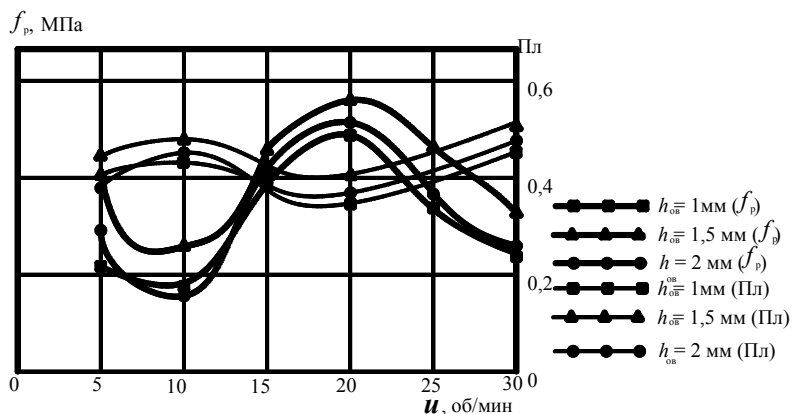


Рис. 3.55. Зависимость условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от частоты вращения u при фрикции $f = 1:1,2$ при различных значениях межвалкового зазора $h_{0в}$ и непрерывном режиме работы валцов

На рисунке 3.56 показана зависимость условной прочности при разрыве f_p , пластичности Пл и времени вальцевания t от величины сдвига γ_v при периодическом и непрерывном режиме работы валцов на примере резиновой смеси шифра НО-68НТА.

Из анализа рис. 3.56 можно сделать вывод, что лучшие показатели по прочности наблюдаются при одинаковой величине сдвига, однако при непрерывном процессе время вальцевания примерно в 2 раза меньше, чем при периодическом. Следовательно, производительность увеличивается примерно в 2 раза.

Для проверки влияния суммарной величины сдвига на физико-механические показатели пластика резиновой смеси шифра НО-68НТА были проведены экспериментальные исследования на валцах с диаметром валков 320 мм и рабочей длиной валка 550 мм. После расчета суммарной величины сдвига и обработки экспериментальных данных были построены графические зависимости физико-механических показателей пластика f_p , Пл от величины сдвига γ_v , показанные на рис. 3.57, в сравнении с такими же зависимостями, полученными на экспериментальной установке ЭУ2.

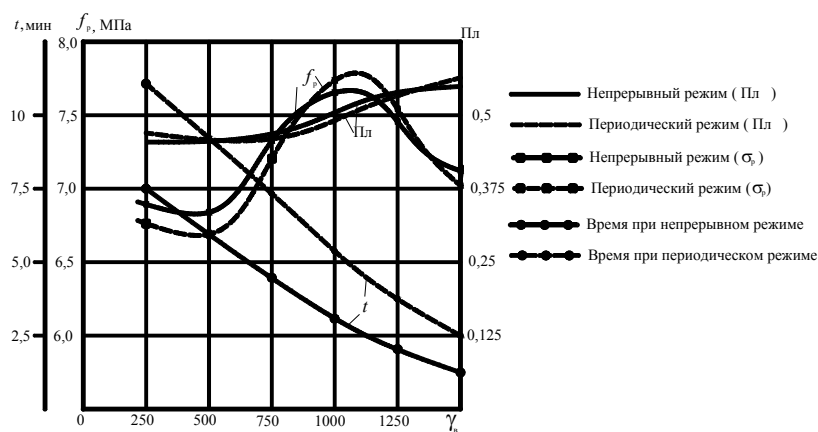


Рис. 3.56. Зависимость условной прочности при разрыве f_p , пластичности Пл и времени вальцевания t от величины сдвига γ_v при периодическом и непрерывном режиме работы валцов

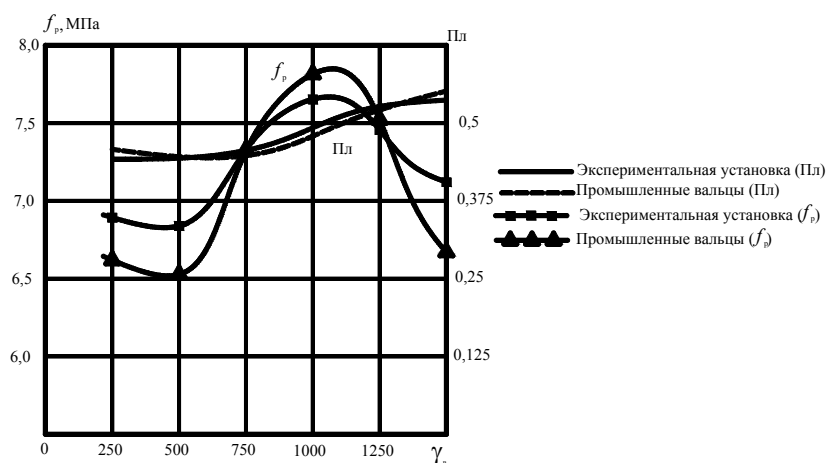


Рис. 3.57. Зависимости условной прочности при разрыве f_p , пластичности Пл от величины суммарного сдвига γ_v , полученные на валцах СМ 80/80 200 (ЭУ2) и на промышленных валцах ЛБ 320/320 550

Из рисунка 3.56 можно сделать вывод, что наилучшие физико-механические показатели пластика резиновой смеси наблюдаются при такой же величине сдвига γ_v , как и при экспериментальных исследованиях на промышленных валцах СМ 320/320 550. Расхождение между физико-механическими показателями составило не более 9 %.

На рисунке 3.58 показана зависимость условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от частоты вращения u при $h_0 = 1,5$ мм, различных значений фрикции ($f = 1:1,1; 1:1,2; 1:1,36$) и непрерывном режиме вальцевания резиновой смеси ИРП-6721. Анализ экспериментальных данных показывает, что максимальное значение условной прочности при разрыве f_p и нормированное значение пластичности Пл соответствуют фрикции $f = 1:1,2$ и частоте вращения $u = 20$ об/мин.

На рисунке 3.59 показана зависимость условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от частоты вращения u при фрикции $f = 1:1,2$, различных значениях межвалкового зазора ($h_{0в} = 1,0; 1,5; 2$ мм) и непрерывном режиме вальцевания резиновой смеси ИРП-6721. Из анализа экспериментальных зависимостей видно, что максимальное значение условной прочности при разрыве f_p и нормированное значение пластичности Пл соответствуют фрикции $f = 1:1,2$, минимальному межвалковому зазору $h_{0в} = 1,5$ мм и частоте вращения $u = 20$ об/мин.

На рисунке 3.60 представлена зависимость условной прочности при разрыве f_p , пластичности Пл и

времени вальцевания t от величины сдвига γ_b при периодическом и непрерывном режиме работы валцов на примере резиновой смеси шифра ИРП-6721.

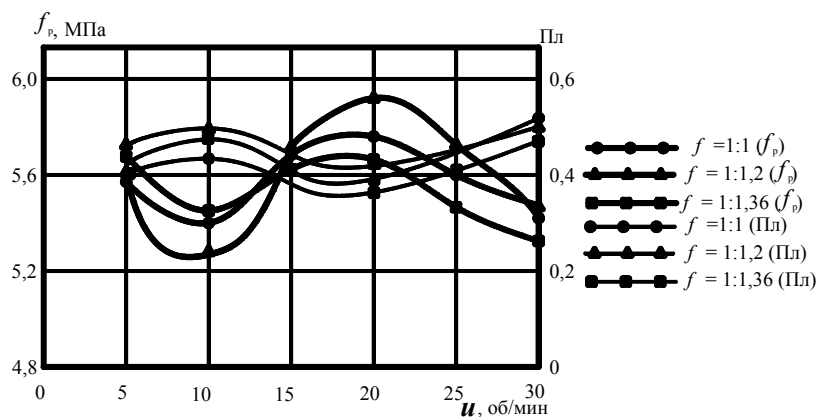


Рис. 3.58. Зависимость условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от частоты вращения u при $h_0 = 1,5$ мм, различных значениях фрикции f и непрерывном режиме работы валцов

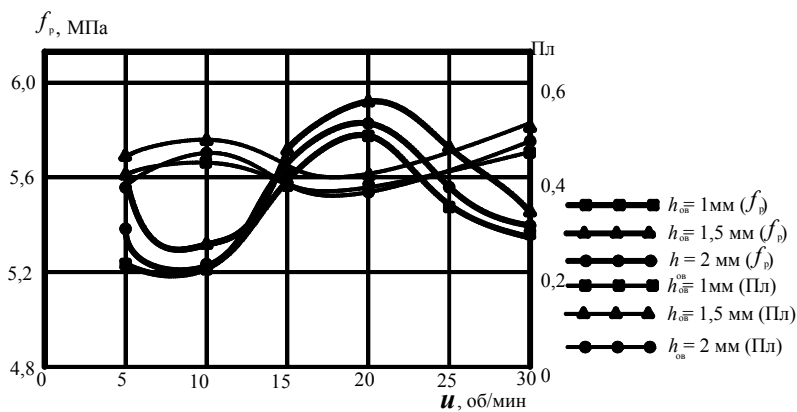


Рис. 3.59. Зависимость условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от частоты вращения u при фрикции $f = 1:1,2$, различных значениях минимального межвалкового зазора h_{0b} и непрерывном режиме работы валцов

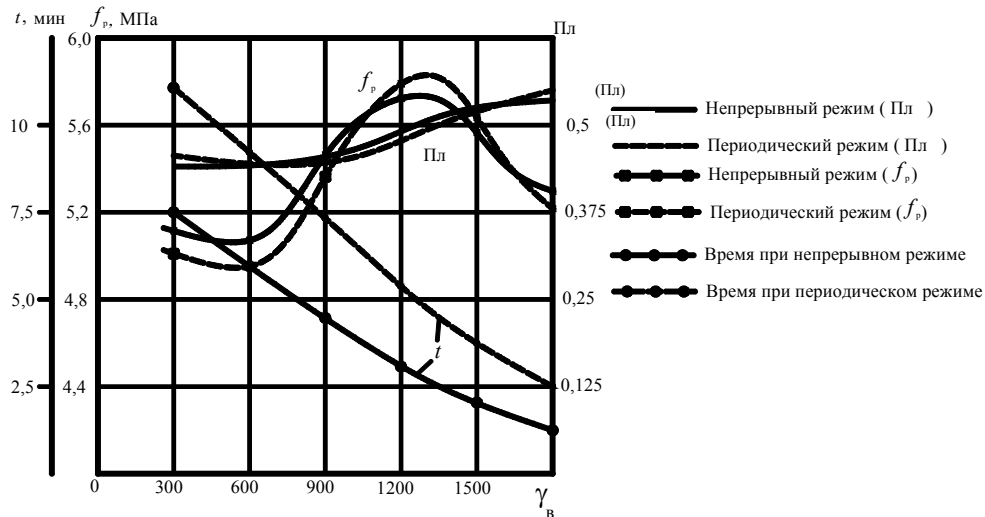


Рис. 3.60. Зависимость условной прочности при разрыве f_p , пластичности Пл и времени вальцевания t от величины сдвига $\gamma_{\text{в}}$ при периодическом и непрерывном режиме работы вальцов: $f = 1:1,2$; $h_{0\text{в}} = 1,5$ мм

Из анализа зависимостей (рис. 3.60) можно сделать вывод, что лучшие показатели по прочности наблюдаются при одинаковой величине сдвига, однако при непрерывном процессе время вальцевания примерно в 2 раза меньше, чем при периодическом. Следовательно, производительность увеличивается примерно в 2 раза.

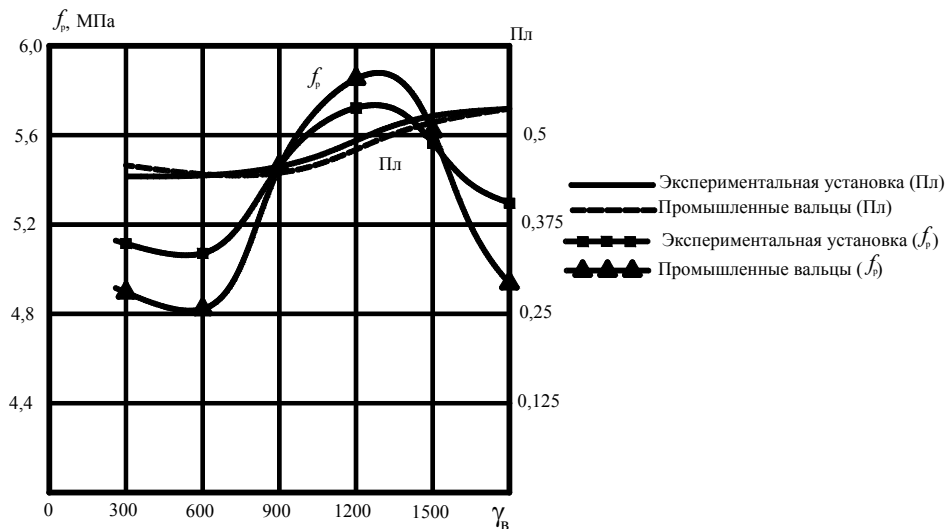


Рис. 3.61. Зависимости условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от величины суммарного сдвига $\gamma_{\text{в}}$, полученные на вальцах СМ 80/80 200 (ЭУ2) и на промышленных вальцах ЛБ 320/320 550

Для проверки влияния суммарной величины сдвига на физико-механические показатели пластика резиновой смеси шифра ИРП-6721 были проведены эксперименты на вальцах с диаметром валков 320 мм и рабочей длиной вала 550 мм. После расчета суммарной величины сдвига и обработки экспериментальных данных были построены графические зависимости физико-механических свойств пластика f_p от величины сдвига $\gamma_{\text{в}}$, показанные на рис. 3.60, в сравнении с такими же зависимостями, полученными на экспериментальной установке ЭУ2. Из анализа зависимостей на рис. 3.61 можно сделать вывод, что наилучшие

физико-механические показатели пластика резиновой смеси наблюдаются при такой же величине сдвига γ_v , как и при экспериментальных исследованиях на промышленных вальцах ЛБ 320/320 550. Расхождение между физико-механическими показателями составили не более 7 %.

3.3. ОПРЕДЕЛЕНИЕ СООТНОШЕНИЯ ВЕЛИЧИН СДВИГА ПРИ ВАЛЬЦЕВАНИИ И ЭКСТРУЗИИ

Рациональное соотношение величин сдвига при вальцевании γ_v и экструзии с учетом формующей головки $\gamma_{ш.ф}$, соответствующее заданным показателям качества длинномерных РТЗ, определяется экспериментально: $\gamma_{ш.ф} \approx K_\gamma \gamma_v$ с использованием разработанных экспериментальных установок ЭУ1 и ЭУ2. Например, для резиновой смеси шифра НО-68НТА $K_\gamma = 2,86$ и определяется как отношение величины сдвига при экструзии с учетом формующей головки $\gamma_{ш.зад} = 3500$, соответствующей максимальному значению условной прочности при разрыве (рис. 3.16), к величине сдвига при вальцевании $\gamma_{в.зад} = 1220$, соответствующей максимальному значению условной прочности при разрыве (рис. 3.56). Аналогичные расчеты можно сделать и для других шифров резиновых смесей (см. табл. 3.8).

3.8. Теплофизические, реологические и расчетные параметры

Шифр смеси	ρ , кг/м ³	λ , Вт/(м·К)	c , Дж/(кг·К)	m_0 , кПа·с ⁿ	n	b	$\gamma_{ш.зад}$	$\gamma_{в.зад}$	$\gamma_{вых.к}$	δ , %
НО-68НТА	1200	0,22	2100	600	0,2	0,005	3500	1220	95	10
ИРП-6721	1250	0,21	1300	550	0,22	0,007	3250	1440	90	12
ИРП-3826	1280	0,21	1350	500	0,22	0,007	3100	1420	86	6
46ПРФ-26	1300	0,22	1800	450	0,23	0,008	2950	1370	82	5

Проведенные исследования позволили подтвердить адекватность предлагаемой математической модели вальцевания и, кроме того, эффективность разработанных алгоритмов расчета.

В таблице 3.8 в качестве примера приведены теплофизические, реологические и расчетные характеристики резиновых смесей шифров НО-68НТА, ИРП-6721, ИРП-3826, 46ПРФ-26, использующихся в производстве резинотехнических изделий в ЗАО "Тамбовполимермаш" и ОАО "АРТИ-Завод", рациональные значения величин сдвига при вальцевании $\gamma_{в.зад}$ в каналах шнека $\gamma_{ш.зад}$ и в каналах формующей головки $\gamma_{вых.к}$, определенные с использованием разработанных экспериментальных установок, а также достигаемые минимальные значения относительных изменений размеров поперечного сечения δ .

Выводы

Определение численного значения суммарного сдвига $\gamma_{вых.к}$ при заданном режиме экструзии при переработке конкретной резиновой смеси позволит прогнозировать изменение размеров и физико-механические показатели экструдата при проектировании формующих каналов экструзионных головок.

Определение численного значения суммарного сдвига $\gamma_{ш.зад}$ при заданном режиме экструзии и оптимальной геометрии формующих каналов экструзионной головки для переработки конкретной резиновой смеси позволит прогнозировать изменение размеров и физико-механические показатели экструдата при проектировании червяков экструзионных машин.

Определение численного значения суммарного сдвига $\gamma_{в.зад}$ при заданном режиме вальцевания, выбранной геометрии шнека и оптимальной геометрии формующих каналов экструзионной головки для переработки конкретной резиновой смеси позволит прогнозировать изменение размеров и физико-механические показатели экструдата при проектировании валков вальцов.

Математическая модель процесса экструзии резиновых смесей с учетом качества экструдата (2.23 – 2.56) адекватна реальному технологическому процессу в червячной машине и формующих каналах экструзионной головки.

Математическая модель процесса непрерывного вальцевания резиновых смесей с учетом качества экструдата (2.7 – 2.22) адекватна реальному технологическому процессу на вальцах.

Проведены экспериментальные исследования для определения технологических параметров процесса экструзии (частоты вращения шнека, температуры материального цилиндра, производительности) и геометрических размеров шнека и формирующих каналов экструзионной головки, при которых достигаются максимальные прочностные показатели пластика, получаемого из резиновых смесей, и нормированные значения его пластичности.

Проведены экспериментальные исследования для определения режимных переменных параметров непрерывного процесса вальцевания (частоты вращения валков, величины минимального зазора между валками, величины фрикции, величины "запаса" материала на валках), при которых достигаются максимальные прочностные показатели пластика, получаемого из резиновых смесей, и нормированные значения его пластичности.

Разработана математическая модель и программное обеспечение для расчета суммарной величины сдвига, характеризующей влияние различных режимных переменных и конструктивных параметров процесса непрерывного вальцевания на физико-механические показатели получаемого пластика резиновой смеси.

Разработана математическая модель и программное обеспечение для расчета степени подвулканизации и суммарной величины сдвига, характеризующих влияние различных режимных переменных и конструктивных параметров процесса экструзии на показатели качества получаемых резинотехнических заготовок.

4. ВЛИЯНИЕ РЕЖИМНЫХ ПЕРЕМЕННЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ЭНЕРГОЗАТРАТЫ, ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ И КРИТЕРИИ КАЧЕСТВА ПРИ ЭКСТРУЗИИ И ВАЛЬЦЕВАНИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ. ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ

4.1. ВЛИЯНИЕ РЕЖИМНЫХ ПЕРЕМЕННЫХ 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 J_B и суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$, которые зависят от конструктивных и технологических параметров по уравнениям математической модели, изложенной в главе 2.

Влияние конструктивных и технологических параметров червячной машины проведено 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 ($m_0 = 100 \text{ кПа} \cdot \text{с}^n$; $n = 0,2$; $T_{см. вх} = T_{см. вых} = 358 \text{ К}$; $T_{ц} = 358 \text{ К}$) и неизотермическом режимах экструзии ($m_0 = 600 \text{ кПа} \cdot \text{с}^n$; $n = 0,2$; $T_{см. вх} = 323 \text{ К}$; $T_{ц} = 358 \text{ К}$; $\Delta P = 20 \text{ МПа}$).

Выбор параметров управления производился с помощью линий уровня функций состояния, построение которых осуществлялось программным обеспечением для ЭВМ, разработанным на основе математической модели процесса экструзии резиновых смесей (см. прил. А, программа 1 и 1а "Linyur"), алгоритм которой показан на рис. 4.1.

На рисунке 4.2 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и глубины винтового канала червяка h на полезную мощность N , производительность Q .

Как видно из рис. 4.2, а, изменение угла наклона нарезки φ на 33 % в области своих реальных значений ($15 \dots 20^\circ$) увеличивает полезную мощность N на 20 %.

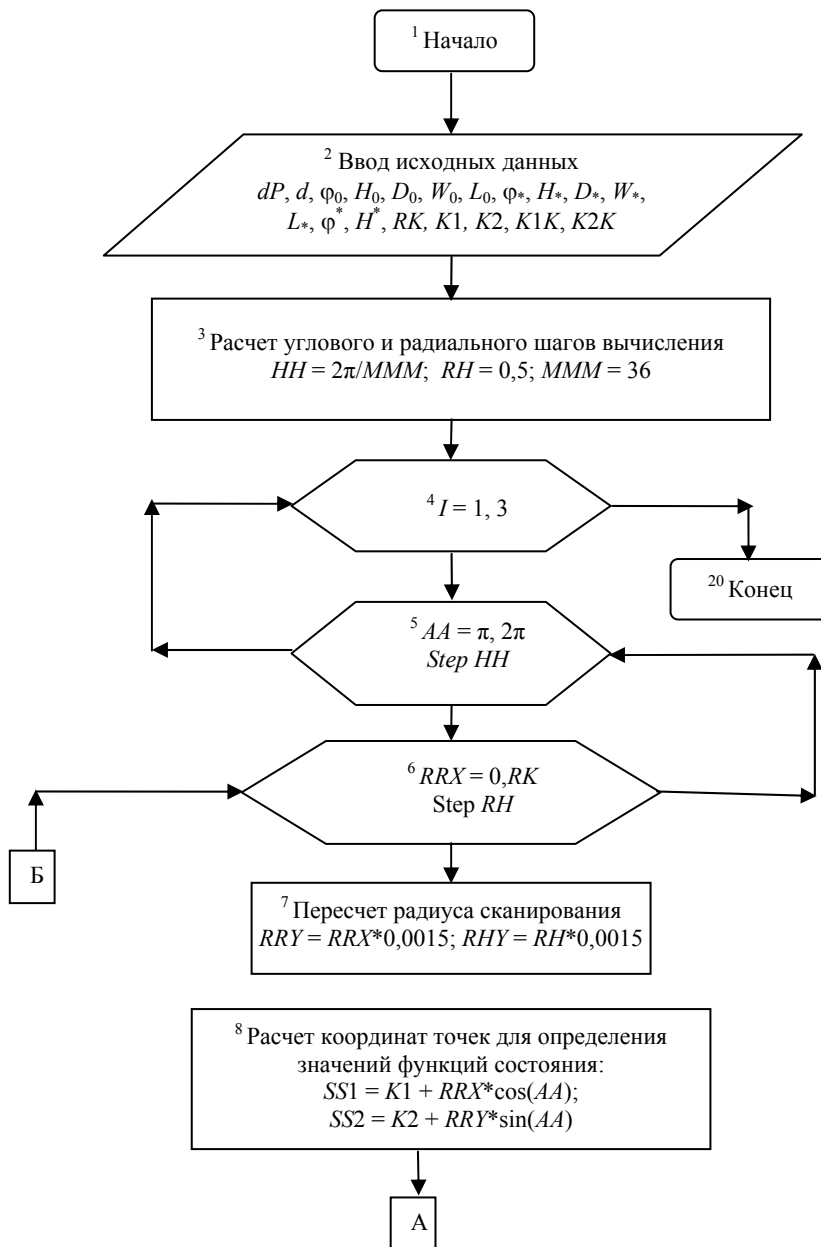


Рис. 4.1. Блок-схема алгоритма построения трех линий уровня функции состояния от двух переменных

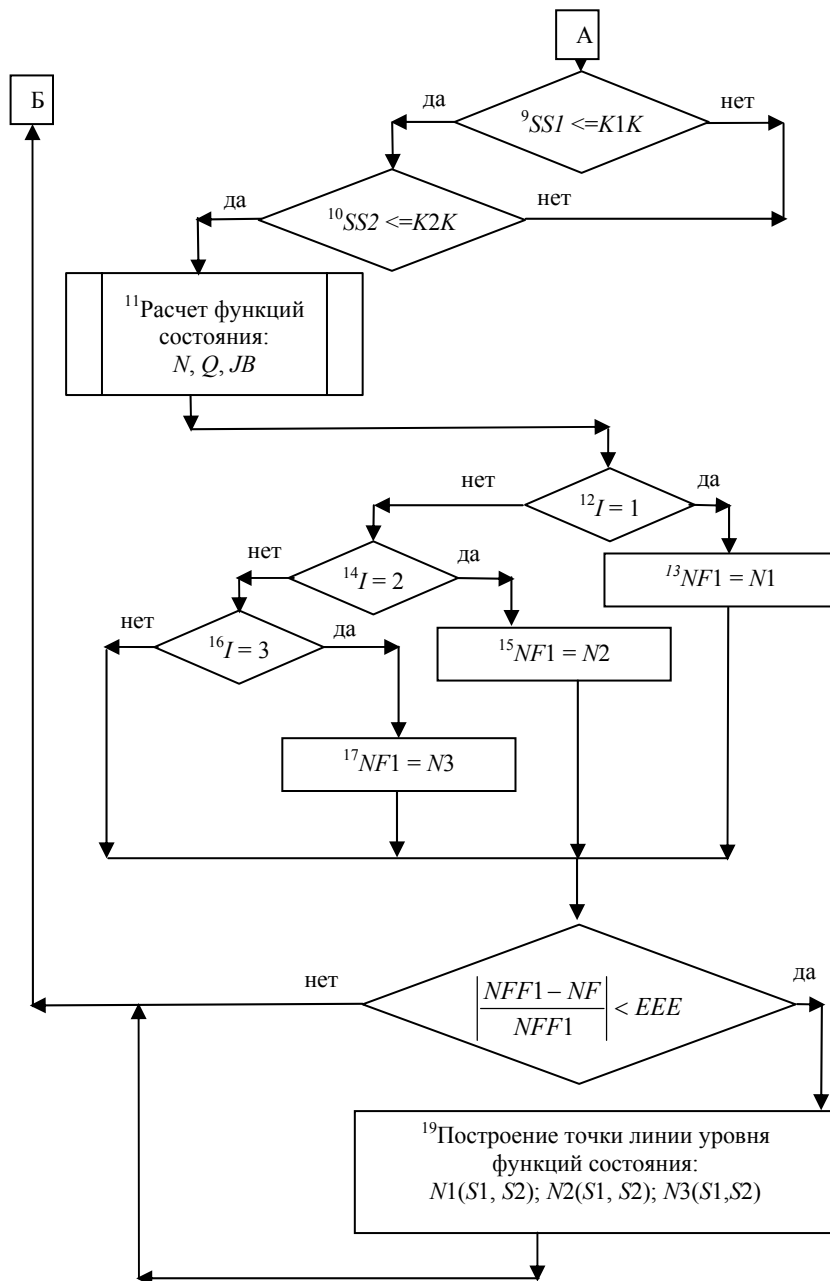
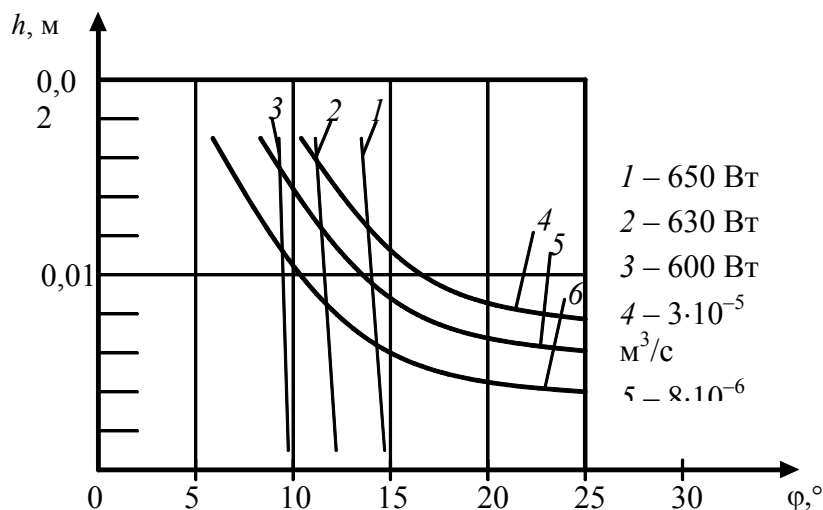
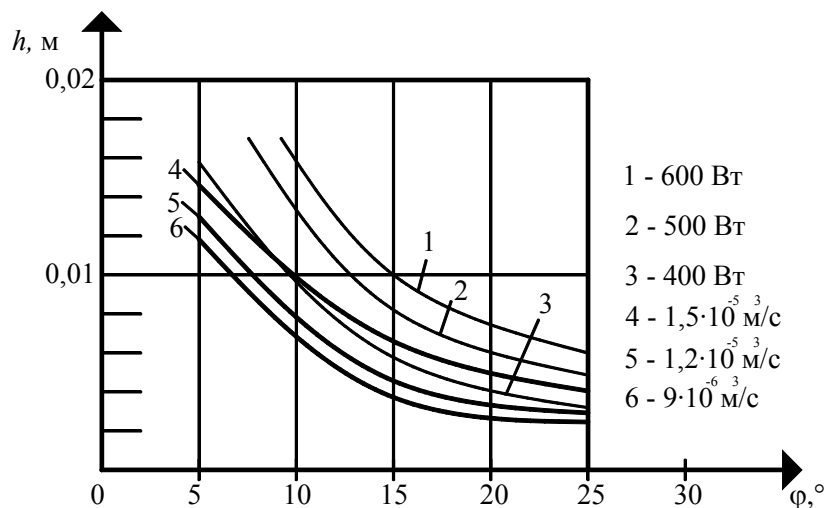


Рис. 4.1. Окончание



а)



б)

Рис. 4.2. Линии уровня функций мощности N (1 – 3) и производительности Q (4 – 6) для $D = 0,032$ м;

$\omega = 2,1 \text{ с}^{-1}$ (20 мин $^{-1}$); $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м; $\delta_n = 0,001$ м:

a – изотермический режим; *б* – неизотермический режим экструзии

Увеличение глубины винтового канала червяка h (0,004...0,006) на 50 % приводит к увеличению полезной мощности N на 25 % (кривые 1 – 3), так как с увеличением глубины винтового канала h захватывается больше перерабатываемого материала и, следовательно, требуется большее усилие на транспортирование резиновой смеси вдоль канала червяка.

Как видно из рис. 4.2, б, угол наклона нарезки ϕ в области своих реальных значений (15...20°) и глубина винтового канала h (0,004...0,008 м) незначительно влияют на изменение полезной мощности N (2...8 %), так как с изменением угла наклона нарезки ϕ гидравлическое сопротивление материала в винтовом канале практически не изменяется.

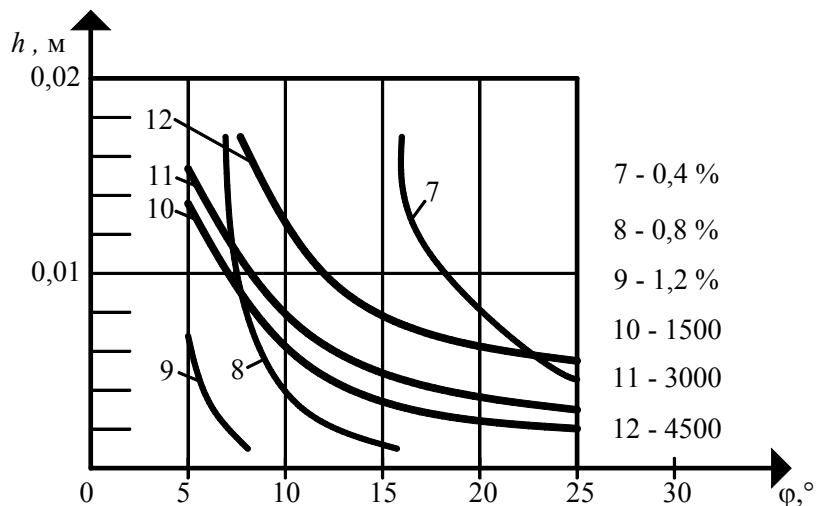
Производительность червячной машины Q в большей степени зависит от глубины винтового канала h , чем от угла наклона нарезки ϕ (рис. 4.2). Причем, чем больше глубина винтового канала h (на 33 %), тем больше производительность Q (на 30 %), так как с увеличением h объем винтового канала также увеличивается, а значит, транспортируется больше резиновой смеси в единицу времени. При увеличении угла наклона нарезки ϕ (на 33 %) увеличивается шаг нарезки t червяка, а, значит, и производительность Q (на 14 %), так как за один оборот червяка резиновая смесь проходит вдоль оси червяка большее расстояние и, следовательно, быстрее выходит из материального цилиндра.

На рисунке 4.3 показано влияние угла наклона винтовой линии ϕ и глубины винтового канала червяка h на критерий подвулканизации J_B и суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$.

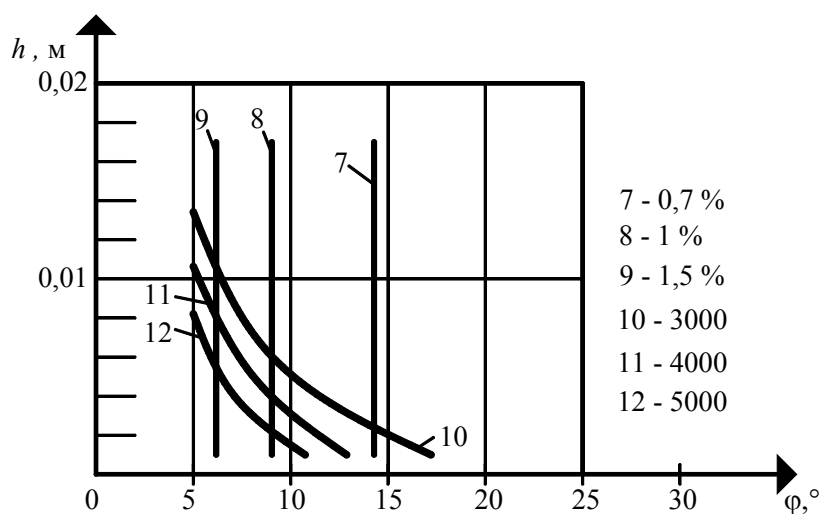
Критерий подвулканизации J_B в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от глубины винтового канала h , и изменяется незначительно (на 10 %), так как производительность незначительно зависит от угла наклона нарезки φ (рис. 4.3).

Суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ в большей степени зависит от глубины винтового канала h , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 4.3). Причем, чем больше глубина винтового канала h (на 33 %), а, следовательно, меньше скорость сдвига $\dot{\gamma}$, тем меньше суммарный сдвиг $\gamma_{ш}$ (на 50 %), что связано с увеличением производительности Q и уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре, а чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %), тем больше суммарный сдвиг $\gamma_{ш}$ (на 10 %).

На рисунке 4.4 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и наружного диаметра D червяка на полезную мощность N , производительность Q .

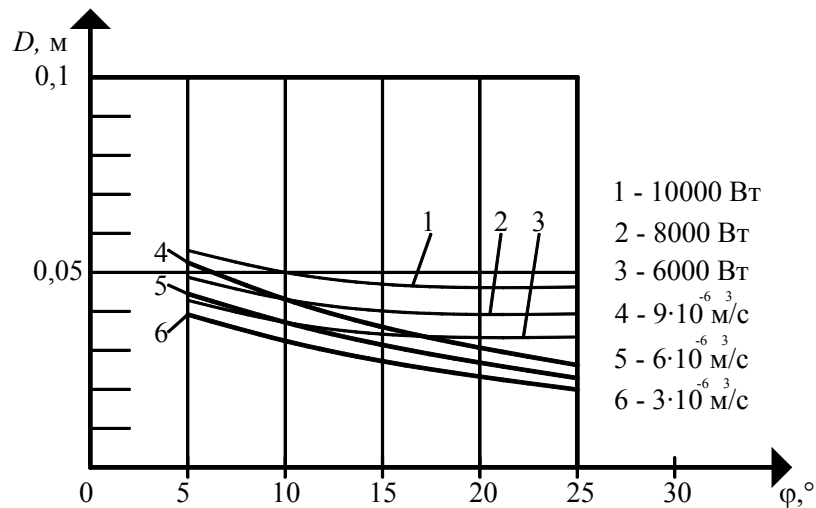


а)

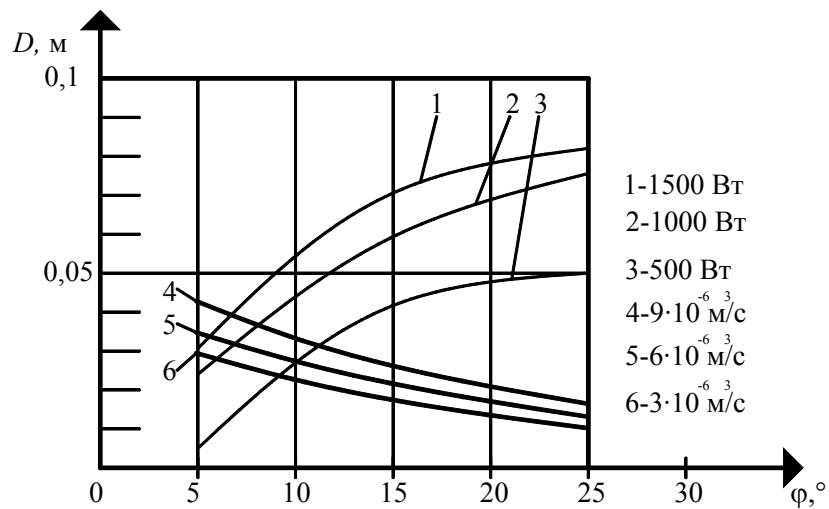


б)

Рис. 4.3. Линии уровня функций критерия подвулканизации J_B (7 – 9) и суммарного сдвига $\gamma_{ш}$ (10 – 12) для $D = 0,032$ м; $\omega = 2,1$ с⁻¹ (20 мин⁻¹); $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м; $\delta_{ц} = 0,001$ м: а – изотермический режим; б – неизо­термический режим экструзии



a)



б)

**Рис. 4.4. Линии уровня функций мощности N (1–3) и производительности Q (4–6) для $H = 0,004 \text{ м}$; $\omega = 3,14 \text{ с}^{-1}$ (30 об/мин); $L = 0,32 \text{ м}$; $e = 0,0032 \text{ м}$; $\delta_{\text{ц}} = 0,001 \text{ м}$:
 а – изотермический режим; б – неизо­термический режим экструзии**

Как видно из рис. 4.4, 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 на 33 % приводит к увеличению полезной мощности N на 60 % (кривые 1–3), 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. А увеличение угла наклона нарезки φ на 33 % приводит к увеличению полезной мощности N на 20 % (рис. 4.4, а) и на 5 % (рис. 4.4, б)

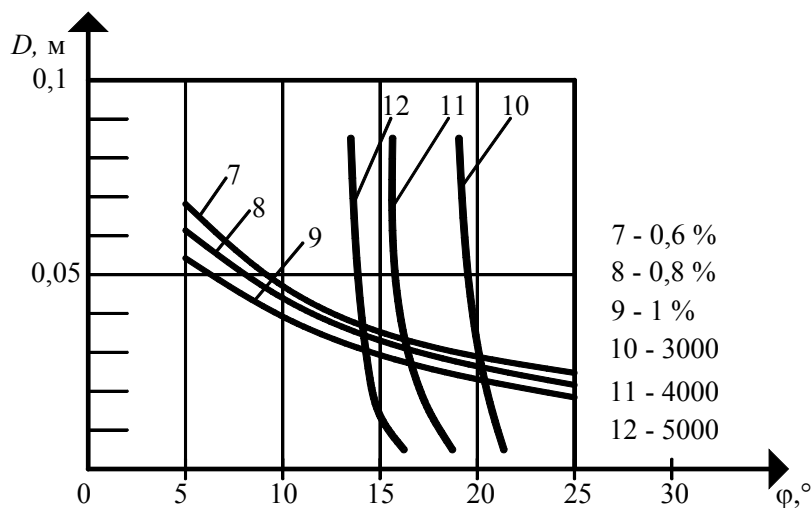
Производительность червячной машины Q в большей степени зависит от наружного диаметра червяка D , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 4.4). Причем, чем больше наружный диаметр червяка D (на 33 %), тем больше производительность Q (на 200 %) (кривые 4, 5, 6), что объясняется увеличением объема винтового канала, а, значит, транспортируется больше резиновой смеси в единицу времени. А увеличение угла наклона нарезки φ на 33 % приводит к увеличению производительности Q на 100 %.

На рис. 4.5 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и наружного диаметра D червяка на критерий подвулканизации J_B и суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{\text{ш}}$.

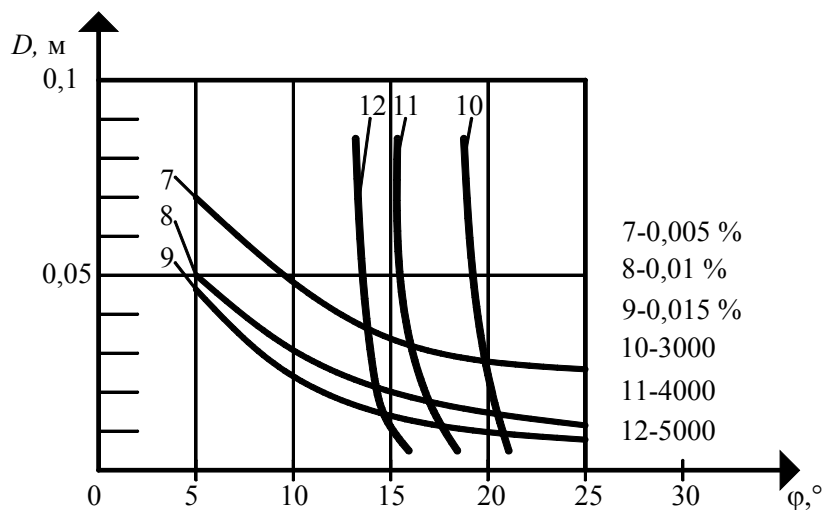
Критерий подвулканизации J_B в большей степени зависит от наружного диаметра червяка D , чем от угла наклона нарезки φ и изменяется незначительно (рис. 4.5). При увеличении наружного диаметра червяка D на 33 % критерий подвулканизации J_B уменьшается на 60 %, так как производительность Q увеличивается, что приводит к уменьшению времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре.

Суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от наружного диаметра червяка D (рис. 4.5). Причем, чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %), тем меньше суммарный сдвиг $\gamma_{ш}$ (на 50 %), что связано с увеличением производительности Q и уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре как для изотермического, так и неизотермического режимов экструзии резиновых смесей.

На рисунке 4.6 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и угловой скорости ω червяка на полезную мощность N , производительность Q .



а)



б)

Рис. 4.5. Линии уровня функций критерия подвулканизации J_B (7–9) и суммарного сдвига $\gamma_{ш}$ (10–12) для $H = 0,004$ м; $\omega = 3,14$ с⁻¹ (30 об/мин); $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м; $\delta_n = 0,001$ м:
 а – изотермический режим; б – неизотермический режим экструзии

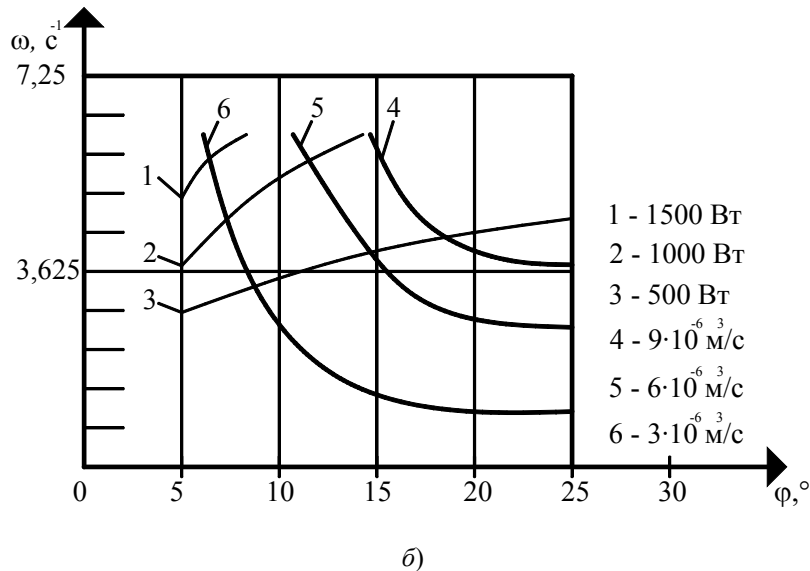
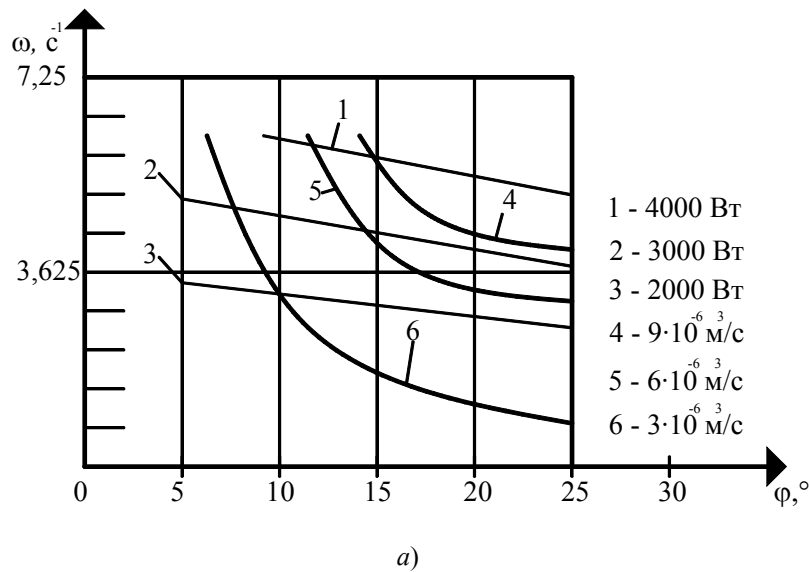


Рис. 4.6. Линии уровня функций мощности N (1 – 3), производительности Q (4 – 6) для $H = 0,006$ м; $D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м; $\delta_{ц} = 0,001$ м:
a – изотермический режим; *б* – неизотермический режим экструзии

Как видно из рис. 4.6, 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 на 33 % приводит к увеличению полезной мощности N на 50 % (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. А изменение угла наклона нарезки φ на 33 % приводит к изменению полезной мощности N на 25 % (рис. 4.5, *a*) и на 20 % (рис. 4.6, *б*).

Производительность червячной машины Q (рис. 4.6) также в большей степени зависит от угловой скорости червяка ω , чем от угла наклона нарезки φ в области своих реальных значений. Причем, чем больше угловая скорость червяка ω (на 33 %), тем больше производительность Q (на 100 %) (кривые 4, 5, 6), что объясняется увеличением скорости продвижения резиновой смеси по винтовым каналам. А изменение угла наклона нарезки φ на 33 % приводит к изменению производительности Q на 20 % (рис. 4.6, *a*) и на 15 % (рис. 4.6, *б*).

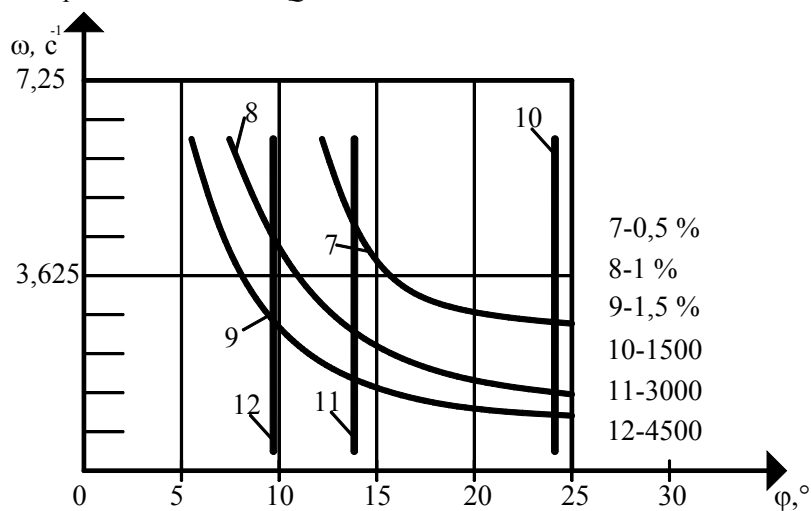
На рисунке 4.7 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и угловой частоты ω червяка на критерий подвулканизации J_B и суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$.

Критерий подвулканизации J_B в большей степени зависит от угловой скорости червяка ω , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 4.7). При увеличении угловой скорости червяка ω на 33 % критерий подвулканизации

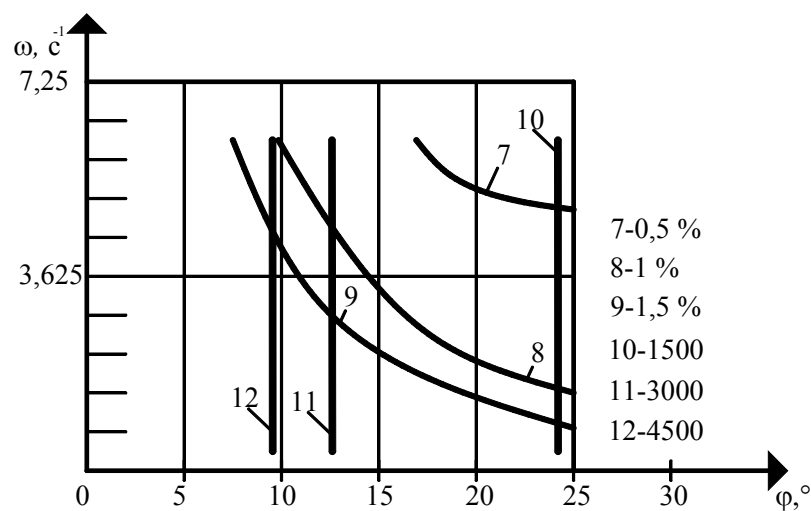
JB уменьшается на 70 %, так как производительность Q увеличивается, что приводит к уменьшению времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре и, следовательно, меньшей ее подвулканизации как для изотермического, так и неизотермического режимов экструзии резиновых смесей.

Суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от угловой скорости червяка ω (рис. 4.7). Причем, чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %), тем меньше суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ (на 25 %), что связано с увеличением производительности Q и уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре как для изотермического, так и неизотермического режимов экструзии резиновых смесей.

На рисунке 4.8 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и длины нарезной части L червяка на полезную мощность N и производительность Q .



а)



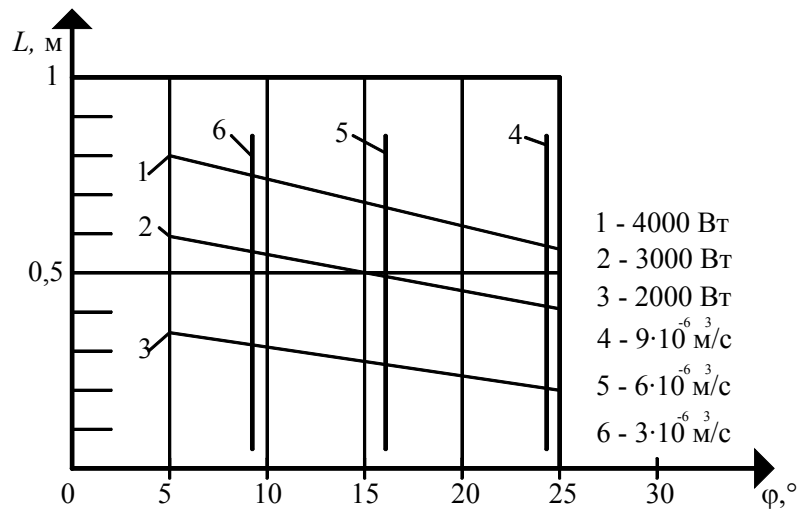
б)

Рис. 4.7. Линии уровня функций критерия подвулканизации JB (7 – 9) и суммарного сдвига $\gamma_{ш}$ (10 – 12)

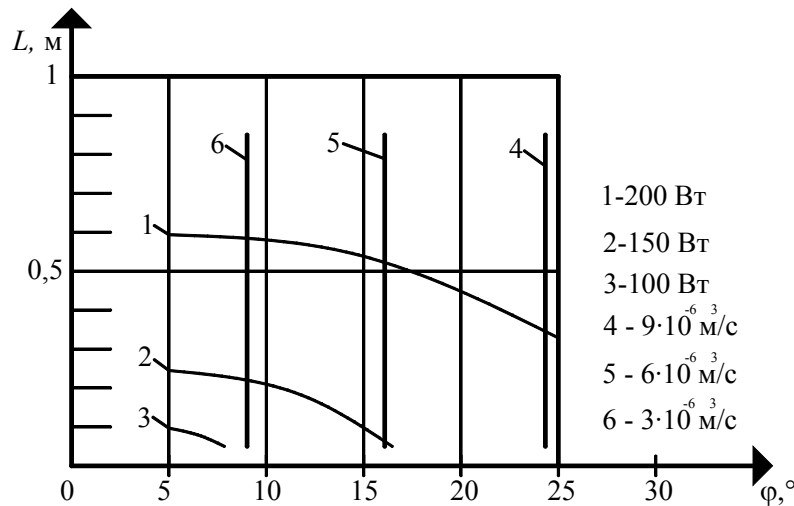
для $H = 0,006$ м;

$D = 0,032$ м; $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м; $\delta_{ш} = 0,001$ м;

а – изотермический режим; б – неизотермический режим экструзии



а)



б)

Рис. 4.8. Линии уровня функций мощности N (1 – 3) и производительности Q (4 – 6) для $H = 0,006$ м; $D = 0,032$ м; $\omega = 5,2$ с⁻¹ (50 об/мин); $e = 0,0032$ м; $\delta_{ц} = 0,001$ м; а – изотермический режим; б – неизотермический режим экструзии

Как видно из рис. 4.8, 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 (на 33 %) в области своих реальных значений, тем больше полезная мощность N (на 8 %). Увеличение длины нарезки червяка L на 33 % увеличивает полезную мощность N на 25 % (кривые 1 – 3), так как растет сопротивление материала в винтовом канале червяка, что требует больше энергии (полезной мощности) на преодоление этого сопротивления.

Производительность Q не 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 (на 33 %), тем больше производительность Q (на 36 %) (рис. 4.8, кривые 4, 5, 6). А изменение длины нарезки червяка L на 33 % не приводит к изменению производительности Q (рис. 4.8) как для изотермического, так и неизотермического режимов экструзии резиновых смесей.

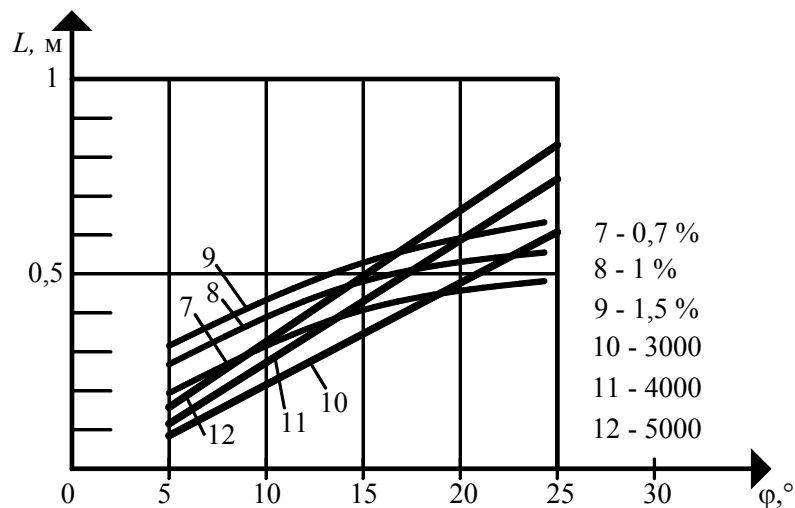
На рисунке 4.9 показано влияние угла наклона винтовой линии ϕ и длины нарезной части L червяка на критерий подвулканизации J_B и суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$.

Критерий подвулканизации J_B в большей степени зависит от длины нарезки червяка L , чем от угла наклона нарезки ϕ (рис. 4.9). Увеличение длины нарезки червяка L (на 33 %) увеличивает критерий подвулканизации J_B (на 42 %), так как увеличивается время пребывания резиновой смеси в материальном

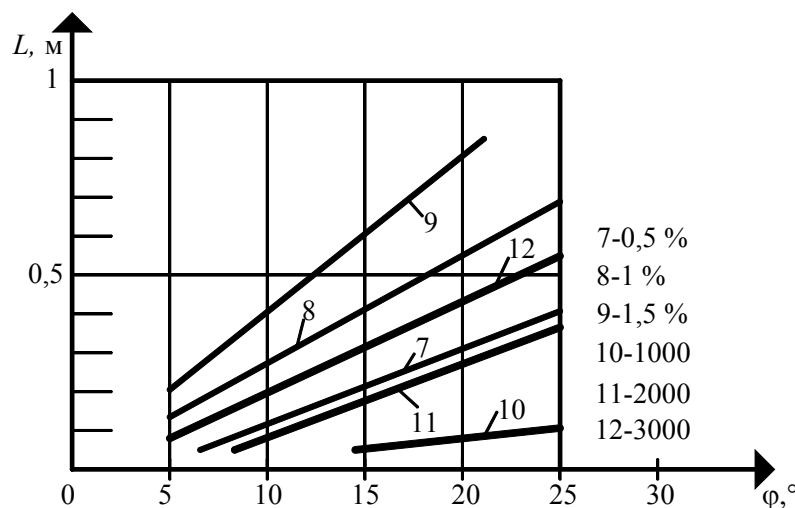
цилиндре. А увеличение угла наклона нарезки φ на 33 % приводит к уменьшению критерий подвулканизации J_B на 17 %, так как увеличивается производительность Q и, следовательно, уменьшается время пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре (рис. 4.9) как для изотермического, так и неизотермического режимов экструзии резиновых смесей.

Суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ в большей степени зависит от длины нарезки червяка L , чем от угла наклона нарезки φ (рис. 4.9). Причем, чем больше длина нарезки червяка L (на 33 %), тем больше суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ (на 40 %), что связано с увеличением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре, а, чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %), тем меньше суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ (на 33 %) как для изотермического, так и неизотермического режимов экструзии резиновых смесей.

На рисунке 4.10 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и зазора $\delta_{ц}$ между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра на полезную мощность N и производительность Q .

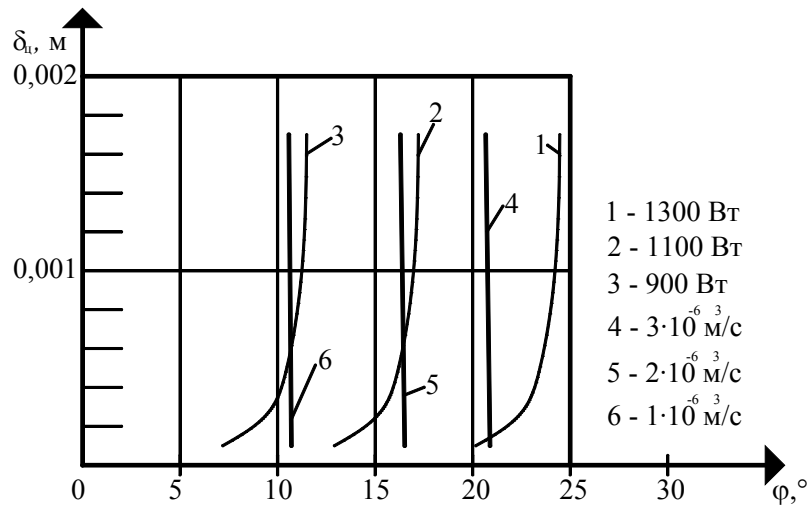


a)

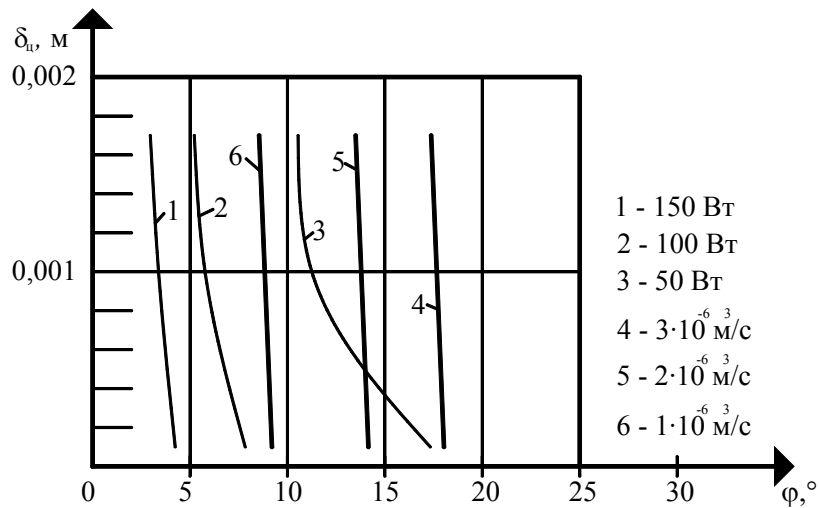


б)

**Рис. 4.9. Линии уровня функций критерия подвулканизации J_B (7 – 9) и суммарного сдвига $\gamma_{ш}$ (10 – 12) для $H = 0,006$ м;
 $D = 0,032$ м; $\omega = 5,2$ с⁻¹ (50 об/мин); $e = 0,0032$ м; $\delta_{ц} = 0,001$ м;
 а – изотермический режим; б – неизотермический режим экструзии**



a)



б)

Рис. 4.10. Линии уровня функций мощности N (1 – 3) и производительности Q (4 – 6) для $H = 0,004$ м; $D = 0,032$ м; $\omega = 3,76$ с⁻¹ (35 мин⁻¹); $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м:

a – изотермический режим; *б* – неизотермический режим экструзии

Из рисунка 4.10 видно, что в области своих реальных значений угол наклона нарезки φ , по сравнению с зазором δ_c , влияет на изменение полезной мощности N незначительно. Причем, чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %) в области своих реальных значений, тем меньше полезная мощность N (на 10 %) при изотермическом процессе, а чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %) в области своих реальных значений при неизотермическом процессе, тем больше полезная мощность N (на 5 %). Полезная мощность N уменьшается на 5 % при увеличении зазора δ_c на 200 % (кривые 1 – 3), так как уменьшается сопротивление материала в зазоре между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра δ_c , т.е. уменьшается величина сил трения, следовательно, требуется меньше энергии на преодоление этих сил трения.

Производительность Q не зависит от изменения зазора δ_c и в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , что объясняется малой величиной потока утечки в силу малости величины зазора δ_c как для изотермического, так и неизотермического режимов экструзии резиновых смесей.

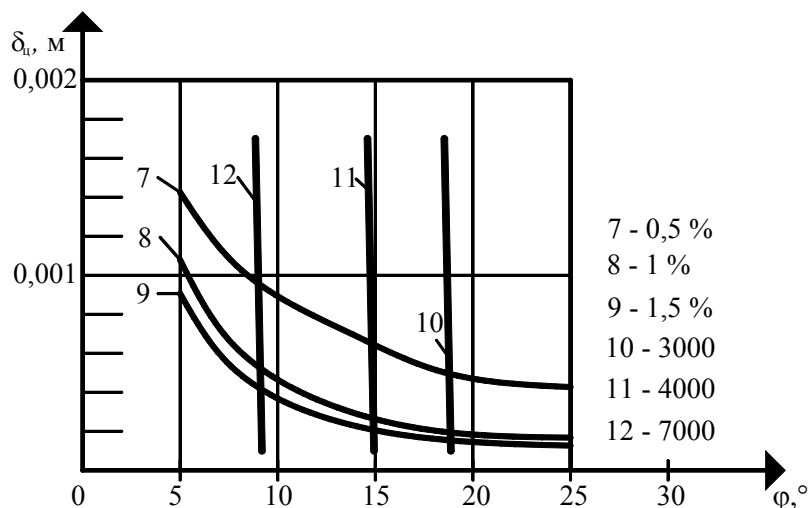
На рисунке 4.11 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и зазора δ_c между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра на критерий подвулканизации J_B и суммарный сдвиг в каналах шнека γ .

Суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от зазора δ_c при изотермическом режиме экструзии (рис. 4.11, *a*). Причем, чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %),

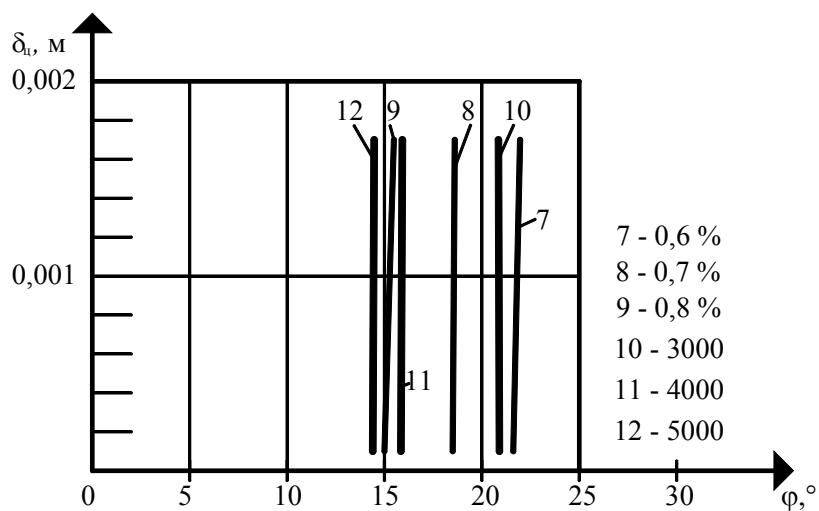
тем меньше суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ (на 33 %), что связано с уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре за счет большей производительности червячной машины Q .

Суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ при неизотермическом режиме экструзии в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от зазора $\delta_{ц}$ (рис. 4.11, б). Причем, чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %), тем меньше суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ (на 30 %), что связано с уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре за счет большей производительности червячной машины Q .

Критерий подвулканизации J_B в большей степени зависит от зазора $\delta_{ц}$, чем от угла наклона нарезки φ при изотермическом режиме экструзии (рис. 4.11, а). Причем, чем больше зазор $\delta_{ц}$ (на 100 %) в области реальных значений угла наклона нарезки φ , тем меньше критерий подвулканизации J_B (на 66 %), что связано с уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре за счет большей производительности Q .



а)



б)

Рис. 4.11. Линии уровня функций критерия подвулканизации J_B (7 – 9) и суммарного сдвига $\gamma_{ш}$ (10 – 12) для $H = 0,004$ м; $D = 0,032$ м; $\omega = 3,76$ с⁻¹ (35 мин⁻¹); $L = 0,32$ м; $e = 0,0032$ м:
а – изотермический режим; б – неизотермический режим экструзии

Критерий подвулканизации J_B практически не зависит от зазора $\delta_{ц}$, а в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ при неизотермическом режиме экструзии (рис. 4.11, б), что связано с малой величиной потока утечки в зазоре $\delta_{ц}$.

На рисунке 4.12 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и ширины гребня e червяка на полезную

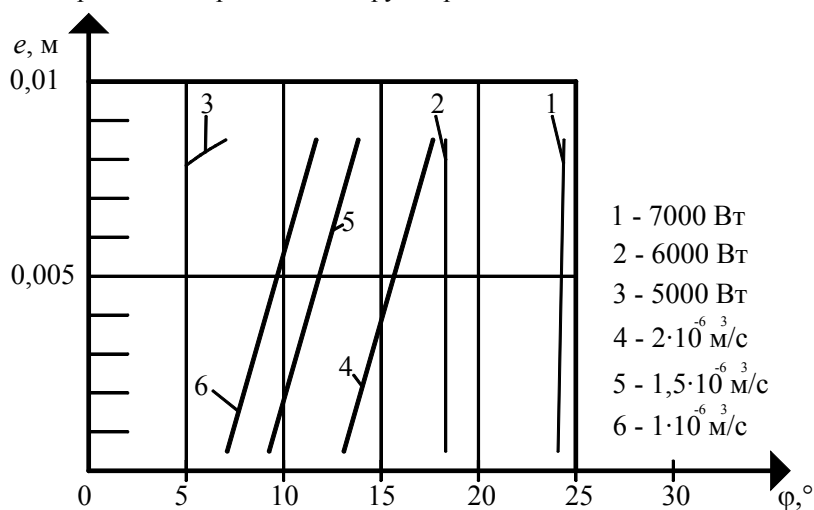
мощность N и производительность Q .

Как видно из анализа рис. 4.12, полезная мощность N в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от ширины гребня червяка e . Причем, чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %) в области реальных своих значений, тем больше полезная мощность N (на 8 %) при неизотермическом режиме экструзии (рис. 4.12, б, кривые 1 – 3). А чем больше ширина гребня червяка (на 33 %) в области реальных своих значений, тем больше полезная мощность N (на 20 %) при изотермическом режиме экструзии (рис. 4.12, а, кривые 1 – 3), что объясняется увеличением сопротивления материала в зазоре между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра $\delta_{ц}$, 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. 4.12), так как изменение ширины гребня червяка e (на 33 %) приводит к изменению производительности Q (на 5 %) за счет потока утечки, который составляет малую долю от прямотока. А чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %), тем больше производительность Q (на 33 %) для изотермического и неизотермического режимов экструзии резиновых смесей.

На рисунке 4.13 показано влияние угла наклона винтовой линии φ и ширины гребня e червяка на критерий подвулканизации J_B и суммарный сдвиг γ .

Критерий подвулканизации J_B в большей степени зависит от угла наклона нарезки червяка φ , чем от ширины гребня червяка e (рис. 4.13, кривые 7 – 9). Причем, чем больше угол наклона нарезки червяка φ (на 33 %), тем меньше критерий подвулканизации J_B (на 30 %), так как увеличивается производительность и, следовательно, уменьшается время пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре для изотермического и неизотермического режимов экструзии резиновых смесей.



а)

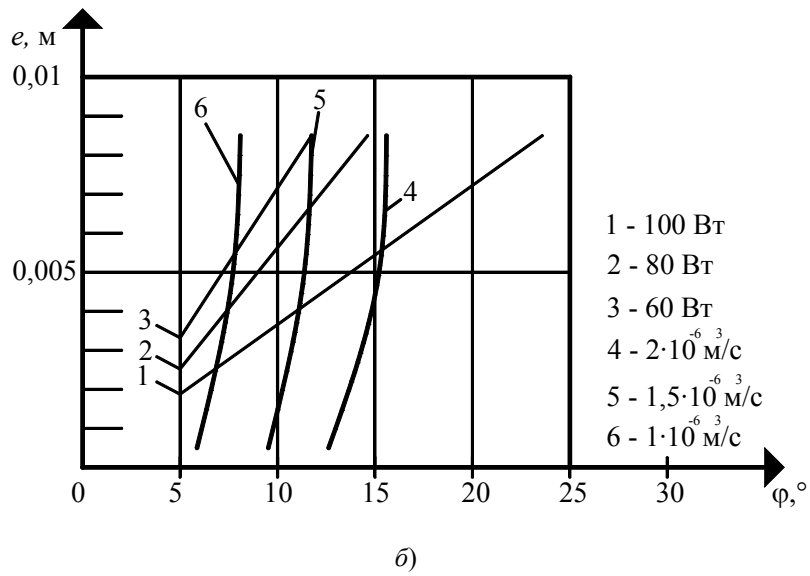
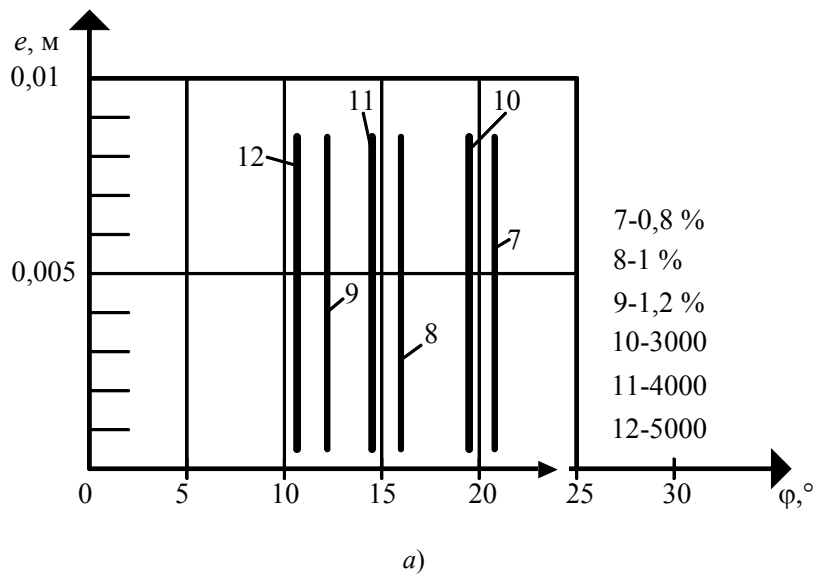


Рис. 4.12. Линии уровня функций мощности N (1 – 3) и производительности Q (4 – 6) для $H = 0,004 \text{ м}$; $D = 0,032 \text{ м}$; $\omega = 3,14 \text{ с}^{-1}$ (30 об/мин); $L = 0,32 \text{ м}$; $\delta_{\text{ц}} = 0,001 \text{ м}$:
a – изотермический режим; *б* – неизотермический режим экструзии



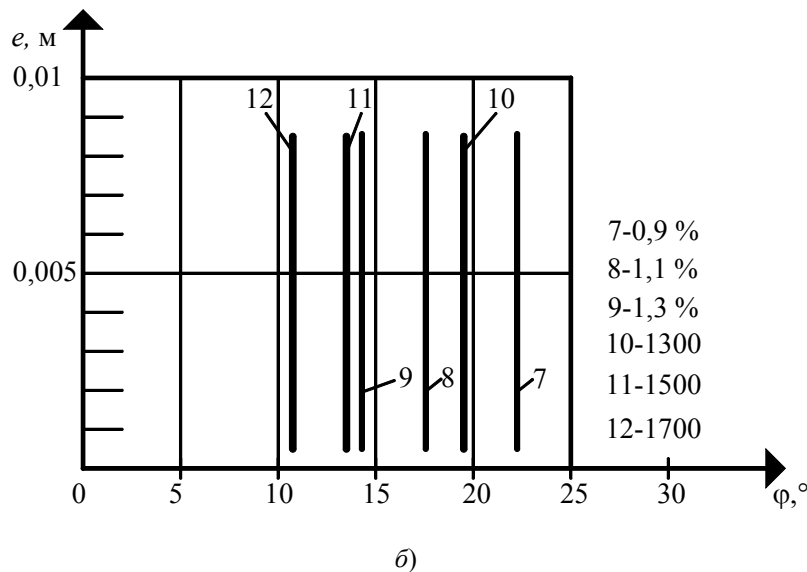


Рис. 4.13. Линии уровня функций критерия подвулканизации J_B (7 – 9) и суммарного сдвига $\gamma_{ш}$ (10 – 12) для $H = 0,004$ м; $D = 0,032$ м; $\omega = 3,14$ с⁻¹ (30 об/мин); $L = 0,32$ м; $\delta_{ц} = 0,001$ м:
a – изотермический режим; *б* – неизотермический режим экструзии

Суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ в большей степени зависит от угла наклона нарезки φ , чем от ширины гребня червяка e (рис. 4.13). Причем, чем больше угол наклона нарезки φ (на 33 %) в области своих реальных значений, тем меньше суммарный сдвиг в каналах шнека $\gamma_{ш}$ (на 30 %), что связано с малой величиной потока утечки в кольцевых каналах, образованных гребнем червяка (длина канала равна ширине гребня червяка e) и зазором между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра $\delta_{ц}$ (высота канала), а также уменьшением времени пребывания резиновой смеси в материальном цилиндре для изотермического и неизотермического режимов экструзии резиновых смесей.

4.2. ВЛИЯНИЕ РЕЖИМНЫХ ПЕРЕМЕННЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ПРОЦЕСС НЕПРЕРЫВНОГО ВАЛЬЦЕВАНИЯ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ПЛАСТИКАТА

Известно, что при непрерывном вальцевании полимерных материалов полезная мощность и производительность вальцов зависят от: величины объема материала, находящегося на валках вальцов, определяемого их размерами; частоты вращения валков; зазора и фрикции между ними; температуры переработки и реологии перерабатываемого материала [245]. Полезная мощность определяется удельной мощностью P , которая показывает эффективность работы вальцов, т.е. если вести процесс непрерывного вальцевания при максимальном ее значении, то вся механическая энергия расходуется на пластикацию перерабатываемого материала. Максимальное значение удельной мощности определяется величиной безразмерной координаты сечения входа в зоне загрузки $X_{нн}$ для каждого конкретного индекса течения перерабатываемого материала. На рисунке 3.51 показана зависимость удельной мощности P от величины безразмерной координаты сечения входа в зоне загрузки $X_{нн}$ для трех различных значений отношений радиуса валков к половине межвалкового зазора R/h_{02} при $n_r = 0,2$ (для трех различных значений R/h_{02}).

Таким образом, существующая очевидная взаимосвязь между величиной объема материала, находящегося на валках вальцов, их размерами, частотой вращения валков, зазором и фрикцией между ними, температурой переработки и реологии перерабатываемого материала позволяет не проводить методами имитационного моделирования исследования влияния режимных переменных и конструктивных параметров на величину полезной мощности и производительность вальцов.

Исследования с помощью методов имитационного моделирования по оценке влияния режимных переменных (f , u) и конструктивных параметров валкового оборудования ($h_{0в}$, D_b , L_b) на процесс непрерывного вальцевания с учетом качества пластика (величины суммарного сдвига) резиновых смесей показаны на рис. 3.53 – 3.60. На этих рисунках приведены зависимости физико-механических показателей от частоты вращения валков при попарно сочетающихся различных значениях величин фрикции f , минимального межвалкового зазора $h_{0в}$, а именно: зависимость условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от частоты вращения u при $h_{0в} = 1,5$ мм, различных значениях фрикции f и непрерывном режиме работы вальцов; зависимость

условной прочности при разрыве f_p и пластичности Пл от частоты вращения u при фрикции $f = 1:1,2$ при различных значениях межвалкового зазора $h_{0в}$ и непрерывном режиме работы валцов; зависимости условной прочности при разрыве f_p , пластичности Пл и времени вальцевания t от величины сдвига γ_v при периодическом и непрерывном режиме работы валцов; зависимости условной прочности при разрыве f_p , пластичности Пл от величины суммарного сдвига γ_v полученные на валцах СМ 80/80 200 (ЭУ2) и на промышленных валцах ЛБ 320/320 550. Из анализа зависимостей, показанных на рис. 3.54 – 3.61, установлено, что режимные переменные (f, u) и конструктивные параметры валкового оборудования ($h_{0в}, D_v, L_v$) являются примерно равновесными.

4.3. ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ

Исходя из анализа линий уровня функций полезной мощности N , производительности шнековой машины Q , критерия подвулканизации JB и суммарного сдвига $\gamma_{ш}$ (рис. 4.2 – 4.13), 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 ($\varphi, h, D, L, \delta_{ц}, e$) 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 .

Такие параметры, как угол наклона нарезки червяка φ , зазор между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра δ , ширина гребня винтового канала e , исключаем, так как они не оказывают или оказывают незначительное влияние на изменения функций состояния ($N, Q, JB, \gamma_{ш}$) по отношению к выбранным параметрам управления, т.е. варьируемым параметрам (h, D, ω, L).

На основе анализа зависимостей, показанных на рис. 3.54 – 3.61, и существующей очевидной взаимосвязи между величиной объема материала, находящегося на валках валцов, их размерами и частотой вращения, зазором и фрикцией между ними можно сделать вывод, что они являются равновесными.

Выводы

1. Проведенные исследования влияния технологических (ω) и конструктивных ($\varphi, h, D, L, \delta_{ц}, e$) параметров процесса и оборудования экструзии резиновых смесей на энергосиловые параметры процесса (N, Q) и критерии качества ($JB, \gamma_{ш}$) позволили выбрать варьируемые параметры для определения оптимальных их значений при минимизации полезной мощности и заданных значениях критериев качества.

2. Установлено, что такие параметры, как угол наклона нарезки червяка φ , зазор $\delta_{ц}$ между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра, ширина гребня винтового канала e , оказывают незначительное влияние на изменения функций состояния ($N, Q, JB, \gamma_{ш}$).

3. В качестве варьируемых параметров выбраны глубина винтового канала шнека h , его наружный диаметр D , угловая скорость ω и длина нарезной части L .

4. При исследовании влияния режимных переменных (f, u) и конструктивных параметров валкового оборудования ($h_{0в}, D_v, L_v$) на процесс непрерывного вальцевания было установлено, что они являются примерно равновесными.

5. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМНЫХ ПЕРЕМЕННЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ОБОРУДОВАНИЯ С УЧЕТОМ МИНИМИЗАЦИИ ПОЛЕЗНОЙ МОЩНОСТИ

5.1. ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА И ОБОРУДОВАНИЯ ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ

5.1.1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ОПТИМИЗАЦИИ

Для успешного конструирования шнековых машин, формирующих каналов 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.

При определении суммарной величины сдвига $\gamma_{ш}$ принималось допущение, что в перерабатываемом материале отсутствует или имеет малое значение подвулканизация, которая определяется по критерию Бейли [131, 141].

Конкретная постановка задачи оптимизации процесса и оборудования для экструзии резиновых смесей заключается в следующем: необходимо найти такие глубины винтовой нарезки шнека (h^*), его наружный диаметр (D^*), угловую скорость (ω^*) и длину нарезной части (L^*), при которых полезная мощность, затрачиваемая на процесс экструзии, будет минимальной:

$$N(h^*, D^*, \omega^*, L^*) = \min N(h, D, \omega, L) \quad (5.1)$$

при выполнении ограничений (4.2) – (4.7):

- на качество экструдата (подвулканизация)

$$JB(t) = \int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} \leq JB_{\text{зад}}; \quad (5.2)$$

- на качество экструдата (суммарный сдвиг в канале шнека)

$$\gamma_{\text{ш}}(h, D, \omega, L) = \gamma_{\text{ш.зад}}; \quad (5.3)$$

- на прочность материала (жесткость) шнека

$$\sigma(h, D, \omega, L) \leq [\sigma]; \quad (5.4)$$

- на производительность шнековой машины

$$Q(h, D, \omega, L) = Q_{\text{зад}}; \quad (5.5)$$

- на температуру выхода экструдата

$$T_{\text{см. вых}}(h, D, \omega, L) = T_{\text{зад}}; \quad (5.6)$$

- на границы изменения варьируемых параметров

$$\begin{cases} D_* \leq D \leq D^*; \\ Dk_{h^*} \leq k_h \leq Dk_h^*; \\ \omega_* \leq \omega \leq \omega^*; \\ Dk_{L^*} \leq k_L \leq Dk_L^*, \end{cases} \quad (5.7)$$

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; $JB_{\text{зад}}$, $\gamma_{\text{ш.зад}}$, $Q_{\text{зад}}$, $T_{\text{зад}}$ – заданные значения критерия подвулканизации, суммарной величины сдвига в канале шнека,

производительности шнековой машины, температуры резиновой смеси на выходе из материального цилиндра, соответственно; $[\sigma]$ – допускаемое напряжение материала шнека (допускаемый прогиб $[\gamma]$), и соответствующих уравнений (2.23) – (2.56) математической модели.

Для решения поставленной задачи (5.1) – (5.7) с помощью метода скользящего допуска [242] разработана программа на языке Бейсик (прил. В), алгоритм которой представлен на рис. 5.1.

Принимались следующие исходные и начальные данные: $\varphi = 17^\circ$; $JB_{зад} = 0,5\%$; $\gamma_{зад} = 3500$, $T_{зад} = 90^\circ\text{C}$; $D = 0,03 \dots 0,09$ 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; $\delta_{ц} = 0,0005$ м; $\alpha = 100$ Вт / (м²·°C); $T_{см.вх} = 50^\circ\text{C}$, $T_{ц} = 85^\circ\text{C}$; $e = 0,1D$; $D_0 = 0,05$ м; $h_0 = 0,1D$ м; $\omega_0 = 3,14 \text{ c}^{-1}$; $L_0 = 7D$ м.

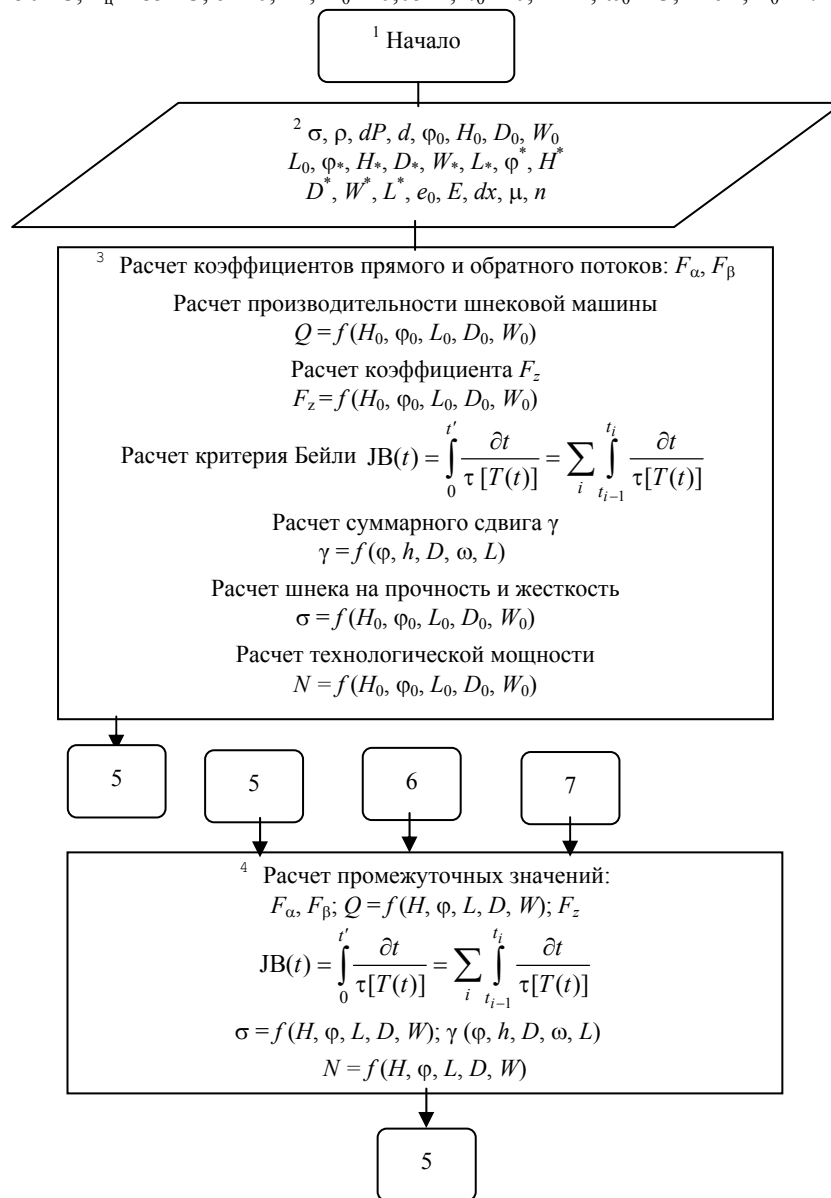


Рис. 5.1. Блок-схема алгоритма расчета оптимальных технологических параметров процесса и конструктивных размеров оборудования экструзии резиновых смесей при заданном качестве экструдата и минимальной технологической мощности

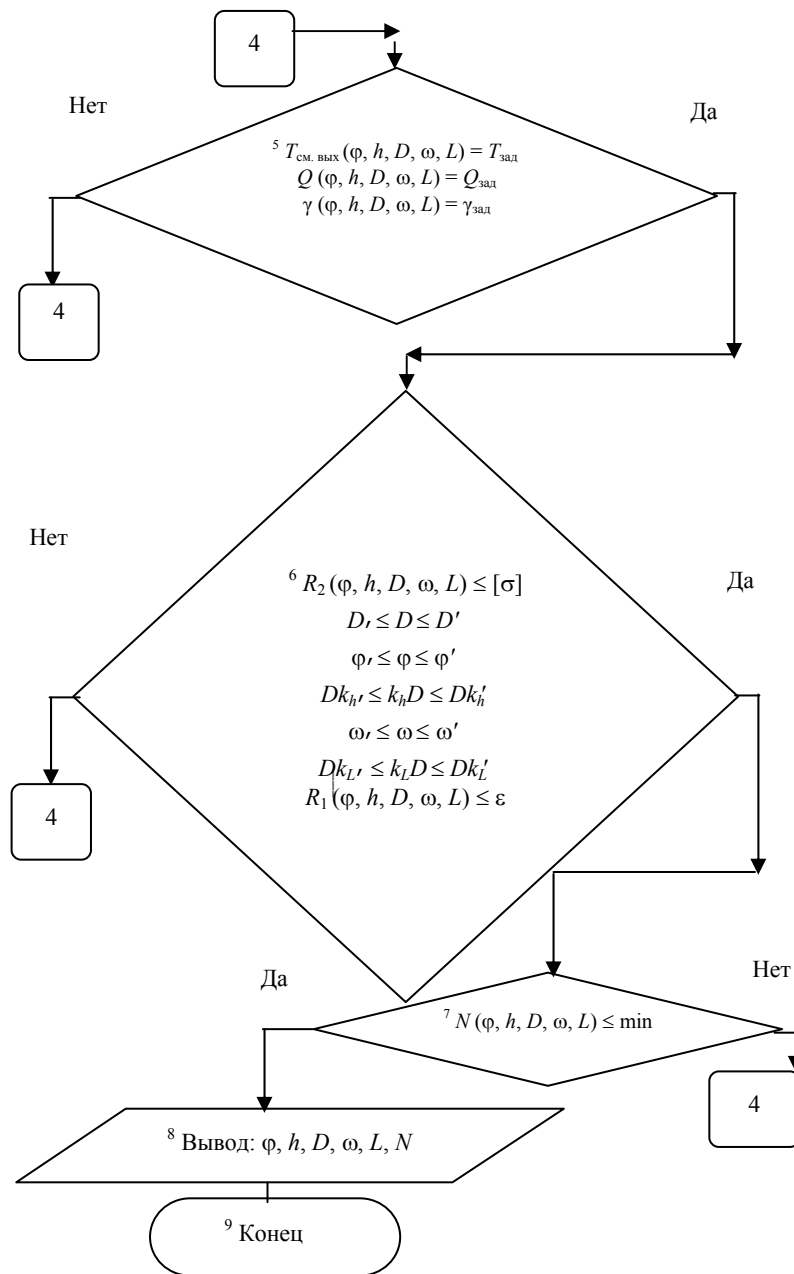


Рис. 5.1. Окончание

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

С использованием для решения поставленной задачи (5.1) – (5.7) метода скользящего допуска [242], реализуемого программой на языке Бейсик (прил. В), получены расчетные зависимости (рис. 5.2, 5.3).

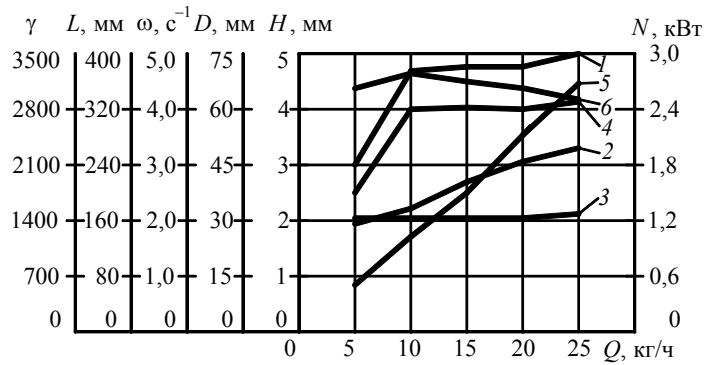


Рис. 5.2. Зависимости оптимальных конструктивных (1 – h , 2 – D , 4 – L) и технологических (3 – ω , 5 – N , 6 – $\gamma_{ш}$) параметров от производительности Q при неизотермическом режиме экструзии и без ограничения на суммарную величину сдвига в каналах шнека $\gamma_{ш}$

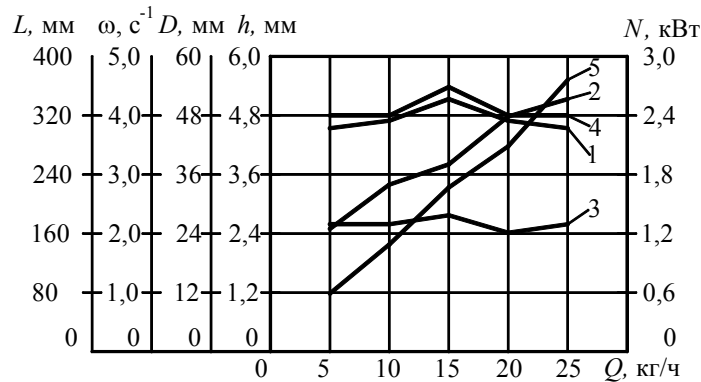


Рис. 5.3. Зависимости оптимальных конструктивных (1 – h , 2 – D , 4 – L) и технологических (3 – ω , 5 – N) параметров от производительности Q при неизотермическом режиме экструзии для смеси шифра НО-68НТА с ограничением на суммарный сдвиг в каналах шнека ($\gamma_{ш} = 3500$)

Из анализа рис. 5.2 следует, что с увеличением производительности Q происходит уменьшение суммарной величины сдвига в каналах шнека $\gamma_{ш}$, так как уменьшается время пребывания перерабатываемого материала в цилиндре пластикации шнековой машины.

Из рисунка 5.2 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 в каналах шнека $\gamma_{ш}$ (рис. 5.2) – за счет диаметра шнека D и глубины его винтового канала h , т.е. ограничение на суммарную величину сдвига вносит изменения в характер кривых (рис. 5.2 и 5.3) и перераспределяет влияние режимных и конструктивных параметров на полезную мощность N и производительность Q .

Получены значения суммарной величины сдвига ($\gamma_{ш} = 4500$), технологической мощности ($N = 0,865$ кВт) и производительности ($Q = 6,2$ кг/ч) для экспериментальной установки на базе червячной машины МЧХ-32 при экструзии резиновой смеси шифра НО-68НТА со следующими параметрами: $\varphi = 17^\circ$; $D = 0,032$ м; $\omega = 2,2$ с $^{-1}$; $L = 0,325$ м; $\Delta P = 20$ МПа; $\delta_{ц} = 0,0005$ м; $\alpha = 100$ Вт / (м $^2 \cdot ^\circ\text{C}$); $T_{см. вх} = 50$ °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. 5.4 и 5.5) для существующей шнековой машины МЧХ-32 при следующих исходных и начальных данных: $\varphi = 17^\circ$; $\epsilon = 0,02$; $\gamma_{зад} = 3500$; $T_{зад} = 90$ °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; $\delta_{ц} = 0,0005$ м; $\alpha = 100$ Вт / (м $^2 \cdot ^\circ\text{C}$); $T_{см. вх} = 50$ °С; $T_{ц} = 85$ °С; $e = 0,1D$; $h_0 = 0,1D$ м; $\omega_0 = 3,14$ с $^{-1}$.

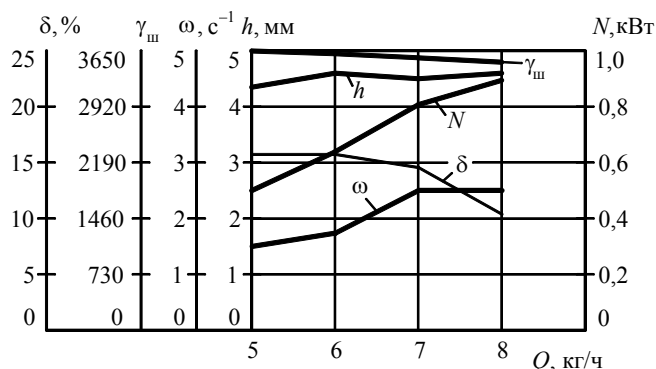


Рис. 5.4. Зависимости оптимального конструктивного h , режимного ω параметров, относительного изменения размеров поперечного сечения δ , полезной мощности N от производительности Q без ограничения на суммарный сдвиг $\gamma_{ш}$

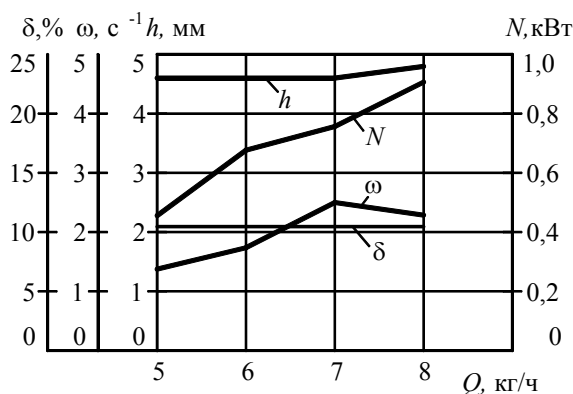


Рис. 5.5. Зависимости оптимального конструктивного h , режимного ω параметров, относительного изменения размеров поперечного сечения δ , полезной мощности N от производительности Q с ограничением на суммарный сдвиг в каналах шнека ($\gamma_{ш} = 3500$)

Из анализа рис. 5.4 и 5.5 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 в каналах шнека, так и без него.

Уменьшение суммарной величины сдвига в каналах шнека $\gamma_{ш}$ (рис. 5.4) 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 заготовок (например, в ваннах с расплавом солей или в псевдооживленном слое).

Согласно кривым на рис. 5.2 – 5.5, при увеличении производительности Q червячной машины полезная мощность N увеличивается главным образом за счет увеличения угловой скорости червяка ω .

В обоих режимах (политропный и адиабатический) 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 $\delta_{ц}$.

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 5 (рис. 5.2 – 5.5), можно определять оптимальные конструктивные (h , D , L) и переменные режимные (ω , N) параметры при неизотермическом режиме 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, $\sigma_{\text{экв}} \leq [\sigma]$ (жесткость $EJ \leq [EJ]$ конструкции, прогиб $y \leq [y]$ шнека).

5.1.3. ПРОВЕРКА АДЕКВАТНОСТИ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ ОПТИМИЗАЦИИ НА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКЕ МЧХ-32/10

Для проверки адекватности решения задачи оптимизации (см. п. 5.1) проводились экспериментальные исследования процесса экструзии резиновой смеси на экспериментальной установке, конструкция которой описана в разд. 5.2.1.

Для оценки качества получаемого экструдата были проведены исследования свойств резиновой смеси до загрузки в цилиндр экспериментальной установки и после проведения процесса экструзии.

В процессе эксперимента назначали расчетный оптимальный режим экструзии, чтобы в исследуемом материале не возникало подвулканизации, т.е. значение критерия Бейли не превышало бы определенной, наперед заданной величины (для НО-68НТА $JB \leq 0,5\%$).

Предварительно для известных технологических и конструктивных параметров червяка и цилиндра ($\omega = 6,28 \text{ с}^{-1}$, $\varphi = 17^\circ$, $h = 0,003 \text{ м}$, $D = 0,032 \text{ м}$, $L = 0,325 \text{ м}$, $e = 0,0035$, $\delta_{\text{ц}} = 0,001 \text{ м}$) экспериментальной установки по математической модели процесса экструзии (2.23 – 2.31) (прил. В, программа 3) рассчитывается температурное поле по длине шнека, т.е. режим экструзии резиновой смеси.

В результате расчета при условии $JB \leq 0,5\%$ принят следующий температурный режим: $T_{\text{см. вых}} = 323 \text{ К}$, $T_{\text{ц}} = 358 \text{ К}$.

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 $\varphi = 17^\circ$, $D = 0,032 \text{ м}$, $L = 0,325 \text{ м}$, $e = 0,0032$, $\delta_{\text{ц}} = 0,0005 \text{ м}$, 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 ($JB \leq 1$), на прочность материала ($\sigma_{\text{экв}} \leq 270 \text{ МПа}$, прогиб $y \leq 0,0005 \text{ м}$) шнека и соответствующих начальных значениях варьируемых параметров ($h_0 = 0,003 \text{ м}$, $\omega_0 = 0,2 \text{ с}^{-1}$) по математической модели процесса экструзии (2.23 – 2.32) (прил. В, программа 3) проводился расчет оптимальных варьируемых параметров при условии минимизации полезной мощности N .

Интервалы изменения варьируемых параметров:

$$h = (0,002 \dots 0,006) \text{ мм}; \quad \omega = (0,2 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}.$$

По результатам процесса оптимизации (табл. 5.1) изготавливались три шнека с расчетными геометрическими параметрами ($h^* = 0,0025; 0,0032; 0,0035 \text{ м}$) и проводилась пластикация резиновой смеси в экспериментальной установке МЧХ-32/10.

В процессе эксперимента отбирались пробы экструдата и снималась кривая его подвулканизации. Кривые подвулканизации (табл. 5.2) 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-68НТА и измерялись предел прочности образцов на разрыв, относительное остаточное удлинение до ($f_{\text{рз}}$, $\delta_{\text{ост.э}}$) и после ($f_{\text{р}}$, $\delta_{\text{ост}}$) процесса экструзии. Испытания проводились на разрывной машине ЦМГИ-250. Основные требования к методам и приборам для механических испытаний резин изложены в ГОСТ 269–66.

5.1. Оптимальные технологические параметры процесса экструзии и конструктивные параметры шнекового оборудования

$Q \cdot 10^{-7}$, $\text{м}^3/\text{с}$	ΔP , МПа	$T_{\text{см. вых}}$, °С	$JB_{\text{зад}}$, %	$\gamma_{\text{ш. зад}}$	δ , %	h^* , м	ω^* , с^{-1}	N^* , кВт
4	5	100	1	3500	11	0,0025	0,628	0,15
6	5	100	1	3500	11	0,0029	0,891	0,25

8	5	100	1	3500	11	0,0032	1,25	0,41
10	10	90	1	3500	10	0,0035	1,46	0,52

5.2. Время подвулканизации резиновой смеси НО-68НТА

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

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. 5.6), а также ограничения на подвулканизацию ($J_B < 0,5 \%$) и степень пластикации ($\gamma_{ш} = 3500$) экструдата и прочность материала ($\sigma_{экр} \leq 320$ МПа, прогиб $y \leq 0,0005$ м) шнека на примере резиновой смеси шифра НО-68НТА.

Анализ полученных теоретических и экспериментальных данных (рис. 5.6) показал удовлетворительную их сходимость (11%), что подтверждает адекватность математической модели процесса экструзии реальному технологическому процессу, правильность использованного метода оптимизации (МСД) и возможность применения для решения инженерных задач при проектировании промышленного экструзионного оборудования для производства длинномерных профильных резинотехнических заготовок.

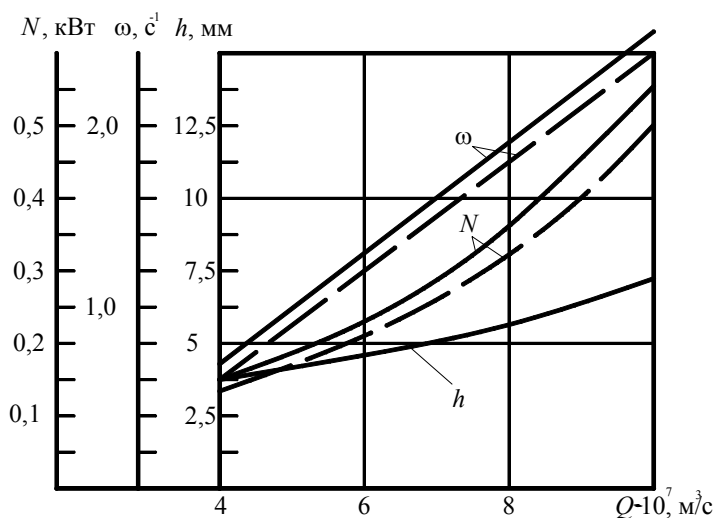


Рис. 5.6. Сравнение экспериментальных (---) и расчетных (—) значений полезной мощности N и оптимальных параметров h , ω при различной производительности Q для $\Delta P = 10$ МПа, $\Delta T_{см. вых} = (50...60)$ °С

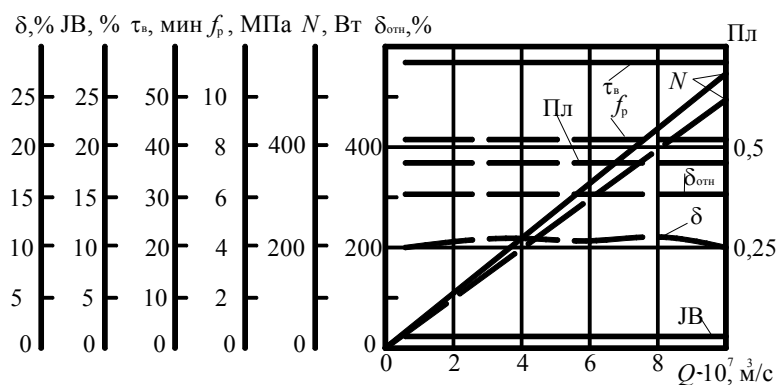


Рис. 5.7. Зависимость полезной мощности N и параметров качества экструдата f_p , $\delta_{отн}$, δ , Пл от производительности Q при экструзии резиновой смеси шифра НО-68НТА:

----- экспериментальные значения;
 ——— расчетные значения; τ_v – время вулканизации

Сравнительный анализ значений предела прочности и остаточного удлинения при разрыве (рис. 5.7) до ($f_{p,э} = 8$ МПа, $\delta_{отн,э} = 300\%$, $\delta_э = 10\%$, $\text{Пл}_э = 0,47$) и после (f_p , $\delta_{отн}$, δ , Пл) процесса экструзии показал их расхождение не более 10% .

5.1.4. ПРОВЕРКА АДЕКВАТНОСТИ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ ОПТИМИЗАЦИИ НА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКЕ МЧХ 60/10

В результате расчета по математической модели (2.23) – (2.31), исходя из условия $\text{JB} \leq 1$ получен следующий температурный режим:

$$T_{\text{см. вх}} = 50 \text{ }^\circ\text{C}, \quad T_{\text{ц}} = 85 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Поэтому для заданных значений $\varphi = 17^\circ$, $D = 0,06$ м, $L = 0,6$ м, $e = 0,0065$ м, $\delta_{\text{ц}} = 0,001$ м, угловой скорости червяка $\omega = (0,2 \dots 9,4) \text{ с}^{-1}$, что соответствует производительности $Q = (1 \dots 4) \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$, перепада давления по длине червяка ΔP , перепада температуры по длине червяка ΔT , ограничений на качество экструдата ($\text{JB} \leq 1\%$), на прочность материала ($\sigma_{\text{эжв}} \leq 320$ МПа, прогиб $y \leq 0,0005$ м) червяка и соответствующих начальных значений варьируемых параметров ($h_0 = 0,003$ м, $\omega_0 = 0,5 \text{ с}^{-1}$) по математической модели процесса экструзии (2.23 – 2.56) проводился расчет (см. прил. В, программа 3) оптимальных варьируемых параметров при условии минимизации полезной мощности N .

Интервалы изменения варьируемых параметров:

$$h = (0,003 \dots 0,008) \text{ мм}; \quad \omega = (0,2 \dots 12,85) \text{ с}^{-1}.$$

Результаты расчета приведены в табл. 5.3.

Затем по результатам процесса оптимизации изготавливались три червяка с оптимальными геометрическими параметрами ($h^* = 0,0050, 0,0055, 0,0060$ м) и проводились экспериментальные исследования, аналогичные пп. 5.1.3.

5.3. Результаты оптимизации

№ п/п	$Q, 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$	$\Delta P, \text{ МПа}$	$\Delta T, \text{ }^\circ\text{C}$	$\text{JB}_{\text{зад}}, \%$	$\gamma_{\text{ш. зад}}$	$H^*, \text{ м}$	$\omega^*, \text{ с}^{-1}$	$N^*, \text{ кВт}$
1	1	5	50	0,5	3500	0,0062	2,53	6,1
2	2	7	50	0,5	3500	0,0065	4,74	12,2
3	3	10	50	0,5	3500	0,0072	6,12	18,3
4	4	10	50	0,5	3500	0,0072	6,72	24,1

* – расчетные значения.

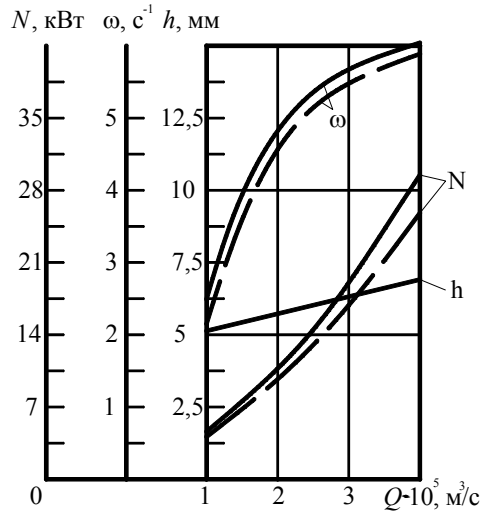


Рис. 5.8. Зависимость критерия оптимизации N и оптимальных параметров h , ω от производительности Q :

----- — расчетные значения; - - - - - экспериментальные значения

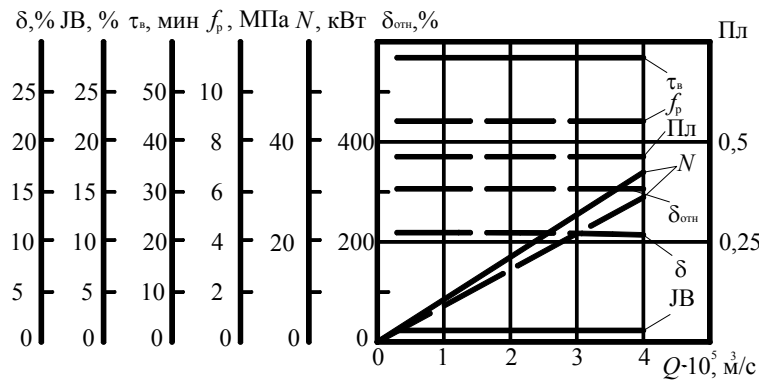


Рис. 5.9. Зависимость полезной мощности N и параметров качества экструдата f_p , $\delta_{\text{отн}}$, δ , Pl от производительности Q при экструзии резиновой смеси шифра НО-68НТА:

----- — экспериментальные значения;
 ———— — расчетные значения; τ_v — время вулканизации

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. 5.8), а также ограничения на качество экструдата $JB < 0,5\%$.

Анализ полученных теоретических и экспериментальных данных (рис. 5.8) показал удовлетворительную их сходимость (12%), что подтверждает адекватность математической модели и правильность примененного метода оптимизации (МСД).

Сравнительный анализ значений предела прочности и остаточного удлинения при разрыве (рис. 5.9) до ($f_{p,э} = 8$ МПа, $\delta_{\text{отн,э}} = 300\%$, $\delta_э = 10\%$, $Pl_э = 0,47$) и после (f_p , $\delta_{\text{отн}}$, δ , Pl) процесса экструзии показал их расхождение не более 12%.

5.2. ОПТИМИЗАЦИЯ СОВМЕЩЕННЫХ ПРОЦЕССОВ ЭКСТРУЗИИ И ВАЛЬЦЕВАНИЯ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ

5.2.1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ОПТИМИЗАЦИИ СОВМЕЩЕННЫХ ПРОЦЕССОВ

Постановка задачи оптимизации непрерывного процесса вальцевания резиновых смесей: необходимо найти такие глубину винтовой нарезки шнека (h^*), его наружный диаметр (D^*), угловую скорость шнека (ω^*), длину его нарезной части (L^*), значение межвалкового зазора ($h_{0в}^*$), частоту вращения вала (u^*), фрикцию между вальцами (f^*), отношение величины сдвига при экструзии к приведенной величине сдвига при вальцевании $E_\gamma^* = \gamma_{ш.ф} / \bar{\gamma}_в$, при которых суммарная удельная полезная мощность, затрачиваемая на процесс экструзии и вальцевания, будет минимальной:

$$\sum N(h^*, D^*, \omega^*, L^*, h_{0в}^*, u^*, f^*, E_\gamma^*) = \min \sum N(h, D, \omega, L, h_{0в}, u, f, E_\gamma), \quad (5.8)$$

где $\sum N = (N_{ш} + N_{в}) / Q$, при выполнении ограничений:

- на качество экструдата (подвулканизация)

$$JB(t) = \int_0^{t^*} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau[T(t)]} \leq JB_{зад}; \quad (5.9)$$

- на качество экструдата (суммарный сдвиг)

$$\gamma(h, D, \omega, L, h_{0в}, u, f) = \gamma_{зад}, \quad (5.10)$$

$$\gamma_{ш}(h, D, \omega, L) = \gamma_{ш.зад}, \quad (5.11)$$

$$\gamma_{в}(h_{0в}, u, f) = \gamma_{в.зад}, \quad (5.12)$$

$$\gamma_{в.зад} = \bar{\gamma}_{в.зад} / K_\gamma; \quad \bar{\gamma}_{в.зад} = \gamma_{зад} - \gamma_{ш.зад}; \quad E_\gamma = \gamma_{ш.зад} / \bar{\gamma}_{в.зад};$$

- на прочность материала (жесткость) шнека

$$\sigma(h, D, \omega, L) \leq [\sigma]; \quad (5.13)$$

- на производительность шнековой машины

$$Q(h, D, \omega, L) = Q_{зад}; \quad (5.14)$$

- на температуру выхода экструдата

$$T_{см. вых}(h, D, \omega, L) = T_{зад}; \quad (5.15)$$

- на границы изменения варьируемых параметров

$$\begin{cases} D_* \leq D \leq D^*; Dk_{h_*} \leq k_h \leq Dk_h^*; \\ \omega_* \leq \omega \leq \omega^*; Dk_{L_*} \leq k_L \leq Dk_L^*; \varepsilon_{\gamma_*} \leq \varepsilon_{\gamma} \leq \varepsilon_{\gamma}^*; \\ h_{0B_*} \leq h_{0B} \leq h_{0B}^*; u_* \leq u \leq u^*; f_* \leq f \leq f^*, \end{cases} \quad (5.16)$$

где $Dk_{h_*}, D_*, \omega_*, Dk_{L_*}, \varepsilon_{\gamma_*}, h_{0B_*}, u_*, f_*$ и $Dk_h^*, D^*, \omega^*, Dk_L^*, \varepsilon_{\gamma}^*, h_{0B}^*, u^*, f^*$ – соответственно, левая и правая границы изменения конструктивных (h, D, L, h_{0B}) и технологических ($\omega, \varepsilon_{\gamma}, u, f$) параметров; $k_{h_*}, k_{L_*}, k_h^*, k_L^*, k_h, k_L$ – соответственно, коэффициенты, учитывающие левую, правую границы и начальные значения конструктивных параметров (h, L); $J_{B_{зад}}, \gamma_{зад}, \gamma_{ш.зад}, \gamma_{в.зад}, \bar{\gamma}_{в.зад}, Q_{зад}, T_{зад}$ – соответственно, заданные значения критерия подвулканизации, суммарной величины сдвига, величины сдвига в каналах шнека, величины сдвига в межвалковом зазоре, приведенной величины сдвига в межвалковом зазоре, производительности шнековой машины, температуры резиновой смеси на выходе из материального цилиндра; $N_{ш}, N_{в}$ – соответственно, полезная мощность при экструзии и вальцевании; $[\sigma]$ – допускаемое напряжение материала шнека (допускаемый прогиб $[y]$), и соотношений математической модели (2.10) – (2.22), (2.23) – (2.56).

Для решения поставленной задачи (5.8) – (5.16) применялся метод скользящего допуска. Решение задачи оптимизации проводилось для совмещенных процессов вальцевания и экструзии при проектировании новых производств длинномерных РТЗ.

5.2.2. ПРОВЕРКА АДЕКВАТНОСТИ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ ОПТИМИЗАЦИИ СОВМЕЩЕННОГО ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ И НЕПРЕРЫВНОГО ВАЛЬЦЕВАНИЯ НА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ УСТАНОВКЕ МЧХ-32/10

Решение задачи оптимизации для совмещенных процессов вальцевания и экструзии для той же резиновой смеси шифра НО-68НТА показал, что минимальная суммарная полезная мощность достигается при распределении суммарного сдвига между вальцами и экструдером в пропорции, соответствующей значению коэффициента $E_{\gamma} = 0,9$ (рис. 5.10).

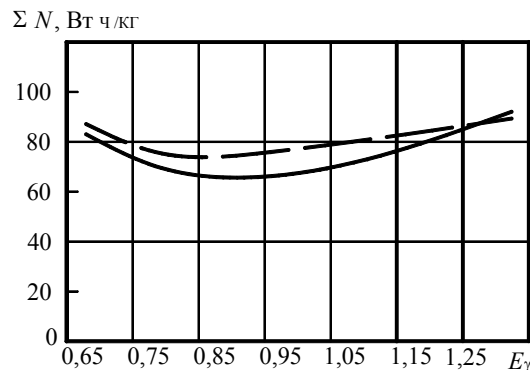


Рис. 5.10. Зависимость удельной суммарной полезной мощности ΣN от отношения величины сдвига при экструзии к величине сдвига при вальцевании E_{γ} :

$Q = 4$ кг/ч; - - - экспериментальные значения; — — — расчетные значения

При этом отклонение расчетных и экспериментальных значений не превышает 11 %, что подтверждает адекватность решения задачи оптимизации.

Выводы

Представлены примеры решения задачи оптимизации процесса и оборудования экструзии на примере резиновой смеси НО-68НТА для двух типоразмеров червячных машин МЧХ-32/10 и МЧХ-60/10. В результате решения задачи оптимизации по минимизации полезной мощности при ограничениях на качество получаемого экструдата, температуру выхода его и прочность материала червяка получены технологические и конструктивные параметры при различной производительности червячных машин.

Приведены примеры по использованию разработанных усовершенствованных математических моделей отдельных и совмещенных процессов и оборудования вальцевания и экструзии резиновых смесей с учетом

качества длинномерных резинотехнических заготовок.

Подтверждена гипотеза о соответствии значения суммарного сдвига в каналах шнека $\gamma_{ш}$ и формирующих каналах экструзионной головки $\gamma_{ф}$ определенному значению относительного изменения размеров поперечного сечения профилированной заготовки в основном процессе производства длинномерных профильных РТЗ.

Поставлена и решена задача оптимизации для совмещенных процессов непрерывного вальцевания и экструзии при производстве длинномерных профильных РТЗ.

Вопросы оптимизации конструкции станин и валков вальцов рассмотрены в следующей главе 6.

6. ОПТИМАЛЬНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ СТАНИН И ВАЛКОВ ВАЛЬЦОВ

6.1. РАСЧЕТ СТАНИН ВАЛЦОВ

Вальцы [250] имеют две станины, на которых устанавливают валки. Каждая станина (рис. 6.1) состоит из нижней Н-образной стойки 2 и верхней траверсы 1, которая с натягом закладывается в пазы и крепится к стойке станины шпильками. Станины устанавливаются на общей фундаментной плите [253].

Конструкция станины обеспечивает удобство монтажа узлов и служит базой для различных вспомогательных устройств.

Расчетная схема станины вальцов, нагруженной распорным усилием P , представлена на рис. 6.2, а.

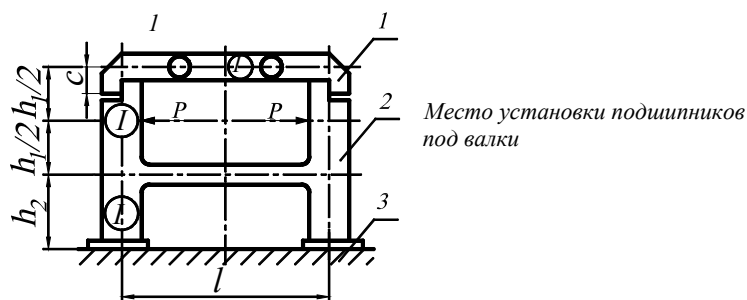


Рис. 6.1 Конструкция станины вальцов

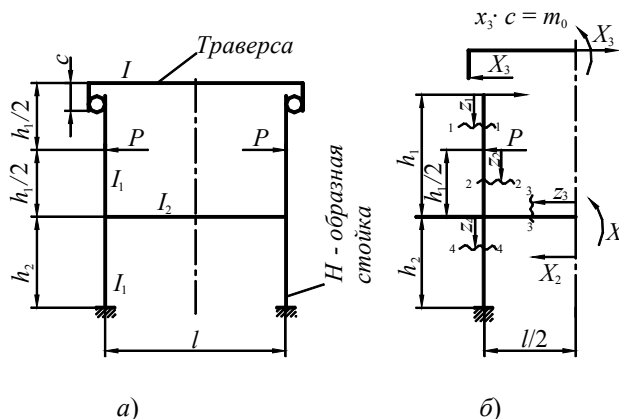


Рис. 6.2. Расчетная схема станины вальцов:
а – расчетная схема; б – основная система

Согласно схеме, приведенной на рис. 6.2, а, соединение стойки с траверсой шарнирное, и стойка передает на траверсу только растягивающее усилие. Образованная стержневая система стойки станины представляет собой статически неопределимую плоскую раму. В качестве основной системы принимаем симметричный вариант (рис. 6.2, б). Разрезаем (условно) стойку и в местах разреза прикладываем соответствующие неизвестные усилия. Вследствие симметрии приложенной нагрузки и конструкции стойки число неизвестных сократится до трех: x_1 – изгибающий момент; x_2 – растягивающая сила в стойке; x_3 – растягивающая сила в траверсе.

Для определения неизвестных усилий воспользуемся системой канонических уравнений метода сил [98]:

$$\left. \begin{aligned} \delta_{11}x_1 + \delta_{12}x_2 + \delta_{13}x_3 + \Delta_{1P} &= 0; \\ \delta_{21}x_1 + \delta_{22}x_2 + \delta_{23}x_3 + \Delta_{2P} &= 0; \\ \delta_{31}x_1 + \delta_{32}x_2 + \delta_{33}x_3 + \Delta_{3P} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (6.1)$$

В системе уравнений (6.1) величины δ_{ij} и Δ_{iP} ($i = j = 1, 2, 3$) представляют собой единичные и грузовые перемещения от неизвестных сил и от заданной нагрузки, которые определяются по следующим формулам:

$$\delta_{ij} = \sum_S \int \left(\frac{\bar{M}_i \bar{M}_j}{EI_i} + \frac{\bar{N}_i \bar{N}_j}{EF} \right) dS; \quad \Delta_{iP} = \sum_S \int \left(\frac{\bar{M}_i M_P}{EI} + \frac{\bar{N}_i N_P}{EF} \right) dS, \quad (6.2)$$

где \bar{M}_i, \bar{N}_i – эпюры моментов продольных сил от единичного усилия $\bar{x}_i = 1$; M_P, N_P – эпюры моментов продольных сил от заданной нагрузки; E – модуль упругости; I_i ($i = 1, 2, 3$) – момент инерции сечения. Для прямолинейных участков рамы при определении коэффициентов перемещений δ_{ij} и Δ_{iP} (6.2) вместо интегральных выражений можно использовать способ Верещагина [258] перемножения эпюр моментов от единичных сил и заданной нагрузки. Для этого строят эпюры изгибающих моментов и продольных сил от заданной нагрузки и единичных усилий для основной системы (рис. 6.2, б), далее производят перемножение эпюр по формулам:

$$\delta_{ij} = \sum \left[\frac{1}{EI_i} (\omega_{Mi} y_{CMj}) + \frac{1}{EF_i} (\omega_{Ni} y_{CNj}) \right]; \quad (6.3)$$

$$\Delta_{iP} = \sum \left[\frac{1}{EI_i} (\omega_{MPi} y_{Cj}) + \frac{1}{EF_i} (\omega_{NPi} y_{CNj}) \right], \quad (6.4)$$

где ω_i – площадь i -й эпюры (криволинейной или линейной); y_{Cj} – ордината j -й эпюры (обязательно линейной), взятая под центром тяжести i -й эпюры; EI_i, EF_i – жесткость стержня на изгиб и растяжение i -го участка, которая должна быть постоянной на протяжении всего участка.

Эпюры моментов от единичных сил и моментов и заданной нагрузки приведены на рис. 6.3.

Выражения для коэффициентов канонических уравнений (6.1) согласно формулам (6.3) и (6.4) запишутся:

$$\delta_{11} = \frac{l}{2EI_2} + \frac{h_2}{EI_1}; \quad \delta_{22} = \frac{h_2^3}{3EI_1};$$

$$\delta_{33} = \frac{1}{3EI_1} (h_1 + h_2)^3 + \frac{1}{EI_3} \left(\frac{c^3}{3} + \frac{c^2 l}{2} \right) + \frac{1}{EF_3} \frac{l}{2}; \quad \delta_{12} = \delta_{21} = \frac{h_2^2}{2EI_1};$$

$$\delta_{13} = \delta_{31} = -\frac{1}{2EI_1} (2h_1 + h_2) h_2; \quad \delta_{23} = \delta_{32} = -\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right);$$

$$\Delta_{1P} = \frac{P}{2EI_1} (h_1 + h_2) h_2; \quad \Delta_{2P} = \frac{P}{2EI_1} h_2^2 \left(\frac{h_1}{2} + \frac{2}{3} h_2 \right);$$

$$\Delta_{3P} = -\frac{P}{EI_1} \left[\frac{5}{48} h_1^3 + \frac{h_2}{4} h_1 (2h_1 + h_2) + \frac{h_2^2}{6} (3h_1 + 2h_2) \right].$$

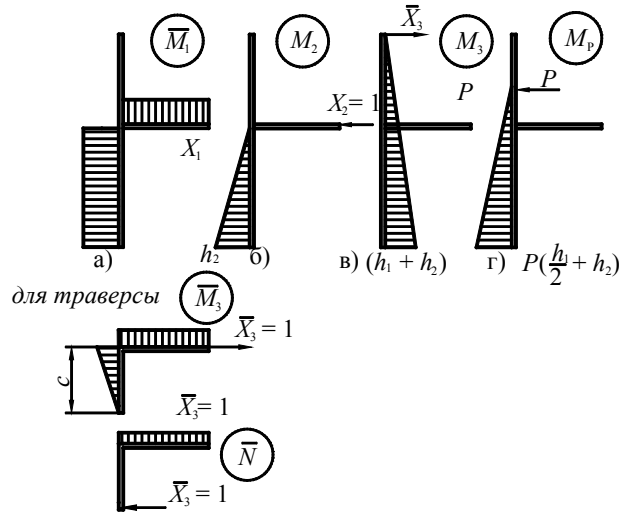


Рис. 6.3. Эпюры моментов

Подставляя выражения для коэффициентов δ_{ij} и Δ_{iP} в систему уравнений (6.1) и решая его методом Гаусса, определяем усилия x_1, x_2, x_3 :

$$\begin{aligned}
 x_1 = & \frac{\left[-\frac{P}{2EI_1}(h_1+h_2)h_2 \right] \left\{ \frac{h_2^3}{3EI_1} \left[\frac{1}{3EI_1}(h_1+h_2)^3 + K \right] - \left[\frac{1}{2EI_1} \times \right. \right. \\
 & \left. \left. \frac{l}{2EI_2} + \frac{h_2}{EI_1} \right] \left\{ \frac{h_2^3}{3EI_1} \left[K + \frac{1}{3EI_1}(h_1+h_2)^3 \right] - \left[\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \right. \right. \right. \\
 & \left. \left. \left. \times h_2^2 \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right]^2 \right\} + \frac{P}{EI_1} \left[\frac{5}{48} h_1^3 + \frac{h_2}{4} h_1 (2h_1+h_2) + \frac{h_2^2}{6} (3h_1+2h_2) \right] \times \right. \\
 & \left. \left. \left. + \frac{2}{3} h_2 \right) \right]^2 \right\} + \frac{h_2^2}{2EI_1} \left[-\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] \left\{ \left[-\frac{1}{2EI_1} (2h_1+h_2) \right] \right\} 2 - \\
 & \left. \left. \left. \times \left\{ \frac{h_2^2}{2EI_1} \left[-\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] - \frac{h_2^3}{3EI_1} \left[-\frac{1}{2EI_1} (2h_1+h_2)h_2 \right] \right\} + \right. \right. \\
 & \left. \left. \left. - \left(\frac{h_2^2}{2EI_1} \right)^2 \left\{ (2h_1+h_2)^2 \frac{h_2^3}{2EI_1} + \right. \right. \right. \\
 & \left. \left. \left. - \left[K + \frac{h_2^2}{3EI_1} (h_1+h_2)^3 \right] \right\} \right\} \right. \\
 & \left. \left. \left. + \left[-\frac{P}{2EI_1} h_2^2 \left(\frac{h_1}{2} + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] \left\{ \left[-\frac{1}{2EI_1} (2h_1+h_2)h_2 \right] \left[-\frac{h_2^2}{2EI_1} \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] - \right. \right. \right. \\
 & \left. \left. \left. + \left[K + \frac{1}{3EI_1} (h_1+h_2)^3 \right] h_2^2 \right\} \right\} \right. \\
 & \left. \left. \left. \right\} \right. \right.
 \end{aligned} \tag{6.5}$$

$$\begin{aligned}
 x_2 = & \frac{\left[-\frac{P}{2EI_1} h_2^2 \left(\frac{h_1}{2} + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] \left\{ \left(\frac{l}{2EI_2} + \frac{h_2}{EI_1} \right) \left[\frac{1}{3EI_1} (h_1+h_2)^3 + K \right] - \right. \\
 & \left. \left[\frac{l}{2EI_1} + \frac{h_2}{EI_1} \right] \left\{ \frac{h_2^3}{3EI_1} \left[\frac{1}{3EI_1} (h_1+h_2)^3 + K \right] \right\} - \left[\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \right. \right. \right. \\
 & \left. \left. \left. - \left[\frac{1}{2EI_1} + (2h_1+h_2)h_2 \right]^2 \right\} + \left[-\frac{P}{2EI_1} (h_1+h_2)h_2 \right] \left\{ \left[-\frac{h_2^2}{2EI_1} \left(h_1 + \right. \right. \right. \right. \\
 & \left. \left. \left. + \frac{2}{3} h_2 \right) \right]^2 \right\} + \frac{h_2^2}{2EI_1} \left[-\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] \left\{ \left[-\frac{1}{2EI_1} (2h_1+h_2)h_2 \right] \right\} 2 - \right. \\
 & \left. \left. \left. \left\{ \frac{h_2^2}{2EI_1} \left[-\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] - \frac{h_2^3}{3EI_1} \left[-\frac{1}{2EI_1} (2h_1+h_2)h_2 \right] \right\} + \right. \right. \\
 & \left. \left. \left. - \left(\frac{h_2^2}{2EI_1} \right)^2 \left\{ (2h_1+h_2)^2 \frac{h_2^3}{2EI_1} + \right. \right. \right. \\
 & \left. \left. \left. - \left[K + \frac{h_2^2}{3EI_1} (h_1+h_2)^3 \right] \right\} \right\} \right. \\
 & \left. \left. \left. + \left[-\frac{P}{2EI_1} h_2^2 \left(\frac{h_1}{2} + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] \left\{ \left[-\frac{1}{2EI_1} (2h_1+h_2)h_2 \right] \left[-\frac{h_2^2}{2EI_1} \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] - \right. \right. \right. \\
 & \left. \left. \left. + \left[K + \frac{1}{3EI_1} (h_1+h_2)^3 \right] h_2^2 \right\} \right\} \right. \\
 & \left. \left. \left. \right\} \right. \right.
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & + \frac{2}{3} h_2 \left. \right\} \left[-\frac{h_2}{2EI_1} (2h_1 + h_2) \right] - \left[\frac{1}{3EI_1} (h_1 + h_2)^3 + K \right] \frac{h_2^2}{2EI_1} \left. \right\} + \frac{P}{EI_1} \times \\
 & \rightarrow \frac{- \left(\frac{h_2^2}{2EI_1} \right)^2 \left\{ (2h_1 + h_2)^2 \frac{h_2^3}{2EI_1} + \right. \\
 & \times \left[\frac{5}{48} h_1^3 + \frac{h_2}{4} h_1 (2h_1 + h_2) + \frac{h_2^2}{6} (3h_1 + 2h_2) \right] \left. \right\} \left\{ \left[-\frac{1}{2EI_1} (2h_1 + h_2) h_2 \right] \times \right. \\
 & \rightarrow \left. \left. + \left[K + \frac{1}{3EI_1} (h_1 + h_2)^3 \right] h_2^2 \right\} \right. \\
 & \times \frac{h_2^2}{2EI_1} - \left[-\frac{h_2^2}{2EI_1} \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] \left. \left. \left[\frac{l}{2EI_2} + \frac{h_2}{EI_1} \right] \right\} \right. \\
 & \rightarrow \left. \right\} , \tag{6.6}
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 x_3 & = \frac{\frac{P}{EI_1} \left[\frac{5}{48} h_1^3 + \frac{h_2}{4} h_1 (2h_1 + h_2) + \frac{h_2^2}{6} (3h_1 + 2h_2) \right] \left. \left. \left(\frac{l}{2EI_2} + \frac{h_2}{EI_1} \right) \times \right. \right. \\
 & \left. \left. \left[\frac{l}{2EI_2} + \frac{h_2}{EI_1} \right] \left\{ \frac{h_2^3}{3EI_1} \left[K + \frac{1}{3EI_1} (h_1 + h_2)^3 \right] - \left[\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right]^2 \right\} + \right. \right. \\
 & \times \frac{h_2^3}{3EI_1} - \left. \left(\frac{h_2^2}{2EI_1} \right)^2 \right\} + \left[\frac{P}{2EI_1} h_2^2 \left(\frac{h_1}{2} + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] \left\{ \frac{h_2^2}{2EI_1} [(2h_1 + h_2) h_2] - \right. \\
 & \rightarrow \left. \left. \left. \frac{h_2^2}{2EI_1} \left[-\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] \left\{ \left[-\frac{1}{2EI_1} (2h_1 + h_2) h_2 \right] \right\} 2 - \right. \right. \\
 & \left. \left. - \left[\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] \left[\frac{l}{2EI_2} + \frac{h_2}{EI_1} \right] \right\} + \left[-\frac{P}{2EI_1} (h_1 + h_2) h_2 \right] \times \right. \\
 & \rightarrow \left. \left. \left. - \left(\frac{h_2}{2EI_1} \right)^2 \left\{ (2h_1 + h_2)^2 \frac{h_2^3}{2EI_1} + \left[\frac{1}{3EI_1} (h_1 + h_2)^3 + K \right] h_2^2 \right\} \right. \right. \\
 & \times \left. \left. \left. \frac{h_2^2}{2EI_1} \left[-\frac{1}{2EI_1} h_2^2 \left(h_1 + \frac{2}{3} h_2 \right) \right] - \left[-\frac{1}{2EI_1} (2h_1 + h_2) \right] \frac{h_2^3}{3EI_1} \right\} \right. \\
 & \rightarrow \left. \right. \right\} , \tag{6.7}
 \end{aligned}$$

где
$$K = \frac{1}{EI_3} \left(\frac{c^3}{3} + \frac{c^2 l}{2} \right) + \frac{l}{2EF_3}.$$

После определения неизвестных усилий x_1 , x_2 , x_3 строится окончательная эпюра изгибающих моментов и по формуле

$$\max \sigma_{\text{н}} = \frac{M_{\text{н}}}{W_x} + \frac{N}{F} \leq [\sigma]_{\text{н}} \tag{6.8}$$

рассчитываются напряжения в опасных сечениях стойки и траверсы станины вальцов.

6.2. РАСЧЕТ НА ПРОЧНОСТЬ И ЖЕСТКОСТЬ ВАЛКОВ ВАЛЬЦОВ

При работе валков вальцов подвергается воздействию распределенной нагрузки от собственной массы и распорных усилий в зазоре, крутящего момента при передаче вращения от электродвигателя. Для определения напряжений от изгиба и кручения, а также стрелы прогиба валка, необходимой для компенсации прогиба, рассчитывают моменты инерции и моменты сопротивления различных сечений валков. В валках, применяемых в современных валковых машинах, различают четыре основных вида поперечных сечений, которые приведены на рис. 6.4.

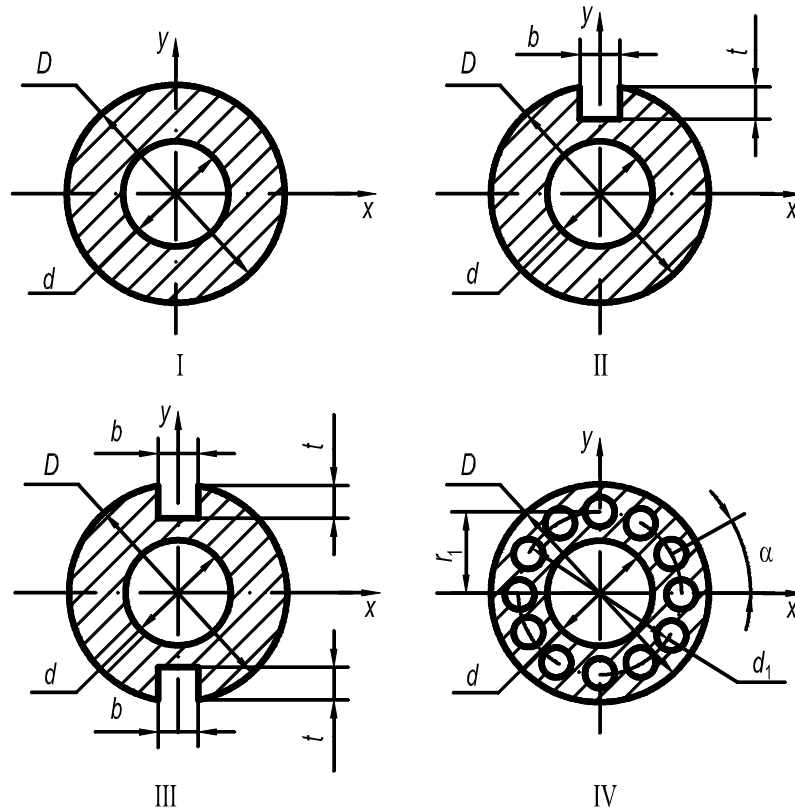


Рис. 6.4. Поперечные сечения валков

Сечение I характерно для бочки валка с центральной полостью и для цапф валка в местах установки подшипников. Сечения II, III характерны для бочки валка с периферийными сверлениями, а IV применяется редко [258].

Для определения геометрических характеристик валков, изображенных на рис. 3.16, используются следующие формулы [258].

Сечение I:

$$J_x = \frac{\pi D^4}{64} \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right]; \quad W_x = \frac{\pi D^3}{32} \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right].$$

Сечение II:

$$J_x = \frac{\pi D^4}{64} \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right] - \frac{bt(D-t)^2}{4};$$

$$W_x = \frac{\pi D^3}{32} \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right] - \frac{bt(D-t)^2}{2D}.$$

Сечение III:

$$J_x = \frac{\pi D^4}{64} \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right] - \frac{bt(D-t)^2}{2};$$

$$W_x = \frac{\pi D^3}{32} \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right] - \frac{bt(D-t)^2}{D}.$$

Сечение IV:

$$J_x = \frac{\pi D^4}{64} \left[1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right] - \sum_{n=1}^k \left[\frac{\pi d_1^4}{64} + (r_1 |\sin(n-1)\alpha|)^2 \frac{\pi d_1^2}{4} \right]; \quad W_x = \frac{2J_x}{D},$$

где $\alpha = \frac{360^\circ}{K}$; K – количество периферийных отверстий; d_1 – диаметр канала для подвода теплоносителя.

Общий вид валка показан на рис. 6.5, а. Он представляет собой балку кольцевого сечения со ступенчато изменяющейся жесткостью по длине. Валок симметричен относительно левой и правой опор. На консолях валка установлены шестерни, передающие крутящий момент, причем правая шестерня D_2 (рис. 6.5, а) является ведущей. Крутящий момент от правой шестерни через левую шестерню диаметром D_1 передается на ведомый валок. Схема передачи крутящего момента показана на рис. 6.6.

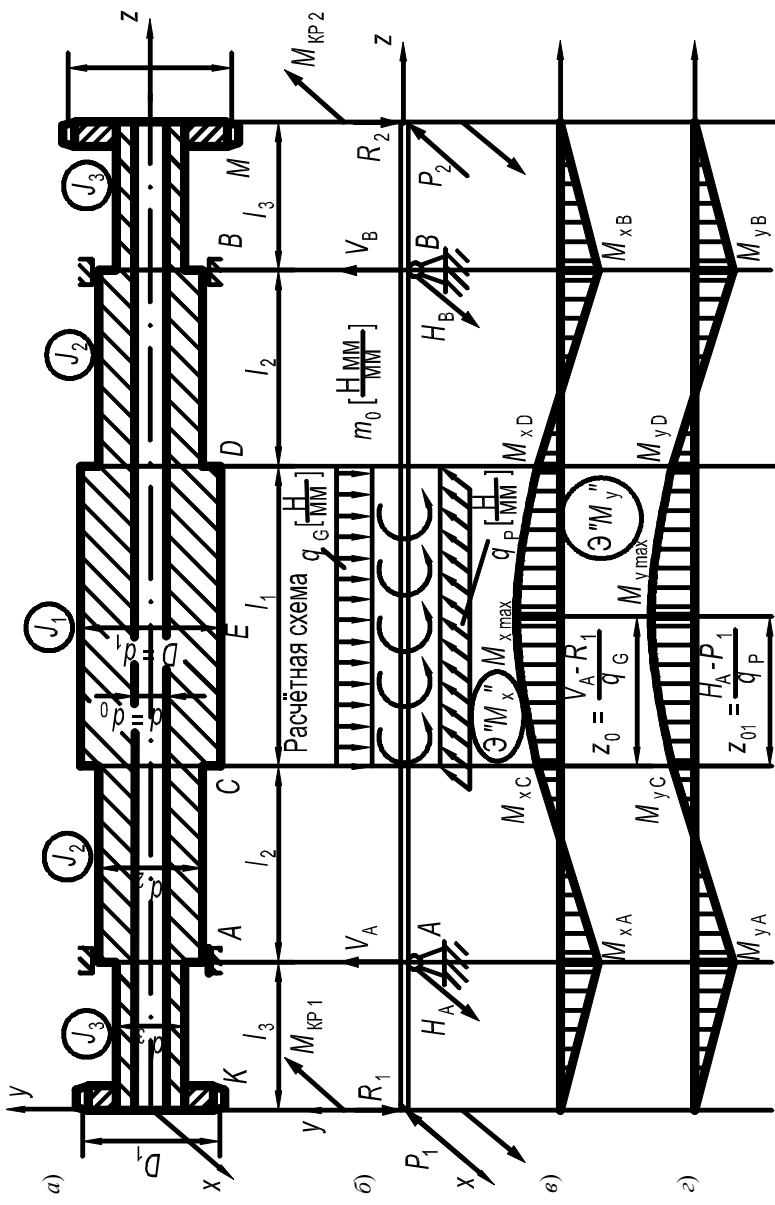


Рис. 6.5. Валок и его расчетные схемы

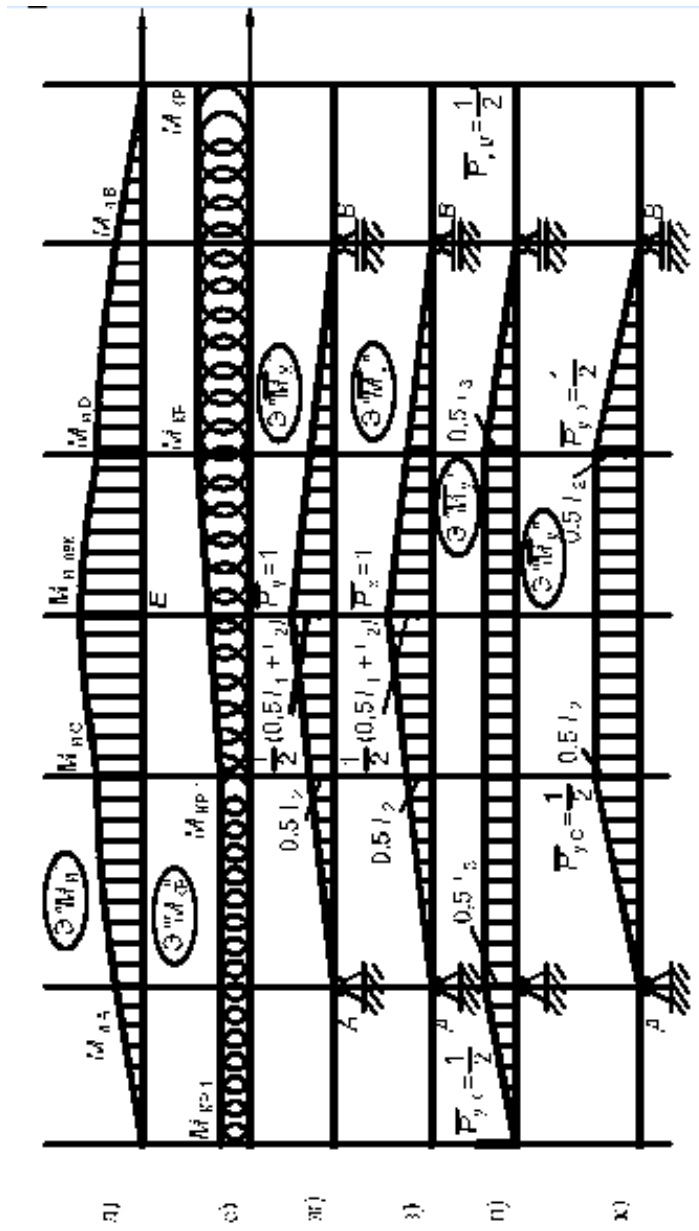


Рис. 6.5. Окончание

Крутящий момент от электродвигателя равен сумме крутящих моментов соответственно на ведущем и ведомом валках:

$$M_{кр} = m_{01}l_1 + m_{02}l_2, \quad (6.9)$$

где m_{01}, m_{02} – распределенные (погонные) крутящие моменты (Н·м / м) от сдвиговых усилий при деформации материала в зазоре между валками.

Сосредоточенные крутящие моменты на валках запишутся как

$$M_{кр1} = m_{01}l_1; \quad M_{кр2} = m_{02}l_2. \quad (6.10)$$

Крутящие моменты на валках соотносятся как диаметры зубчатых колес, передающих вращение с вала 1 на валок 2:

$$\frac{M_{кр1}}{M_{кр2}} = \frac{D_2}{D_3}, \quad (6.11)$$

где D_2, D_3 – диаметры делительных окружностей шестерней D_2 и D_3 .

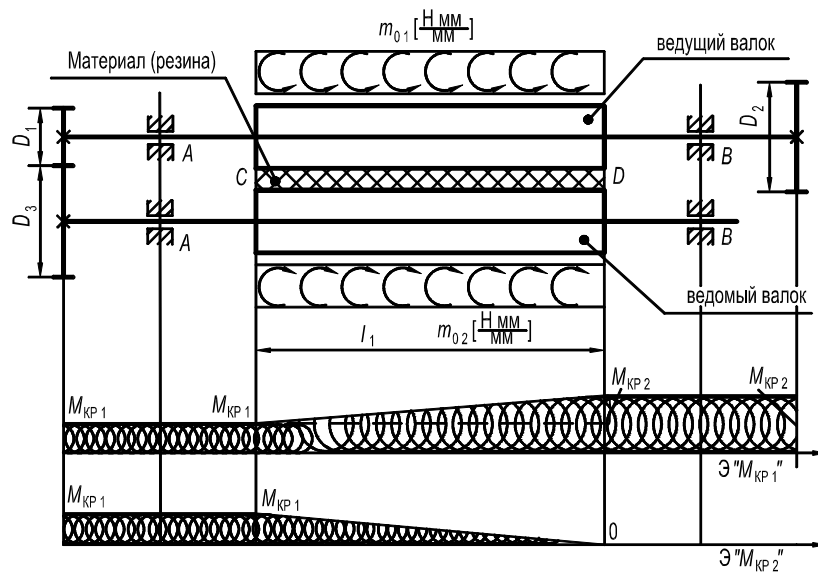


Рис. 6.6. Схема передачи крутящего момента между валками

Помимо крутящего момента валок испытывает действие распределенной весовой нагрузки q_G от массы валка и распределенного распорного усилия q_P , возникающего при переработке материала. Полагаем, что усилия q_G и q_P действуют в двух взаимно перпендикулярных плоскостях (рис. 6.5, б). На шестернях D_1 и D_2 возникают соответственно радиальные R_1, R_2 и окружные P_1, P_2 усилия, величины которых определяются по следующим формулам:

$$P_2 = \frac{2M_{кр2}}{D_2}; \quad P_1 = \frac{2M_{кр1}}{D_1}; \quad R_2 = P_2 \operatorname{tg} 20^\circ; \quad R_1 = P_1 \operatorname{tg} 20^\circ.$$

Расчетная схема валка вместе с действующими распределенными и сосредоточенными нагрузками показана на рис. 6.5, б.

Определение реакций в плоскости действия весовой нагрузки q_G (пл. yOz):

$$\Sigma M_A = 0; V_B(2l_2 + l_1) - q_G l_1 \left(\frac{l_1}{2} + l_2 \right) + R_1 l_3 - R_2(l_1 + 2l_2 + l_3) = 0;$$

$$V_B = \frac{q_G l_1 (0,5l_1 + l_2) - R_1 l_3 + R_2(l_1 + 2l_2 + l_3)}{(2l_2 + l_1)};$$

$$\Sigma M_B = 0; q_G l_1 \left(\frac{l_1}{2} + l_2 \right) - R_2 l_3 + R_1(l_1 + 2l_2 + l_3) - V_A(2l_2 + l_1) = 0;$$

$$V_A = \frac{q_G l_1 (0,5l_1 + l_2) - R_2 l_3 + R_1(l_1 + 2l_2 + l_3)}{(2l_2 + l_1)}.$$

Проверка: $\Sigma Y = 0; -R_1 - R_2 - q_G l_1 + V_A + V_B \equiv 0$.

Определение реакций в плоскости действия распорного усилия q_P (пл. xOz):

$$\Sigma M_A = 0; H_B = \frac{q_P l_1 (0,5l_1 + l_2) + P_2(l_1 + 2l_2 + l_3) - P_1 l_3}{(2l_2 + l_1)};$$

$$\Sigma M_B = 0; H_A = \frac{q_P l_1 (0,5l_1 + l_2) + P_1(l_1 + 2l_2 + l_3) - P_2 l_3}{(2l_2 + l_1)}.$$

Проверка: $\Sigma X = 0; -P_1 - P_2 - q_P l_1 + H_A + H_B \equiv 0$.

Построение эпюры изгибающих моментов от вертикальных сил (пл. yOz):

$$M_{x_A} = -R_1 l_3; M_{x_C} = -R_1(l_2 + l_3) + V_A l_2;$$

$$M_{x_3} = -R_1(l_2 + l_3 + z_3) + V_A(l_2 + z_3) - q_G \frac{z_3^2}{2};$$

при $z_{03} = \frac{-R_1 + V_A}{q_G}$ имеем

$$M_{x_{\max E}} = -R_1 \left(l_2 + l_3 + \frac{V_A - R_1}{q_G} \right) + V_A \left(l_2 + \frac{V_A - R_1}{q_G} \right) - q_G \left(\frac{V_A - R_1}{q_G} \right)^2 \cdot \frac{1}{2};$$

$$M_{x_B} = -R_2 l_3; M_{x_D} = -R_2(l_2 + l_3) + V_B l_2.$$

Эпюра M_x приведена на рис. 6.5, в.

Построение эпюры изгибающих моментов M_y от горизонтальных сил (пл. xOz):

$$M_{y_A} = -P_1 l_3; \quad M_{y_C} = -P_1(l_2 + l_3) + H_A l_2;$$

$$M_{y_3} = -P(l_2 + l_3 + z_3) + H_A(l_2 + z_3) - q_P \frac{z_3^2}{2};$$

при $z_{01} = \frac{H_A - P_1}{q_P}$ имеем

$$M_{y_{\max E}} = -P_1 \left(l_2 + l_3 + \frac{H_A - P_1}{q_P} \right) + H_A \left(l_2 + \frac{H_A - P_1}{q_P} \right) - q_P \left(\frac{H_A - P_1}{q_P} \right)^2 \cdot \frac{1}{2};$$

$$M_{y_B} = -P_2 l_3; \quad M_{y_D} = -P_2(l_2 + l_3) + H_B l_2$$

Эпюра M_y приведена на рис. 6.5, з.

Построение суммарной эпюры изгибающих моментов M_{Σ} . Эпюра строится по формуле:

$$M_{\Sigma} = \sqrt{M_x^2 + M_y^2}. \quad (6.12)$$

$$M_{\Sigma_A} = \sqrt{M_{x_A}^2 + M_{y_A}^2}; \quad M_{\Sigma_C} = \sqrt{M_{x_C}^2 + M_{y_C}^2}; \quad M_{\Sigma_B} = \sqrt{M_{x_B}^2 + M_{y_B}^2};$$

$$M_{\Sigma_{E_{\max}}} = \sqrt{M_{x_{\max E}}^2 + M_{y_{\max E}}^2}; \quad M_{\Sigma_D} = \sqrt{M_{x_D}^2 + M_{y_D}^2}.$$

Суммарная эпюра изгибающих моментов M_{Σ} показана на рис. 6.5, д.

Построение эпюры крутящих моментов $M_{кр}$:

$$M_{крB} = M_{кр}; \quad M_{крD} = M_{кр}; \quad M_{крE} = \frac{M_{кр} + M_{кр1}}{2}; \quad M_{крC} = M_{крA} = M_{кр1}.$$

Эпюра крутящих моментов приведена на рис. 6.5, е.

Расчет на прочность сечения валка. Наиболее опасным сечением валка является сечение, примерно, в средней его части, точке E . Сечение валка испытывает сложное (плоское) напряженное состояние. Условие прочности по третьей теории прочности запишется [98, 258]:

$$\sigma_3 = \frac{\sqrt{M_n^2 + M_{кр}^2}}{W_0} \leq [\sigma], \quad (6.13)$$

где $[\sigma]$ – допускаемое напряжение на изгиб при симметричном цикле изгиба для материала валка; W_0 – осевой момент сопротивления среднего сечения валка; τ – касательное напряжение в сечении валка от крутящего

момента: $\tau = \frac{M_{крE}}{2W_0}$; $M_{крE}$ – крутящий момент в среднем сечении валка.

Расчет на жесткость валка. Будем считать, что максимальный прогиб валка возникает в его среднем сечении, т.е. при $z = \frac{l_1}{2}$.

Прогиб определяем энергетическим методом [258]. Жесткость валка по участкам l_1, l_2, l_3 изменяется по ступенчатому закону:

$$f_{\max} = \sum \frac{1}{E_i J_i} (\omega_i h_i), \quad (6.14)$$

где f_{\max} – максимальный (суммарный) прогиб валка

$$f_{\max} = \sqrt{f_x^2 + f_y^2} \leq [f]; \quad (6.15)$$

ω_i – площадь эпюры изгибающих моментов на i -м участке; h_i – ордината единичной эпюры \bar{M} моментов, взятая под центром тяжести грузовой эпюры M_{ni} на i -м участке; $E_i J_i$ – жесткость валка на i -м участке; $[f] = 0,25 \cdot 10^{-3}$ м – допускаемый прогиб валка.

Для определения прогиба в среднем сечении валка прикладываем в этом сечении единичные силы $\bar{P}_y = 1$ и $\bar{P}_x = 1$ и строим от них единичные эпюры моментов \bar{M}_{yE} ; \bar{M}_{xE} (рис. 6.5, ж, з) и перемножаем каждую из них в отдельности на соответствующую грузовую эпюру моментов M_x и M_y (рис. 3.8, в, г) по способу Верещагина (6.14).

Для удобства перемножения эпюр M_x и M_y на единичные эпюры \bar{M}_{yE} ; \bar{M}_{xE} необходимо эпюры M_x и M_y расслоить на данном участке.

Приведем окончательные выражения максимальных прогибов валка соответственно в двух плоскостях:

$$\begin{aligned} f_{x\max} = & \frac{1}{EJ_1} \left\{ (H_A + H_B) \left[\frac{1}{2} l_2 l_1 \left(\frac{1}{2} l_2 + \frac{1}{8} l_1 \right) + \frac{1}{8} l_1^2 \left(\frac{1}{2} l_2 + \frac{1}{6} l_1 \right) \right] - \right. \\ & - (P_1 + P_2) \left[(l_2 + l_3) \left(\frac{1}{2} l_2 + \frac{1}{8} l_1 \right) \frac{1}{2} l_1 - \frac{1}{8} l_1^2 \left(\frac{1}{2} l_2 + \frac{1}{6} l_1 \right) \right] - \\ & - \frac{1}{24} q_P l_1^3 \left(\frac{1}{2} l_2 + \frac{3}{16} l_1 \right) \left. \right\} + \frac{1}{EJ_2} \left[(H_A + H_B) \frac{1}{6} l_2^3 - \right. \\ & \left. - (P_1 + P_2) \left(\frac{1}{4} l_2^2 l_3 + \frac{1}{6} l_2^3 \right) \right]; \quad (6.16) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
f_{y \max} = & \frac{1}{EJ_1} \left\{ (V_A + V_B) \left[\frac{1}{2} l_2 l_1 \left(\frac{1}{2} l_2 + \frac{1}{8} l_1 \right) + \frac{1}{8} l_1^2 \left(\frac{1}{2} l_2 + \frac{1}{6} l_1 \right) \right] - \right. \\
& - (R_1 + R_2) \left[(l_2 + l_3) \left(\frac{1}{2} l_2 + \frac{1}{8} l_1 \right) \frac{1}{2} l_1 - \frac{1}{8} l_1^2 \left(\frac{1}{2} l_2 + \frac{1}{6} l_1 \right) \right] - \\
& - \frac{1}{24} q_G l_1^3 \left(\frac{1}{2} l_2 + \frac{3}{16} l_1 \right) \left. \right\} + \frac{1}{EJ_2} \left[(V_A + V_B) \frac{1}{6} l_2^3 - \right. \\
& - (R_1 + R_2) \left(\frac{1}{4} l_2^2 l_3 + \frac{1}{6} l_2^3 \right) \left. \right].
\end{aligned}$$

Аналогичным образом определяются прогибы валка в сечениях С и К. Эпюры единичных моментов \overline{M}_C и \overline{M}_K приведены на рис. 6.5, и, к.

Формулы прогибов для этих сечений имеют вид:

$$\begin{aligned}
f_{x_K} = & \frac{1}{EJ_2} \left[- (P_1 + P_2) (l_2 + l_3) 0,25 l_1 l_3 + 0,5 (P_1 + P_2) 0,125 l_1^2 l_3 + \right. \\
& + 0,5 (H_A + H_B) 0,25 l_1 l_2 l_3 \left. \right] + \frac{1}{EJ_1} \left[- \frac{1}{2} (P_1 + P_2) (l_2 + l_3) 0,25 l_1 l_3 + \right. \\
& + 0,5 (P_1 + P_2) 0,125 l_1^2 l_3 + 0,5 (H_A + H_B) 0,25 l_1 l_2 l_3 + \frac{1}{2} (H_A + H_B) \times \\
& \times 0,125 l_1 l_2 l_3 - \frac{1}{48} q_P l_1^3 l_3 \left. \right] + \frac{1}{EJ_3} \left[- \frac{1}{2} (P_1 + P_2) \frac{1}{3} l_3^2 \right]; \quad (6.17)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
f_{y_K} = & \frac{1}{EJ_2} \left[- (R_1 + R_2) l_2 0,5 l_3 - \frac{1}{2} (R_1 + R_2) 0,5 l_3 l_2 + \right. \\
& + \frac{1}{2} (V_A + V_B) l_2 0,5 l_3 \left. \right] + \frac{1}{EJ_1} \left[- (R_1 + R_2) (l_2 + l_3) 0,25 l_1 l_3 + \right. \\
& + 0,5 (R_1 + R_2) 0,125 l_1^2 l_3 + 0,5 (V_A + V_B) 0,25 l_1 l_2 l_3 + \frac{1}{2} (V_A + V_B) \times \\
& \times 0,125 l_1 l_2 l_3 - \frac{1}{48} q_G l_1^3 l_3 \left. \right] + \frac{1}{EJ_3} \left[- \frac{1}{2} (R_1 + R_2) \frac{1}{3} l_3^2 \right]; \quad (6.18)
\end{aligned}$$

$$f_K = \sqrt{f_{x_K}^2 + f_{y_K}^2} \leq [f].$$

$$\begin{aligned}
f_{x_C} = & \frac{1}{EJ_1} \left[- (P_1 + P_2) (l_2 + l_3) 0,25 l_1 l_2 + \frac{1}{2} (P_1 + P_2) 0,125 l_1^2 l_2 + \right. \\
& + \frac{1}{2} (H_A + H_B) 0,25 l_1 l_2^2 + \frac{1}{2} (H_A + H_B) 0,125 l_1 l_2^2 - \frac{1}{48} q_P l_1^3 l_3 \left. \right] + \\
& + \frac{1}{EJ_2} \left[- (P_1 + P_2) l_3 0,25 l_2^2 - \frac{1}{6} (P_1 + P_2) l_2^2 l_3 + \frac{1}{6} (H_A + H_B) l_2^3 \right]; \quad (6.19)
\end{aligned}$$

$$f_{yc} = \frac{1}{EJ_1} \left[-(R_1 + R_2)(l_2 + l_3)0,25l_1l_2 + \frac{1}{2}(R_1 + R_2)0,125l_1^2l_2 + \right. \\ \left. + \frac{1}{2}(V_A + V_B)0,25l_1l_2^2 + \frac{1}{2}(V_A + V_B)0,125l_1l_2^2 - \frac{1}{48}q_Gl_1^3l_3 \right] + \\ + \frac{1}{EJ_2} \left[-(R_1 + R_2)l_30,25l_2^2 - \frac{1}{6}(P_1 + P_2)l_2^2l_3 + \frac{1}{6}(V_A + V_B)l_2^3 \right]; \quad (6.20)$$

$$f_c = \sqrt{f_{xc}^2 + f_{yc}^2} \leq [f].$$

6.3. ОПТИМАЛЬНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ СТАНИН ВАЛЬЦОВ

6.3.1. ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ СТАНИНЫ ЛАБОРАТОРНЫХ ВАЛЬЦОВ С МАКСИМАЛЬНЫМ УСИЛИЕМ 40 кН

Ранее было отмечено (п. 6.1), что задачей проводимых расчетов станин вальцов является не только определение напряжений во всей конструкции на стадии проектирования, но и создание равнопрочных конструкций, обеспечивающих минимальную металлоемкость.

Если в большинстве сечений станины напряжения одинаковы и не превышают допусковых, то задача проектирования равнопрочной конструкции решена. Если нет – то размеры конструкции станины еще раз уточняются.

Как показали проверочные расчеты станины вальцов, не все участки рамы работают по напряжениям одинаково: значительно недогружены верхняя траверса и нижнее основание. Поэтому возникает необходимость проведения окончательных расчетов по оптимизации конструктивных параметров элементов станины, чтобы удовлетворялись все проектные требования, такие как ограничения, накладываемые на напряжения, прогибы и геометрию конструкции при ее наименьшей массе.

Для решения поставленной задачи используем хорошо зарекомендовавший себя на практике математический аппарат оптимизации – метод скользящего допуска (МСД) [242].

Задача весовой оптимизации для станины вальцов (рис. 6.4) может быть сформулирована следующим образом: из условий заданных максимального распорного усилия между валками, допусковых напряжений для материала станины и прогиба валков найти такие значения толщин H_1 , H_2 , и H_3 сечений рамы, чтобы объем материала системы был минимальным, т.е.:

$$V(H^*) = \min V(H), H \in D; \quad (6.21)$$

$$D = \{H: \sigma_{i \max}(H) \leq [\sigma]_i; f_{\max}^i(H) \leq [f]_i; a_i \leq H_i \leq b_i; i = 1, 2, 3\}. \quad (6.22)$$

Здесь $V(H^*)$ – объем (масса) конструкции станины; a_i , b_i – наибольший и наименьший размеры сечений станины; $[\sigma]_r$, $[\sigma]_и$ – допусковые напряжения для материала станины при растяжении и изгибе, соответственно; $[f]_i$ – допустимый прогиб валка, равный допустимой величине разнотолщинности получаемой заготовки из резиновой смеси; $\sigma'_i(H_i)$ – эквивалентные напряжения для материала по принятой гипотезе прочности; D – допустимая область проектных решений.

В качестве искоемых проектных параметров станины вальцов принимаем: ширину сечения вертикальных стоек H_1 ; высоту сечения нижнего основания H_2 ; высоту сечения траверсы H_3 , остальные размеры сечений связаны между собой следующими соотношениями: $b_1 = 0,64H_1$; $b_2 = 1,45H_2$; $b_3 = H_3$.

При этом в расчетах приняты следующие ограничения на размеры проектных параметров:

$$0,055 \leq H_1 \leq 0,125 \text{ м}; \quad 0,055 \leq H_2 \leq 0,125 \text{ м}; \quad 0,055 \leq H_3 \leq 0,125 \text{ м}.$$

Система уравнений по ограничению прочности принималась в виде

$$\frac{\sigma_{1 \max}}{[\sigma]_и} - 1 \leq 0; \quad \frac{\sigma_{2 \max}}{[\sigma]_и} - 1 \leq 0; \quad \frac{\sigma_{3 \max}}{[\sigma]_r} - 1 \leq 0.$$

Максимальные напряжения $\sigma_{1 \max}$, $\sigma_{2 \max}$, $\sigma_{3 \max}$ соответственно в боковых стойках, в нижнем поясе и траверсе определялись по формулам

$$\sigma_{1\max} = \frac{0,5x_1h_1}{W_1}; \quad \sigma_{2\max} = \frac{(0,5P - x_1)h_1}{W_2}; \quad \sigma_{3\max} = \frac{0,485Pc}{W_3} + \frac{0,485P}{F_3}, \quad (6.23)$$

где $P = 0,4 \cdot 10^5$ Н – распорное усилие; $x_1 = 0,485 \cdot P$; $c = 0,0275$ м.

Функция минимального объема станины вальцов имеет вид:

$$V(H_1, H_2, H_3) = 2 \cdot 2 \cdot h_1 \cdot 0,64 \cdot H_1^2 + l \cdot 1,45 \cdot H_2^2 + l \cdot H_3^2.$$

Для получения проекта минимального объема используется МСД при следующих данных: размер шага вычислений $t = 0,01$ м; начальная стартовая точка $H_1^{(0)} = 0,105$ м; $H_2^{(0)} = 0,080$ м; $H_3^{(0)} = 0,080$ м; число, определяющее окончание процесса поиска оптимального решения $\varepsilon = 0,3$.

В результате решения поставленной задачи на ПЭВМ с использованием программы 6 (прил. И) получены следующие значения оптимальных проектных параметров станины вальцов:

$$H_1^* = 0,080 \text{ м}, \quad H_2^* = 0,055 \text{ м}, \quad H_3^* = 0,061 \text{ м}.$$

Минимальный объем (масса) станины составил $V_{\min} = 7,2 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$ ($M = 56,5$ кг), что более чем в 1,39 раза меньше объема станины, полученного из расчета по допускаемым напряжениям, который составил $V_{[\sigma]} = 10,3 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$ ($M = 80,8$ кг).

Масса оптимальной конструкции в 1,33 раза меньше массы существующей конструкции станины лабораторных вальцов, рассчитанной по допускаемым напряжениям в наиболее опасных сечениях.

6.3.2. ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ СТАНИНЫ ПРОМЫШЛЕННЫХ ВАЛЬЦОВ С РАСПОРНЫМ УСИЛИЕМ 1000 кН

Общий вид конструкции станины промышленных вальцов приведен на рис. 6.1. Данная конструкция разработана на заводе ОАО "Тамбовполимермаш" и представляет собой литую станину двутаврового сечения, отлитую из стали марки Сталь 45Л, боковые стойки и горизонтальная поперечина в сечении имеют симметричный двутавр, траверса также выполнена в виде двутавра с разной шириной полок. Размеры и форма сечений станины приведены на рис. 6.7, а – в.

Следует отметить, что сечение Н-образной рамы имеет одинаковые размеры и форму, т.е. $J_1 = J_2$.

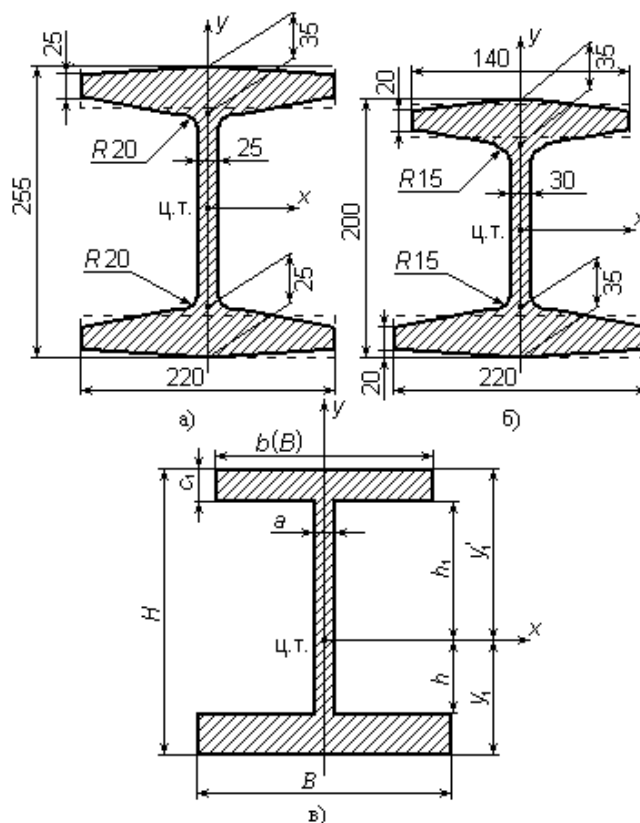


Рис. 6.7. Форма сечений рамы

Для удобства вычисления геометрических характеристик сечений рамы заменим горизонтальные верхние и нижние полки двутавра на прямоугольники. В результате получим приведенное сечение двутавра (рис. 6.7, в). Тогда, имея приведенное сечение двутавра, получим в общем виде следующие геометрические характеристики [258].

Момент инерции относительно оси X

$$J_X = \frac{1}{3}(By_1^3 - B_1h^3 + by_1^3 - b_1h_1^3). \quad (6.24)$$

Моменты сопротивления:

– для верхних волокон

$$W_X^B = \frac{J_X}{y_1'}; \quad (6.25)$$

– для нижних волокон

$$W_X^H = \frac{J_X}{y_1}. \quad (6.26)$$

Площадь сечения

$$F = bc_1 + a(h + h_1) + Bc. \quad (6.27)$$

Центр тяжести сечения

$$y_1 = \frac{1}{2} \frac{aH^2 + B_1c^2 + b_1c_1(2H - c_1)}{aH + B_1c + b_1c_1},$$

где $b_1 = b - a$; $B_1 = B - a$; $y'_1 = H - y_1$; $h = y_1 - c$; $h_1 = y'_1 - c_1$.

Подставляя в формулы (6.24) – (6.27) размеры, приведенные на рис. 6.7, а, б, получим:

– для вертикальных стенок $J_1 = 245 \cdot 10^{-6} \text{ м}^4$; $F_1 = 16 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2$; $W_1^B = 2,18 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$; $W_1^H = 1,77 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$; $H_1 = 0,25 \text{ м}$; $B_1 = 0,22 \text{ м}$;

– для горизонтальной перекладины $J_2 = J_1$; $F_2 = F_1$; $W_2^B = W_1^B$; $W_2^H = W_1^H$; $H_2 = H_1$; $B_2 = B_1$;

– для траверсы $J_3 = 33,1 \cdot 10^{-6} \text{ м}^4$; $F_3 = 14 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2$; $W_3^B = 0,276 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$; $W_3^H = 0,46 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$; $H_3 = 0,1925 \text{ м}$; $B_3 = 0,22 \text{ м}$; $b_3 = 0,140 \text{ м}$.

Исходные данные для расчета станины валцов (промышленный вариант): $h_1 = 0,435l$; $h_2 = 0,333l$; $l = 1,520 \text{ м}$; $J_2 = J_1 = 245 \cdot 10^{-6} \text{ м}^4$; $J_3 = 33,1 \cdot 10^{-6} \text{ м}^4$; $P = 1000 \text{ кН}$; материал – Сталь 45Л; $[\sigma]_{\text{н}} = 150 \text{ МПа}$; $E = 2 \cdot 10^5 \text{ МПа}$ [259].

Согласно рис. 6.7, а данная рама станины валцов трижды статически неопределима. Учитывая формулы (6.5) – (6.7) и полагая $k = 0$, для нашего случая получим следующие значения неизвестных усилий: $x_1 = -0,004Pl$; $x_2 = -0,885P$; $x_3 = 0,362P$.

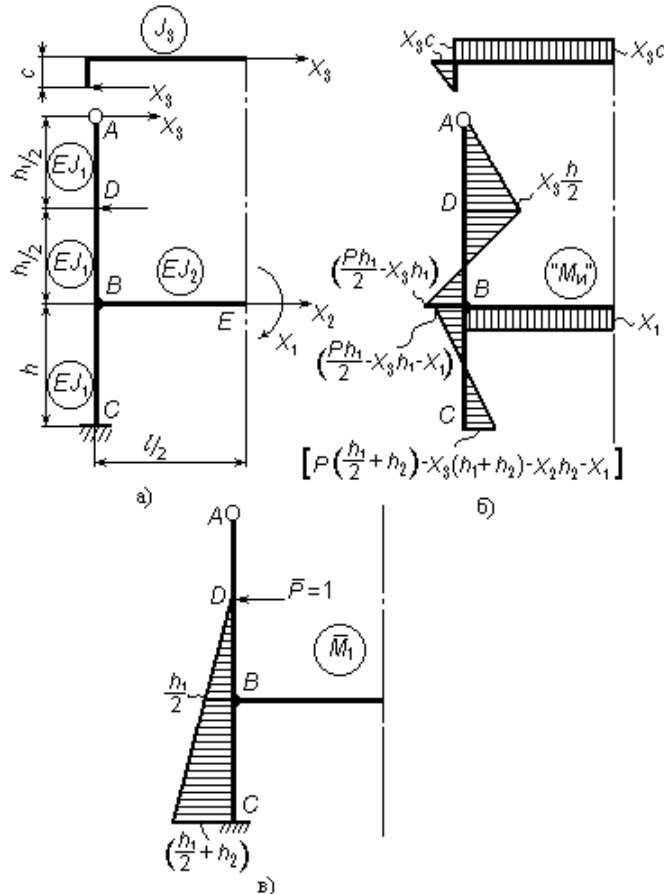


Рис. 6.8. Эпюра моментов для рамы

Окончательная эпюра изгибающих моментов для рамы приведена на рис. 6.8, б (ввиду симметрии рамы показана ее половина).

Напряжения в опасных участках рамы определяются по формуле (6.8):

а) траверса

$$\sigma_{3\max} = \sigma_{\text{тр}} = \frac{x_3 c}{W_3^B} + \frac{x_3}{F_3} \leq [\sigma],$$

где $c = 0,0875 \text{ м}$; $W_3^B = 0,276 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$; $F_3 = 14 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2$; $x_3 = 0,362P$; $P = 10^6 \text{ Н}$;

$$\sigma_{\text{тр}} = 115 + 25,8 = 143,8 \text{ МПа} < [\sigma]_{\text{н}} = 150 \text{ МПа}.$$

б) H-образная стойка.

Сечение D:

$$\sigma_{1\max} = \sigma_D = \frac{M_n^D}{W_1^H} = \frac{x_3 \frac{h_1}{2}}{W_1^H} = \frac{120 \cdot 10^6}{1,77 \cdot 10^6} = 68 \text{ МПа} < [\sigma]_{\text{н}}. \quad (6.28)$$

Сечение E:

$$\sigma_{2\max} = \sigma_E = \frac{M_n^E}{W_2} + \frac{x_2}{F_2} = \frac{x_1}{W_2} + \frac{x_2}{F_2} = 3,9 + 55 = 58,9 \text{ МПа} < [\sigma]_{\text{н}}. \quad (6.29)$$

Сечение B:

$$\sigma_{4\max} = \sigma_B = \frac{M_n^B}{W_1^H} = \frac{0,056Pl}{W_1^H} = 48 \text{ МПа} < [\sigma]_{\text{н}}. \quad (6.30)$$

Абсолютный прогиб рамы в точке приложения силы P определяется путем перемножения единичной эпюры моментов (рис. 6.8, в) на эпюру моментов от заданных сил (рис. 6.8, б):

$$\begin{aligned} f_D = \frac{1}{EI_1} & \left[-x_3 \frac{h_1^3}{16} - x_3 \frac{h_1^3}{24} + \frac{Ph_1^3}{24} - x_3 h_1 h_2 (2h_2 + h_1) \frac{1}{4} - \right. \\ & - \frac{1}{2} x_3 h_2^2 \left(\frac{h_1}{2} + \frac{2}{h_2} \right) + Ph_1 h_2 \left(h_2 + \frac{h_1}{2} \right) \frac{1}{4} + \frac{1}{2} Ph_2^2 \left(\frac{h_1}{2} + \frac{2}{h_2} \right) - \\ & \left. - \frac{1}{2} x_2 h_2^2 \left(\frac{h_1}{2} + \frac{2}{h_2} \right) - \frac{1}{2} x_1 h_2 \left(h_2 + \frac{h_1}{2} \right) - \frac{1}{2} x_1 h_2 \left(h_2 + \frac{h_1}{2} \right) \right] + \\ & + \frac{x_3 l / 2}{EF_3} + \frac{x_2 l / 2}{EF_2} \leq [f], \end{aligned} \quad (6.31)$$

где $[f]$ – допускаемый прогиб для рамы, $[f] = 0,001$ м.

Так как $f_D = 0,000384$ м $< [f] = 0,001$ м, то жесткость станины вальцов обеспечена.

Результаты расчетов по допускаемым напряжениям показали, что не все участки станины вальцов испытывают напряжения, равные допускаемым. Это говорит о том, что метод расчета конструкций по допускаемым напряжениям не дает возможности получить равнопрочную конструкцию, что приводит в целом к значительному расходу металла, а следовательно, к утяжелению массы станины.

Для получения конструкции станины вальцов минимальной массы с равнопрочными элементами проведем оптимизацию конструктивных параметров станины. В качестве искоемых параметров станины принимаем: высоту сечения траверсы H_3 , высоту сечения ригеля (горизонтальная перекладина) H_2 и ширину сечения стойки H_1 (рис. 6.9). Все остальные параметры двутаврового профиля являются функциями параметров H_i ($i = 1, 2, 3$) (рис. 6.9, а – в).

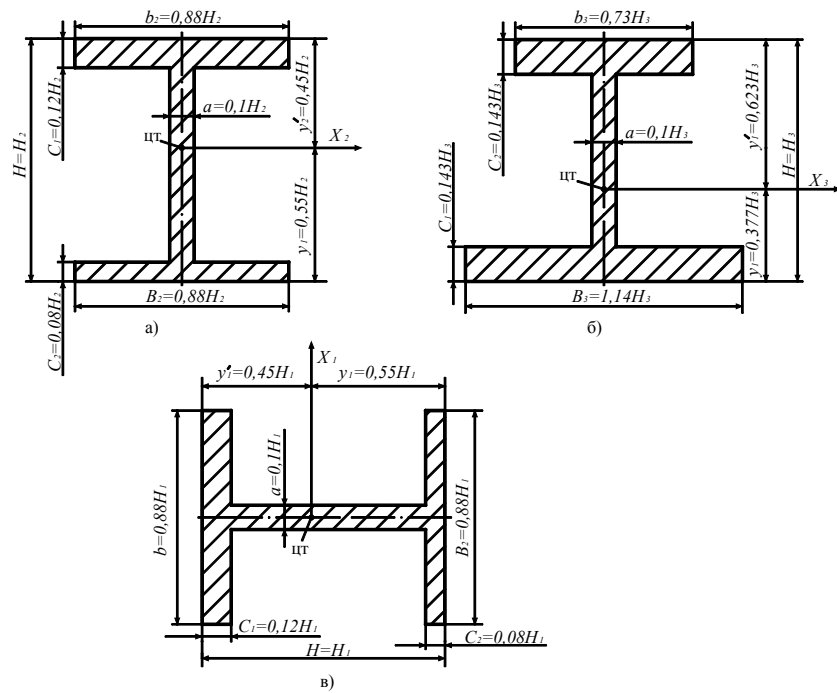


Рис. 6.9. Форма сечений рамы

При этом в расчетах приняты следующие ограничения на размеры проектных параметров:

$$0,1 \leq x_1 \leq 0,2 \text{ м}; \quad 0,1 \leq x_2 \leq 0,2 \text{ м}; \quad 0,1 \leq x_3 \leq 0,2 \text{ м}.$$

Система уравнений для ограничения прочности имеет вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\sigma_{1\max}}{[\sigma]} - 1 \leq 0; \\ \frac{\sigma_{2\max}}{[\sigma]} - 1 \leq 0; \\ \frac{\sigma_{3\max}}{[\sigma]} - 1 \leq 0; \\ \frac{\sigma_{4\max}}{[\sigma]} - 1 \leq 0, \end{array} \right.$$

где $\sigma_{1\max}$, $\sigma_{2\max}$, $\sigma_{3\max}$, $\sigma_{4\max}$ – максимальные напряжения соответственно в стойках, нижнем поясе рамы и траверсе, определенные из уравнений (6.28 – 6.30):

$$\sigma_{1\max} = \sigma_D = \frac{0,0785Pl}{0,112H_1^3}; \quad \sigma_{2\max} = \sigma_E = \frac{0,004Pl}{0,112H_2^3} + \frac{0,885P}{0,2665H_2^2};$$

$$\sigma_{3\max} = \sigma_{\text{тр}} = \frac{0,362Pc}{0,0386H_3^3} + \frac{0,362P}{0,378H_3^2}; \quad \sigma_{4\max} = \sigma_B = \frac{0,056Pl}{W_1^H}.$$

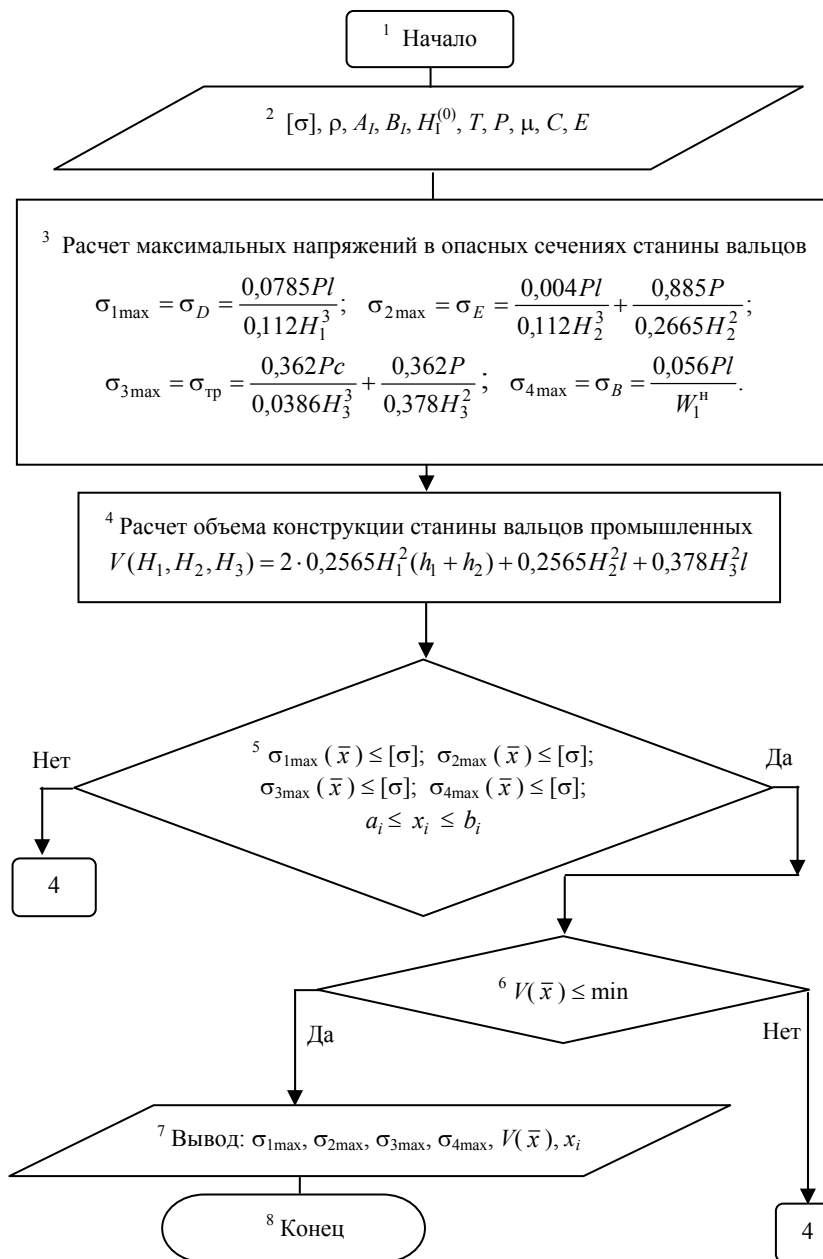


Рис. 6.10. Блок-схема алгоритма минимизации массы станины вальцов промышленных

Функция минимального объема станины вальцов запишется:

$$V(H_1, H_2, H_3) = 2 \cdot 0,2565H_1^2(h_1 + h_2) + 0,2565H_2^2l + 0,378H_3^2l .$$

Как и при расчете лабораторных вальцов, для получения проекта минимального объема использовался метод МСД при следующих данных: шаг $t = 0,005$ м; начальная стартовая точка $H_1^{(0)} = H_2^{(0)} = H_3^{(0)} = 0,08$ м; степень точности поиска $\varepsilon = 10^{-3}$.

Результаты расчета по МСД (прил. Е, программа 6), алгоритм которой представлен на рис. 6.10, позволили определить оптимальные значения проектных параметров для сечений станины вальцов: $H_1^* = 0,192$ м; $H_2^* = 0,158$ м; $H_3^* = 0,188$ м. Минимальный объем станины составил $V_{\min}^* = 5,2 \cdot 10^{-2}$ м³. Объем станины при расчете по допускаемым напряжениям $V_{[\sigma]} = 7,1 \cdot 10^{-2}$ м³.

Масса по оптимальному варианту в 1,36 раза меньше массы существующего промышленного варианта, рассчитанного по допускаемым напряжениям.

6.4. ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ ВАЛКА ВАЛЬЦОВ

6.4.1. ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ ВАЛКА ЛАБОРАТОРНЫХ ВАЛЬЦОВ СМ 160/160 320

Задача весовой оптимизации для валка вальцов (рис. 6.11) может быть сформулирована следующим образом: из условий заданных максимального распорного усилия между валками, допускаемых напряжений для материала валка и его прогиба найти такие значения внутренних диаметров d_{01} , d_{02} , и d_{03} валка, чтобы объем (масса) конструкции был минимальным, т.е.:

$$V(d^*) = \min V(d), d \in D; \quad (6.32)$$

$$D = \{d: \sigma_{i \max}(d) \leq [\sigma]_i; f_{\max}^i(d) \leq [f]_i; a_i \leq d_i \leq b_i; i = 1, 2, 3\}. \quad (6.33)$$

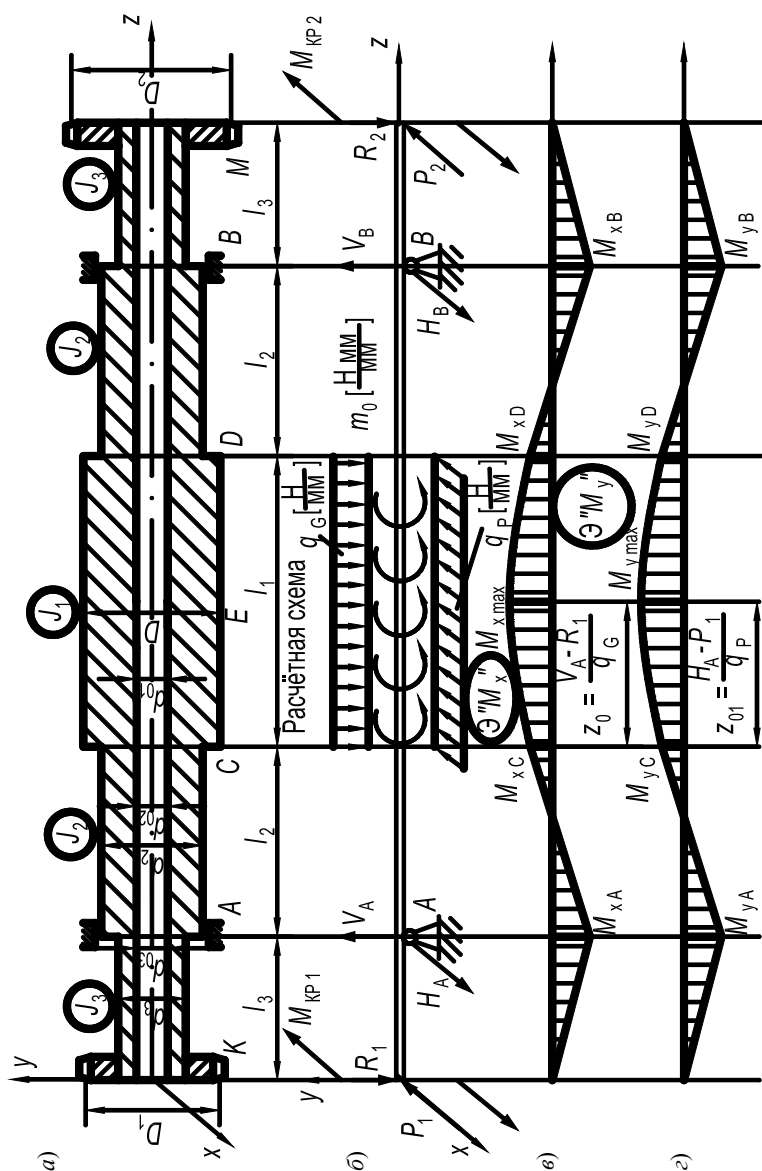


Рис. 6.11. Валок и его расчетные схемы

Здесь $V(d^*)$ – объем (масса) конструкции валка; a_i, b_i – наибольший и наименьший размеры сечений станины; $[\sigma]$ – допускаемое напряжение на изгиб при симметричном цикле для материала валка; $[f]_i$ – допускаемый прогиб валка, равный допускаемой величине разнотолщинности получаемой заготовки из резиновой смеси; $\sigma_i^i(d_i)$ – эквивалентные напряжения для материала по принятой гипотезе прочности; D – допускаемая область проектных решений.

Исходные данные: $D = 0,16$ м; $d_2 = 0,095$ м; $d_3 = 0,080$ м; $D_1 = 0,15$ м; $D_2 = 0,5$ м; $D_3 = 0,13$ м; $l_1 = 0,32$ м; $l_2 =$

0,11 м; $l_3 = 0,115$ м; материал валка сталь 40Х; $E = 2 \cdot 10^5$ МПа; $\mu = 0,3$; $[y] = 0,25$ мм; $[\sigma] = 120$ МПа [294]; $N = 5$ кВт; $n = 5$ об/мин; максимальное распорное усилие на валок $P = 80$ кН = $8 \cdot 10^4$ Н, что соответствует распределенному усилию по длине рабочей части валка $q_p = 250$ кН/м (рис. 6.5).

При этом в расчетах приняты следующие ограничения на размеры проектных параметров:

$$0,04 \leq d_{01} \leq 0,14 \text{ м}; \quad 0,04 \leq d_{02} \leq 0,075 \text{ м}; \quad 0,04 \leq d_{03} \leq 0,06 \text{ м}.$$

Система уравнений по ограничению прочности принималась в виде

$$\frac{\sigma_{1\max}}{[\sigma]} - 1 \leq 0; \quad \frac{\sigma_{2\max}}{[\sigma]} - 1 \leq 0; \quad \frac{\sigma_{3\max}}{[\sigma]} - 1 \leq 0.$$

Максимальные эквивалентные напряжения

$$\sigma_{1\max} = \sigma_3^E, \quad \sigma_{2\max} = \sigma_3^C, \quad \sigma_{3\max} = \sigma_3^A$$

соответственно в бочке, цапфе и присоединительной части валка определялись по формулам (6.13).

Функция минимального объема конструкции валка вальцов имеет вид:

$$V(d_{01}, d_{02}, d_{03}) = \rho_c \pi / 4 ((D^2 - d_{01}^2)l_1 + 2(d_2^2 - d_{02}^2)l_2 + 2(d_3^2 - d_{03}^2)l_3).$$

Для получения проекта минимального объема используется МСД при следующих данных: шаг вычислений $t = 0,001$ м; начальная стартовая точка $d_{01}^{(0)} = 0,04$ м; $d_{02}^{(0)} = 0,04$ м; $d_{03}^{(0)} = 0,04$ м; число, определяющее окончание процесса поиска оптимального решения $\varepsilon = 0,001$.

В результате решения поставленной задачи на ЭВМ с использованием программы 7 (прил. Ж), алгоритм которой представлен на рис. 6.12, получены следующие значения оптимальных проектных параметров валка вальцов:

$$d_{01}^* = 0,120 \text{ м}; \quad d_{02}^* = 0,07 \text{ м}; \quad d_{03}^* = 0,05 \text{ м}.$$

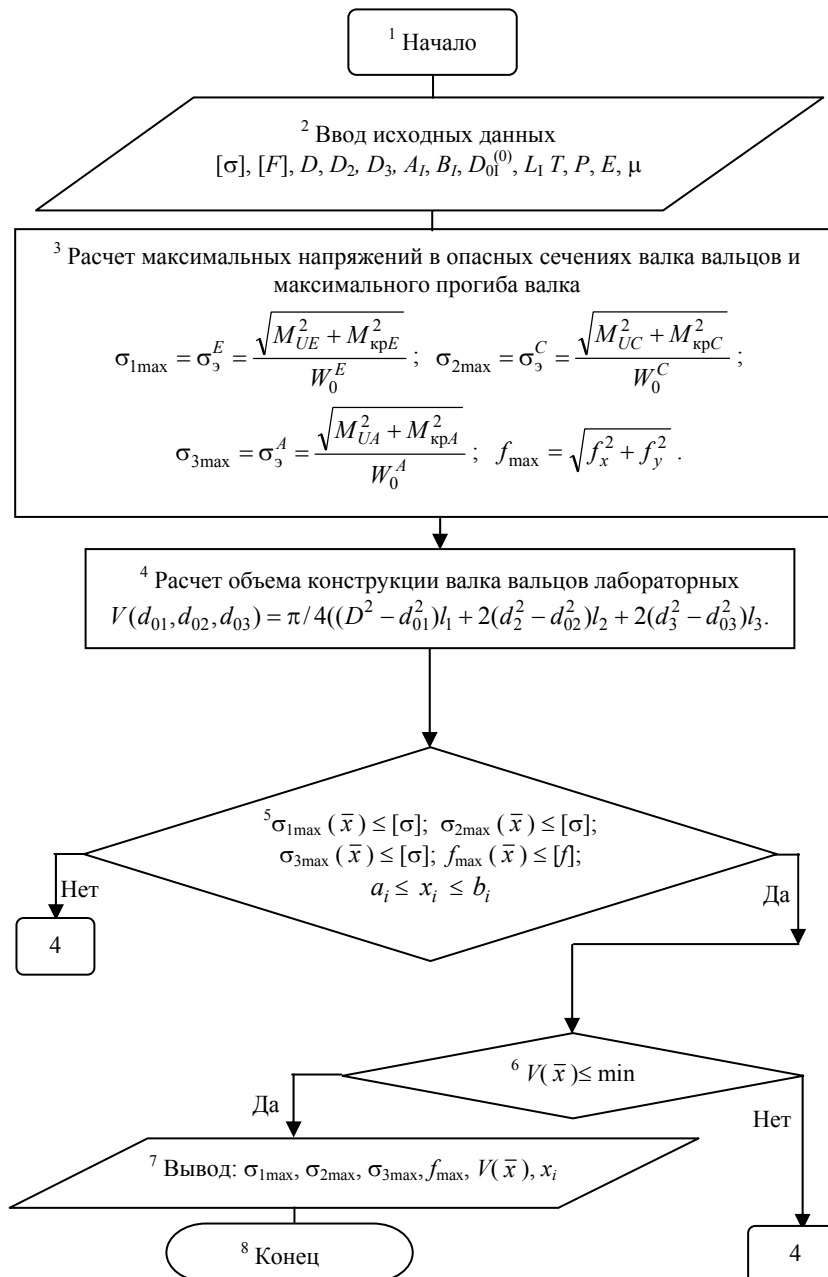


Рис. 6.12. Блок-схема алгоритма минимизации массы валка вальцов

Минимальный объем (масса) валка $V_{\min} = 4,2 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$ ($M = 32,2 \text{ кг}$), что примерно в 1,3 раза меньше объема конструкции существующего валка, полученного из расчета по допускаемым напряжениям, который составил $V_{[\sigma]} = 5,4 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$ ($M = 55,7 \text{ кг}$).

6.4.2. ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ ВАЛКА ПРОМЫШЛЕННЫХ ВАЛЬЦОВ СМ 320/320 550

Исходные данные: $D = 0,32 \text{ м}$; $d_2 = 0,21 \text{ м}$; $d_3 = 0,18 \text{ м}$; $D_1 = 0,25 \text{ м}$; $D_2 = 0,7 \text{ м}$; $D_3 = 0,23 \text{ м}$; $l_1 = 0,55 \text{ м}$; $l_2 = 0,21 \text{ м}$; $l_3 = 0,22 \text{ м}$; материал валка сталь 40X; $E = 2 \cdot 10^5 \text{ МПа}$; $\mu = 0,3$; $[y] = 0,5 \text{ мм}$; $[\sigma] = 120 \text{ МПа}$ [294]; $N = 15 \text{ кВт}$; $n = 20 \text{ об/мин}$; максимальное распорное усилие на валок $P = 1000 \text{ кН} = 10 \cdot 10^5 \text{ Н}$, что соответствует распределенному усилию по длине рабочей части валка $q_p = 1800 \text{ кН/м}$ (рис. 6.4).

При этом в расчетах приняты следующие ограничения на размеры проектных параметров:

$$0,06 \leq d_{01} \leq 0,25 \text{ м}; \quad 0,06 \leq d_{02} \leq 0,17 \text{ м}; \quad 0,06 \leq d_{03} \leq 0,15 \text{ м}.$$

Система уравнений по ограничению прочности принималась в виде

$$\frac{\sigma_{1\max}}{[\sigma]} - 1 \leq 0; \quad \frac{\sigma_{2\max}}{[\sigma]} - 1 \leq 0; \quad \frac{\sigma_{3\max}}{[\sigma]} - 1 \leq 0.$$

Максимальные эквивалентные напряжения

$$\sigma_{1\max} = \sigma_9^E, \quad \sigma_{2\max} = \sigma_9^C, \quad \sigma_{3\max} = \sigma_9^A$$

соответственно в бочке, цапфе и присоединительной части валка определялись по формулам (6.13).

Функция минимального объема конструкции валка вальцов имеет вид:

$$V(d_{01}, d_{02}, d_{03}) = \pi/4((D^2 - d_{01}^2)l_1 + 2(d_2^2 - d_{02}^2)l_2 + 2(d_3^2 - d_{03}^2)l_3).$$

Для получения проекта минимального объема используется МСД при следующих данных: шага вычислений $t = 0,001$ м; начальная стартовая точка $d_{01}^{(0)} = 0,06$ м; $d_{02}^{(0)} = 0,06$ м; $d_{03}^{(0)} = 0,06$ м; число, определяющее окончание процесса поиска оптимального решения $\varepsilon = 0,001$.

В результате решения поставленной задачи на ПЭВМ с использованием программы 7 (прил. Ж) получены следующие значения оптимальных проектных параметров валка вальцов:

$$d_{01}^* = 0,175 \text{ м}; \quad d_{02}^* = 0,114 \text{ м}; \quad d_{03}^* = 0,101 \text{ м}.$$

Минимальный объем (масса) валка $V_{\min} = 48,2 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$ ($M = 378,4$ кг), что примерно в 1,33 раза меньше объема конструкции существующего валка, полученного из расчета по допускаемым напряжениям, который составил $V_{[\sigma]} = 65,1 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$ ($M = 511,1$ кг).

Выводы

Расчеты показали, что верхняя траверса и основание станины по напряжениям значительно недогружены, хотя в стойках напряжения в пределах допускаемых. Максимальный прогиб на порядок меньше допускаемого. Это говорит о том, что геометрические размеры станины вальцов определяются не жесткостью, а прочностью.

Поставлена и решена задача оптимизации конструкции станин вальцов и получено снижение их массы не менее чем на 35 %.

Поставлена и решена задача оптимизации конструкции валков вальцов и получено снижение их массы не менее чем на 30 %.

7. МЕТОДИКА ИНЖЕНЕРНОГО РАСЧЕТА СОВМЕЩЕННОГО ПРОЦЕССА И ОБОРУДОВАНИЯ ВАЛЬЦЕВАНИЯ И ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ

Методика инженерного расчета совмещенного процесса и оборудования вальцевания и экструзии резиновых смесей заданной производительности состоит в последовательном расчете и проектировании вальцов, экструзионной головки и червячной машины с учетом минимизации полезной мощности при заданных значениях интегральных критериев качества (величин суммарного сдвига и степени подвулканизации) в соответствующих каналах перерабатывающего оборудования, определенных на специальных экспериментальных установках ЭУ1 и ЭУ2.

7.1. МЕТОДИКА ИНЖЕНЕРНОГО РАСЧЕТА ПРОЦЕССА И ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ НЕПРЕРЫВНОГО ВАЛЬЦЕВАНИЯ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ

В качестве исходных параметров, необходимых для расчета, принимаются:

- реологические константы перерабатываемого материала K и n_r ;
- время пребывания перерабатываемого материала на вальцах t ;
- удельная мощность, реализуемая в процессе механической обработки материала на вальцах P ;
- величина суммарного сдвига γ_v , соответствующая наилучшим показателям качества пластика резиновой смеси.

При расчете основных параметров непрерывного процесса вальцевания могут встретиться два типа задач:
 1) при заданных геометрических размерах валков вальцов, скоростях вращения и фрикции необходимо определить производительность;
 2) при заданной производительности необходимо определить основные геометрические размеры валков (диаметр и длину).

7.1.1. РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА И ВАЛКОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРИ ЕГО МОДЕРНИЗАЦИИ

Для этого дополнительно должны быть заданы: скорость вращения переднего валка, величина фрикции и геометрические размеры валков (радиус и длина рабочей части).

Расчет ведем в следующей последовательности.

- 1) Находим оптимальную высоту "запаса" материала на валках $X_{\text{нн}}$ по методике, изложенной в разделе 3.2.
- 2) Оптимальную величину минимального зазора между валками h_0 находим по методике, изложенной в [245].

По формулам (2.9), (2.10) с помощью программы 5 (прил. Д) для различных значений R/h_{02} вычисляем величину максимального значения функции F_0^{max} .

По полученным значениям функции F_0^{max} строим график зависимости F_0^{max} от величины минимального зазора между валками h_0 (рис. 7.1, кривая 1).

Далее по уравнению (2.10) для заданного по условию значения величины удельной мощности P находим величину функции F_0^P ($X_{\text{к}}, n_r, R/h_{02}$) для различных значений величины зазора и строим график зависимости ее от h_0 (рис. 7.1, кривая 2). Точка пересечения графиков функций F_0^{max} и F_0^P (точка M) определяет оптимальную величину минимального зазора между валками h_0 для заданного значения удельной мощности.

- 3) Определяем производительность вальцов при непрерывном режиме работы Q по методике, изложенной в [245, 248].

Значение величины безразмерного комплекса Q^*Z определяется из выражения [245]:

$$Q^*Z = \frac{2Qz}{U_1 h_{02}^2 R}. \quad (7.1)$$

В то же время производительность вальцов непрерывного действия можно выразить как отношение объема материала на валках V к

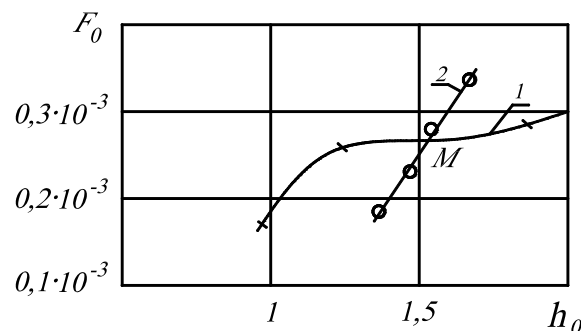


Рис. 7.1. Зависимость функции F_0 от величины минимального зазора между валками h_0 :

1 — F_0^{max} ; 2 — F_0^P

продолжительности вальцевания t . Тогда значение комплекса Q^*Z определится как [245]:

$$Q^*Z = \frac{2V_{\text{в}}}{U_1 h_{02}^2 R t}. \quad (7.2)$$

Величина объема материала на валках определяется по уравнению [237, 248]:

$$V = \frac{R h_{02}^3 U_1 \sqrt{2 R h_{02}}}{Q} \varphi_1 \left(X_{\text{к}}, \frac{R}{h_{02}} \right), \quad (7.3)$$

где

$$\varphi_1 = \int_{X_{k0}}^{X_{kk}} \left\{ \frac{8,88}{\sqrt{\frac{R}{h_{02}}}} (1 - X_k^2) \left[\frac{R}{h_{02}} + (1 + X_k^2) \right] - (1 + X_k^2)(X_k + X_H) + \right. \\ \left. + \left[X_H + X_k + \frac{1}{3}(X_H^4 + X_k^4) \right] \right\} \times \left[\frac{6X_k^4 + 10X_k^2}{(1 + X_k^2)^2} (X_k + X_k^3 + 0,6X_k^5 + \right. \\ \left. + 0,143X_k^7 - X_H - X_H^3 - 0,6X_H^5 - 0,144X_H^7) + \right. \\ \left. + 6X_k \arctg X_H (X_H + X_H^3 + 0,6X_H^5 + 0,143X_H^7) - \right. \\ \left. - 6X_k \arctg X_k (X_H + X_H^3 + 0,6X_H^5 + 0,143X_H^7) - \right. \\ \left. - X_k^3 (3,4 + 3,34X_k^2 + 0,86X_k^4) + X_k X_H^2 (3,4 + 3,34X_H^2 + 0,86X_H^4) + \right. \\ \left. + 1,4X_k \ln(1 + X_k^2) - 1,4X_H \ln(1 + X_H^2) \right] dx. \quad (7.4)$$

Совместное решение уравнений (7.1) и (7.2) позволяет определить производительность вальцов при непрерывном режиме их работы по формуле [245]:

$$Q = \sqrt{\frac{Rh_{02}^3 U_1 (2Rh_{02})^{\frac{1}{2}}}{t}} \varphi_1. \quad (7.5)$$

Вследствие некоторой сложности вычисления функции φ_1 расчет производительности представляет определенные трудности. Как показано в работе [245], величину объема материала на валках вальцов, работающих по непрерывному режиму, можно вычислить по уравнению:

$$V = 2h_{02} \sqrt{2Rh_{02}} v \times \left\{ \frac{8,88}{\sqrt{\frac{R}{h_{02}}}} (1 + X_k^2) - (1 + X_k^2)(X_k + X_H) + \left[X_H + X_k + \frac{1}{3}(X_H^3 + X_k^3) \right] \right\}, \quad (7.6)$$

где v – скорость течения материала, м/с.

Тогда производительность вальцов непрерывного действия может быть определена из выражения [245 – 248]:

$$Q = \frac{2h_{02} \sqrt{2Rh_{02}} v k(R/h_{02}, X_k, X_H)}{t}, \quad (7.7)$$

где

$$k = \frac{8,88}{\sqrt{\frac{R}{h_{02}}}} (1 + X_k^2) \left[\frac{R}{h_{02}} + (1 + X_k^2)(X_k + X_H) + \left[X_H + X_k + \frac{1}{3}(X_H^3 + X_k^3) \right] \right]. \quad (7.8)$$

4) Определяем суммарную величину сдвига по формулам (2.40 – 2.43). Если полученная суммарная величина сдвига отличается от суммарной величины сдвига, обеспечивающей наилучшие показатели перерабатываемого материала по качеству, то вносим корректировку, изменяя h_0 , частоту вращения переднего

валка u , величину фрикции f , время вальцевания t с целью изменения суммарной величины сдвига, приближаясь к наилучшим показателям по качеству для конкретного вальцуемого полимера.

5) Находим силовые и энергетические параметры непрерывного процесса вальцевания (распорное усилие F_n и технологическую мощность N_n , а также мощность привода вальцов N_d) по методике, изложенной в [245 – 248].

Величина распорного усилия F_n определяется по формуле:

$$F_n = \frac{\mu U_1 R^2 h_{02}^2 (1+f) \left(\frac{U}{h_{02}}\right)^n \left(\frac{1+2n}{n}\right)^n}{2Q} f_1(X_k, n), \quad (7.9)$$

где

$$f_1(X_k, n) = \int_{X_{k0}}^0 \int_{X_k}^{X_H} \int_{X_k}^X \frac{(\pm X^2 \pm X_k^2)^n}{(1+X^2)^{2n+1}} \times \\ \times \left[\frac{6X_k^4 + 10X_k^2}{(1+X_k^2)^2} (X_k + X_k^3 + 0,6X_k^5 + 0,143X_k^7 - X_H + X_H^3 - \right. \\ \left. - 0,6X_H^5 + 0,143X_H^7) + 6X_k \operatorname{arctg} X_H (X_H + X_H^3 + 0,6X_H^5 + 0,143X_H^7) - \right. \\ \left. - X_k^3 (3,4 + 3,34X_k^2 + 0,86X_k^4) + X_k X_H^2 (3,4 + 3,34X_H^2 + 0,86X_H^4) + \right. \\ \left. + 1,4X_k \ln(1+X_k^2) - 1,4X_H \ln(1+X_H^2) \right] dXdX_k. \quad (7.10)$$

Значение полезной мощности N_n , необходимой для преодоления сил вязкого сопротивления перерабатываемого материала, определяется по формуле:

$$N_n = \frac{\mu U_1^2 R h_{02}^2 \sqrt{2Rh_{02}} \left(\frac{U_1}{h_{02}}\right)^n \left(\frac{1+2n}{n}\right)^n \left(\frac{f+1}{2}\right)}{Q} f_2(X_k, n), \quad (7.11)$$

где

$$f_2(X_k, n) = \int_{X_{k0}}^0 \int_{X_k}^{X_H} \frac{(\pm X^2 \mp X_k^2)}{(1+X^2)^{2n}} \left[\frac{6X_k^4 + 10X_k^2}{(1+X_k^2)^2} \times \right. \\ \times (X_k + X_k^3 + 0,6X_k^5 + 0,143X_k^7 - X_H - X_H^3 - 0,6X_H^5 - 0,143X_H^7) + \\ \left. + 6X_k \operatorname{arctg} X_H (X_H + X_H^3 + 0,6X_H^5 + 0,143X_H^7) - \right. \\ \left. - 6X_k \operatorname{arctg} X_k (X_H + X_H^3 + 0,6X_H^5 + 0,143X_H^7) - \right. \\ \left. - X_k^3 (3,4 + 3,34X_k^2 + 0,86X_k^4) + X_k X_H^2 (3,4 + 3,34X_H^2 + 0,86X_H^4) + \right. \\ \left. + 1,4X_k \ln(1+X_k^2) - 1,4X_H \ln(1+X_H^2) \right] dXdX_k. \quad (7.12)$$

Мощность привода вальцов N_d определяется по формуле:

$$N_d = \frac{N_n}{\eta_{пр}}, \text{ кВт}, \quad (7.13)$$

где $\eta_{пр}$ – КПД привода машины.

6) Определяем конструктивные параметры основных деталей и узлов машины (валков, станины) при условии их минимальной массы по методике, изложенной в гл. 6 [248, 253].

7) Проводим прочностные расчеты деталей механизма регулировки зазора и др. по методике, изложенной в [248, 251, 256].

8) Проводим тепловой расчет процесса непрерывного вальцевания с учетом теплофизических свойств

перерабатываемых полимерных материалов [251, 253].

7.1.2. ПРОЕКТНЫЙ РАСЧЕТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА И ВАЛКОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Первоначально определяем объем единовременной загрузки материала на вальцы q_1 по методике, изложенной в [251, 252].

Объем единовременной загрузки материала на вальцы q_1 определяем по формуле:

$$q_1 = \frac{G_n t}{60 \rho \alpha}, \text{ м}^3, \quad (7.14)$$

где G_n – заданная производительность, кг/ч; ρ – плотность смеси, кг/м³; t – время вальцевания, мин; $\alpha = (0,8 \dots 0,9)$ – коэффициент использования машинного времени.

Далее определяем длину L и диаметр валка D с учетом соотношения $L \sim 3D$ по формуле $q_1 = (0,0065 \dots 0,0085) DL$, дм³ [250]. Полученные значения L и D уточняем по ГОСТ 14333–73.

После этого находим оптимальную высоту "запаса" материала на валках $X_{\text{нн}}$; оптимальную величину минимального зазора между валками h_0 ; производительность вальцов при непрерывном режиме работы Q ; суммарную величину сдвига с последующим сравнением с заданным ее значением; силовые и энергетические параметры непрерывного процесса вальцевания; определяем конструктивные параметры основных деталей и узлов машины (валков, станины) при условии их минимальной массы; проводим прочностные расчеты деталей механизма регулировки зазора и др.; проводим тепловой расчет процесса непрерывного вальцевания по методике как для первого варианта расчета основных параметров процесса и оборудования вальцевания полимерных материалов.

Составляем техническую характеристику модернизированной валковой машины. Алгоритм расчета приведен на рис. 7.2.

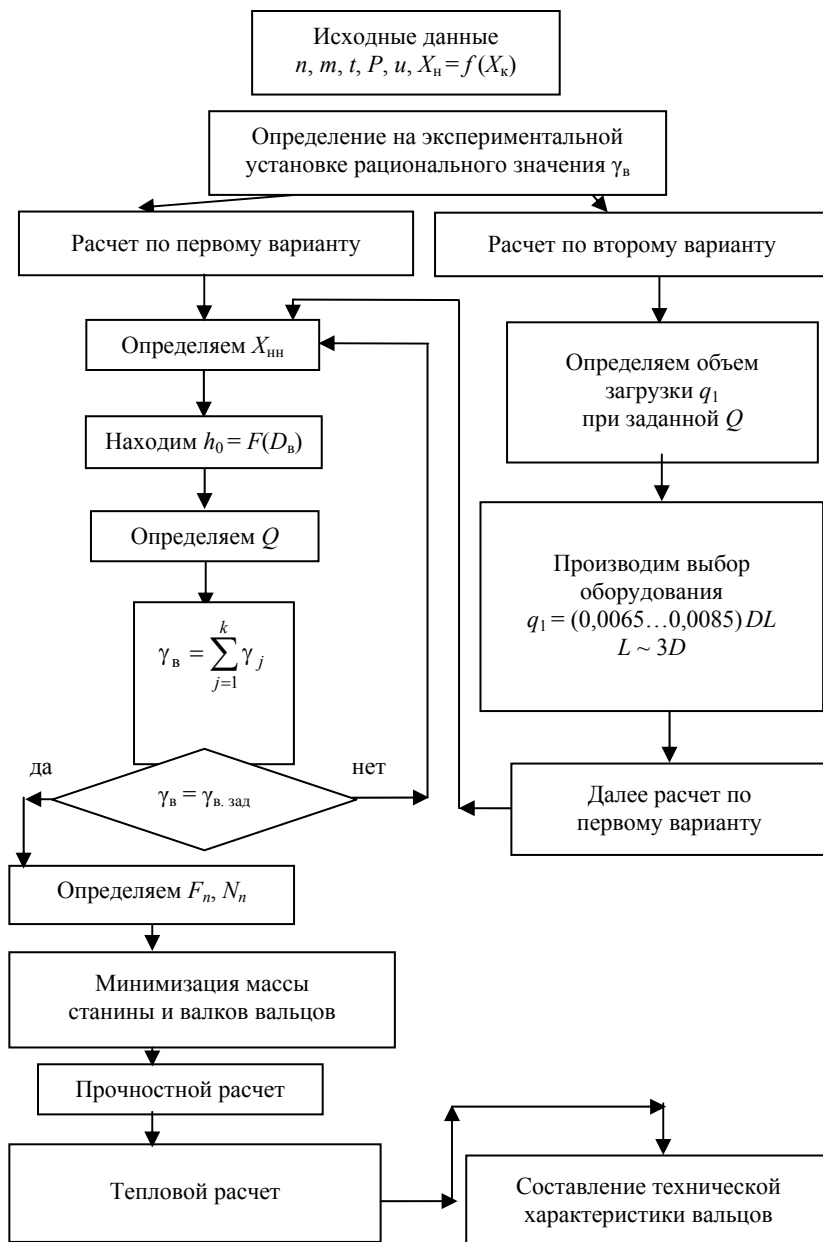


Рис. 7.2. Алгоритм расчета и проектирования вальцов непрерывного действия

7.2. МЕТОДИКА ИНЖЕНЕРНОГО РАСЧЕТА ПРОЦЕССА И ОБОРУДОВАНИЯ ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ

На основании анализа результатов исследований (главы 2 – 4) 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_r – реологические константы перерабатываемого материала при температуре входа $T_{см. вх}$; $\tau [T(t)]$ – кривая подвулканизации; Q – производительность червячной машины; ΔP , ΔT – перепад давления и температуры по длине червяка, соответственно; $x_{i*} \leq x_i \leq x_i^*$ – границы изменения варьируемых параметров; $[\sigma]$, $[y]$ – допускаемое напряжение для материала червяка (допускаемый прогиб, коэффициент запаса по устойчивости) и материального цилиндра; $JB_{зад}$ – заданное значение критерия подвулканизации JB , соответствующее наилучшим показателям качества профильных резинотехнических заготовок (РТЗ); $\gamma_{ш. зад}$, γ_{ϕ} – соответственно, заданные значения суммарной величины сдвига в каналах шнека и формующих каналах, соответствующие наилучшим показателям качества профильных РТЗ, минимальному относительному изменению размеров

поперечного сечения экструдата δ , рассчитанному по результатам исследований на экспериментальной установке МЧХ-32/10.

2. Постановка задачи расчета.

Вариант 1. Разработка производства погонажных РТЗ экструзионным методом и проектирование нового оборудования.

Вариант 2. Модернизация существующего процесса и оборудования при производстве РТЗ.

3. По математической модели (гл. 2) при условии минимизации полезной мощности и соответствующих исходных данных и ограничениях (гл. 4) с помощью программного обеспечения (прил. В) 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.

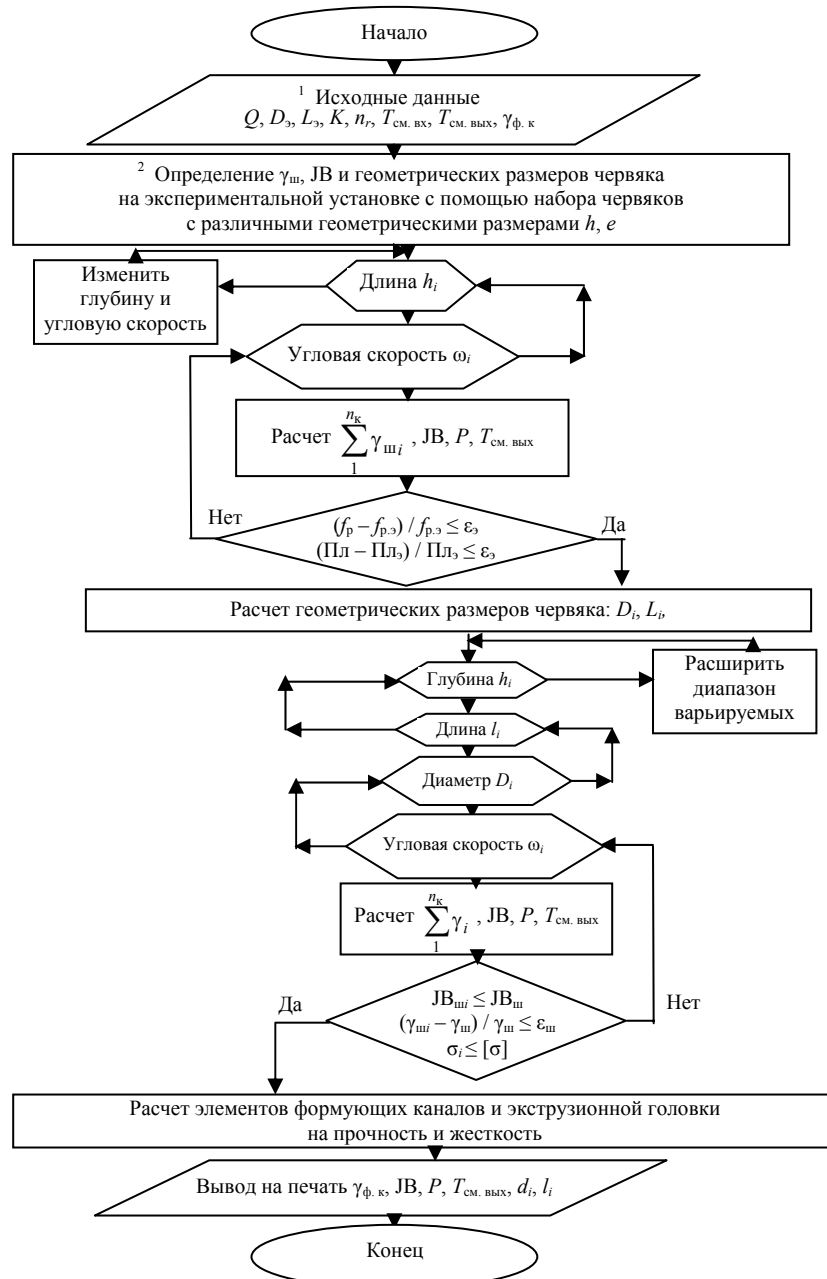


Рис. 7.3. Алгоритм расчета и проектирования червячных машин

Ниже приведен пример расчета режимных переменных и конструктивных параметров оборудования при условии минимизации полезной мощности на примере экструзии резиновой смеси шифра НО-68НТА.

Алгоритм расчета представлен на рис. 7.3.

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·с^{nr}, $n_r = 0,2$ при $T_{см. вх} = 323$ К, $[\sigma] = 320$ МПа (Сталь 40Х), $[y] = 0,0005$ м; $Q = (0,2 \dots 0,8) \cdot 10^{-7}$ м³/с; $\gamma_{ш. зад} = 3500$; $JB_{зад} \leq 0,5\%$.

Вариант 1. Расчет технологических (ω , N) и конструктивных (ϕ , h , D , L) параметров. Результаты оптимизации приведены на рис. 5.2, 5.3.

Вариант 2. Расчет технологических (ω , N) и конструктивного (h) параметров. Результаты оптимизации см. в табл. 7.1.

Начальные значения и интервалы изменения варьируемых параметров:

$$h_0 = 0,003 \text{ м}; \quad \omega_0 = 0,2 \text{ с}^{-1}; \quad h = (0,002 \dots 0,006) \text{ мм}; \quad \omega = (0,2 \dots 7,85) \text{ с}^{-1}.$$

Далее определяется минимальная масса червяка и материального цилиндра.

В качестве примера проведен расчет шнека с осевым отверстием и следующими исходными данными: наружный радиус $R_1 = 0,016$ м; максимальное давление внутри материального цилиндра $p = 50$ МПа; расстояние между подшипниками $a = 0,016$ м; расстояние между опорами $l = 0,32$ м; допустимый прогиб $[y] = 0,01R_1$ м;

ограничения на варьируемые параметры ($0,001 \leq x_1 \leq 0,006$) м; ($0,001 \leq x_2 \leq 0,004$) м; ($0,001 \leq x_3 \leq 0,01$) м; материал шнека сталь 40; $E = 2 \cdot 10^5$ МПа; $\mu = 0,3$; $\rho = 7,85 \cdot 10^3$ кг/м³. С помощью программы "minMSCRE" [248], 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.

7.1. Результаты оптимизации

$Q \cdot 10^{-7},$ м ³ /с	ΔP , МПа	$T_{\text{см. вых.}}$, °С	$JB_{\text{зад.}}$ %	$\gamma_{\text{ш. зад}}$	δ , %	h^* , м	$\omega_{\text{с}^{-1}}^*$	N^* , кВт
4	5	100	0,5	3500	11	0,0025	0,628	0,15
6	5	100	0,5	3500	11	0,0029	0,891	0,25
8	5	100	0,5	3500	11	0,0032	1,25	0,41
10	10	90	0,5	3500	10	0,0035	1,46	0,52

* расчетные значения.

В качестве примера также приведен расчет составного цилиндра (рис. 1.18) со следующими исходными данными: внутренний радиус $a = 0,016$ м; максимальное внутреннее давление $p = 50$ МПа; $[\sigma]_1 = 566$ МПа; $[\sigma]_2 = 434$ МПа; ограничения на варьируемые параметры $0,022 \leq x_1 \leq 0,028$ 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" [241] 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.

7.3. МЕТОДИКА РАСЧЕТА ФОРМУЮЩИХ КАНАЛОВ ЭКСТРУЗИОННЫХ ГОЛОВОК

1. Исходные данные для расчета и проектирования: производительность червячной машины Q ; геометрия профиля длинномерной резинотехнической заготовки d, l ; $T_{\text{см. вх.}}, T_{\text{см. вых.}}$ – температура резиновой смеси на входе в формующий канал экструзионной головки и выходе из нее; перерабатываемый материал (реологические константы K, n); $\gamma_{\text{ш}}$ – суммарный сдвиг в каналах шнека.

2. Экспериментальные исследования по определению рационального значения сдвига $\gamma_{\text{ф.к.}}$, степени подвулканизации $JB_{\text{ф.к.}}$, соответствующие заданным показателям качества длинномерных профильных резинотехнических заготовок и выбор компоновки (n_k – количество каналов) и геометрических размеров формующих каналов экструзионных головок.

3. Проектирование и расчет формующих каналов экструзионной головки для промышленной червячной машины заданной производительности: расчет диаметров $d_{\text{пi}}$ и длин $l_{\text{пi}}$ формующих каналов промышленной экструзионной головки (прил. И, программа 8).

4. Расчет элементов формующих каналов и экструзионной головки на прочность и жесткость.

Алгоритм расчета приведен на рис. 7.4.

7.4. МЕТОДИКА ИНЖЕНЕРНОЙ ОПТИМИЗАЦИИ ЭКСТРУЗИОННОГО И ВАЛКОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ СОВМЕЩЕННОГО ПРОЦЕССА

Могут встречаться два типа задач: вариант 1 – проектирование нового оборудования; вариант 2 – модернизация существующего процесса и оборудования при производстве длинномерных профильных резинотехнических заготовок (РТЗ).

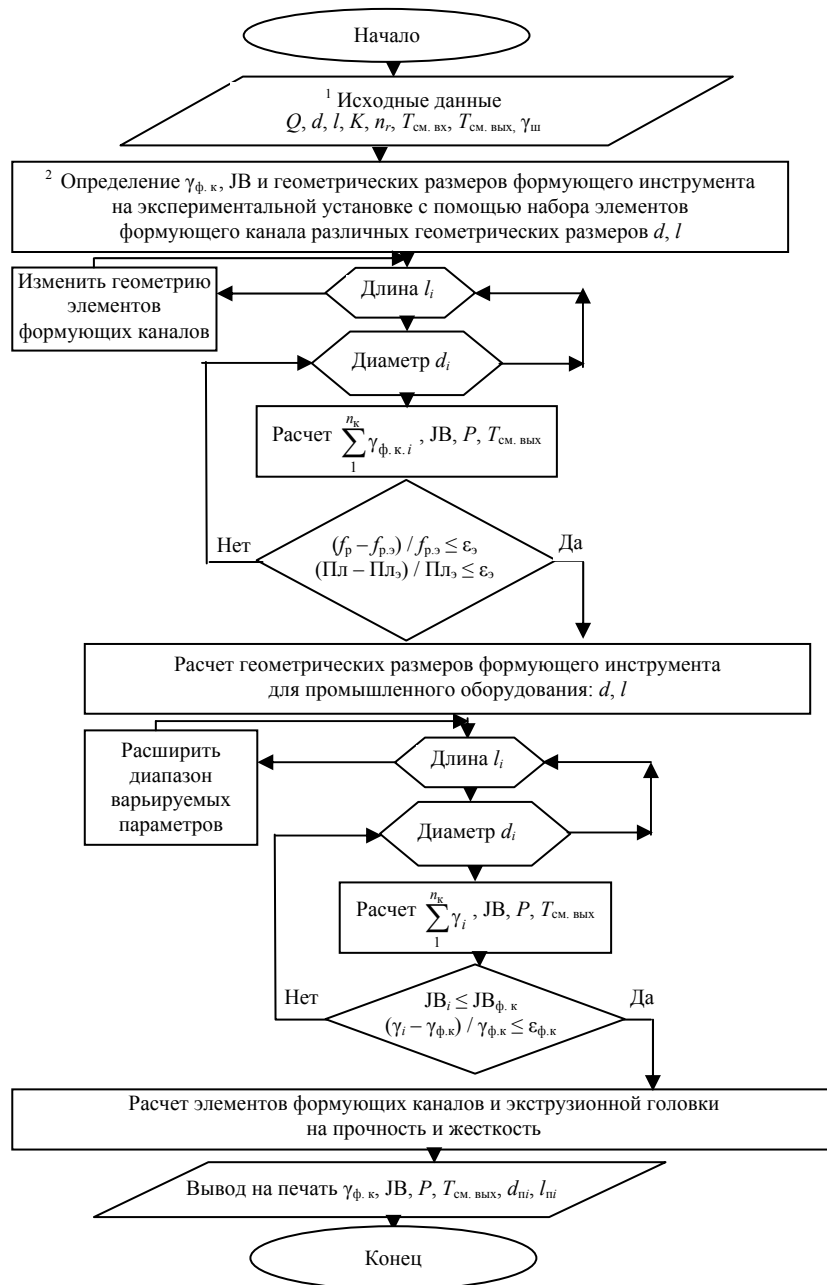


Рис. 7.4. Алгоритм расчета формующих каналов экструзионных головок

При проектировании новой линии производства длинномерных РТЗ должны быть проведены предварительные исследования резиновой смеси на экспериментальных установках ЭУ1 и ЭУ2, определены рациональные значения суммарного сдвига процессов экструзии с учетом формующей головки $\gamma_{ш.зад}$ и вальцевания $\gamma_{в.зад}$, соотношение этих величин через коэффициент K_γ , рациональное значение степени подвулканизации $JB_{зад}$.

В качестве исходных параметров должны быть заданы: реологические константы перерабатываемого материала при температуре переработки; кривая подвулканизации $\tau [T(t)]$; границы изменения варьируемых параметров; перепад давления ΔP и температуры ΔT по длине червяка; ограничения на прочность материала и допустимый прогиб червяка $[\sigma_{ш}]$, $[y_{ш}]$, валка вальцов $[\sigma_{в}]$, $[y_{в}]$ и станины вальцов $[\sigma_{с}]$, $[y_{с}]$.

Затем производится расчет по п. 7.1, 7.2 и 7.3 в зависимости от типа задач.

Далее по разработанным алгоритмам и программам проводится оптимизация материального цилиндра, шнека, станины и валка вальцов из условия минимизации их массы.

Выводы

Разработанная методика инженерного расчета процесса и оборудования для вальцевания резиновых смесей позволяет проектировать новые и модернизировать существующие валковые машины минимальной массы при условии получения пластика резиновой смеси заданного качества.

Разработанная методика инженерного расчета процесса и оборудования для экструзии резиновых смесей позволяет проектировать новые и модернизировать существующие червячные машины минимальной массы при условии получения экструдата заданного качества.

Разработанная инженерная методика расчета геометрических размеров и проектирования компоновки формирующих каналов экструзионных головок позволяет производить длинномерные резинотехнические заготовки гарантированного качества.

Разработанная инженерная методика расчета режимных переменных и конструктивных параметров оборудования для совмещенных и отдельных процессов экструзии и вальцевания резиновых смесей позволяет рассчитывать и проектировать процесс и оборудование для производства длинномерных профильных резинотехнических заготовок гарантированного качества.

8. ПРИМЕНЕНИЕ УЛЬТРАЗВУКА ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ДЛИННОМЕРНЫХ РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК ЗАДАННОГО КАЧЕСТВА

8.1. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ УЛЬТРАЗВУКА НА ОРГАНИЗМ ЧЕЛОВЕКА

Был произведен литературный поиск [260 – 262] по изучению влияния ультразвука (УЗ) на человека, так как в предложенной методике используется ультразвуковая установка, которая установлена совместно с формирующей головкой.

Ультразвуковые колебания хорошо распространяются в воздухе. Биологический эффект воздействия их на организм зависит от интенсивности, длительности воздействия и размеров поверхности тела, подвергаемой действию ультразвука. Длительное систематическое влияние ультразвука, распространяющегося в воздухе, вызывает функциональные нарушения нервной, сердечно-сосудистой и эндокринной систем, слухового и вестибулярного анализаторов. У работающих на ультразвуковых установках отмечают выраженную астению, сосудистую гипотонию, снижение электрической активности сердца и мозга. Изменения центральной нервной системы (ЦНС) в начальной фазе проявляются нарушением рефлекторных функций мозга (чувство страха в темноте, в ограниченном пространстве, резкие приступы с учащением пульса, чрезмерной потливостью, спазмы в желудке, кишечнике, желчном пузыре). Наиболее характерны вегетососудистая дистония с жалобами на резкое утомление, головные боли и чувство давления в голове, затруднения при концентрации внимания, торможение мыслительного процесса, на бессонницу [261].

Допустимые уровни ультразвука в зонах контакта рук и других частей тела оператора с рабочими органами приборов и установок не должны превышать 110 дБ. Допускается пересчет виброскорости, характеризующей ультразвук контактным путем, на выходную допустимую мощность с учетом нагрузки 0,1 Вт/см². Эти значения установлены при длительности воздействия ультразвука в течение восьмичасового рабочего дня. При суммарном времени воздействия высокочастотного шума и ультразвука менее 4 ч в смену указанные значения уровня звукового давления допускается увеличивать при длительности действия от 1 до 4 ч на 6 дБ, от 1/4 до 1 ч на 12 дБ, от 5 до 15 мин на 18 дБ, от 1 до 5 мин на 24 дБ [261].

При проектировании ультразвуковых установок целесообразно выбирать рабочие частоты, по возможности больше удаленные от слышимого диапазона частот (не ниже 22 кГц), чтобы избежать действия выраженного высокочастотного (ВЧ) шума.

Ультразвуковые установки с превышающими нормативы уровнями шума и ультразвука следует оборудовать звукоизолирующими устройствами (кожухами, экранами) из листовой стали или дюрала, покрытого звукопоглощающими материалами (рубероидом, технической резиной, пластмассой, антивибрином, гетинаксом, противозумной мастикой). Звукоизолирующие укрытия ультразвуковых установок должны быть изолированы от пола резиновыми прокладками и не иметь щелей и отверстий. В нашем случае была сделан экран, располагающийся непосредственно на УЗ-излучателе, который состоит из нескольких слоев резины и металлической сетки. За счет этого наблюдается заметное снижение шума при проведении различных опытов.

С увеличением частоты ультразвуковых колебаний увеличивается их поглощение средой и уменьшается глубина проникновения в ткани человека. Поглощение ультразвука сопровождается нагреванием среды. Прохождение ультразвука в жидкости сопровождается эффектом кавитации. Режим генерации ультразвука может быть непрерывным и импульсным.

Кроме общего воздействия на организм работающих через воздух, низкочастотный (НЧ) ультразвук оказывает локальное действие при соприкосновении с обрабатываемыми деталями и средами, в которых возбуждены ультразвуковые вибрации. В зоне наибольшего воздействия ультразвука в зависимости от вида оборудования находятся кисти рук. Локальное действие может быть постоянным (удержание инструмента при обрабатываемой детали при лужении, пайке) или временным (погрузка деталей в ванны, сварка и т.п.).

Воздействие от мощных установок ($6...7 \text{ Вт/см}^2$) опасно, так как может приводить к поражению периферического нервного и сосудистого аппарата в местах контакта (вегетативные полиневриты, нарезы пальцев, кистей и предплечья). Контактное воздействие ультразвука чаще всего имеет место в момент загрузки и выгрузки деталей из ультразвуковых ванн. Трехминутное погружение пальцев в воду ванны с мощностью преобразователя 1,5 кВт вызывает ощущение покалывания, иногда зуда, а спустя 5 мин после прекращения действия ультразвука отмечается ощущение холода, чувство онемения пальцев. Вибрационная чувствительность резко снижается, болевая чувствительность у разных лиц при этом может быть либо повышенной, либо пониженной. Кратковременный систематический контакт с озвученной средой длительностью 20...30 с и более на подобных установках уже может приводить к развитию явлений вегетативного полиневрита.

Последствия воздействия ультразвука на организм: функциональные изменения со стороны центральной и периферической нервной системы, сердечно-сосудистой системы, слухового и вестибулярного анализатора, эндокринные и гуморальные отклонения от нормы; головные боли с преимущественной локализацией в фронто-назальной орбитальной и височной областях, чрезмерно повышенная утомляемость; чувство давления в ушах, неуверенность походки, головокружение; нарушение сна (сонливость днем); раздражительность, гиперакузия, гиперосмия, боязнь яркого света, повышение порогов возбудимости болевого синдрома; в условиях воздействия интенсивного ультразвука, сопровождаемого шумом, – недостаточность сосудистого тонуса (понижение артериального давления, гипотония), растормаживание кожно-сосудистых рефлексов в сочетании с яркой вазомоторной реакцией; общечеребральные нарушения; вегетативный полиневрит рук (реже и ног) разной степени (пастозность, акроцианоз пальцев, термоасимметрия, расстройство чувствительности по типу перчаток или носков); повышение температуры тела и кожи, снижение уровня сахара в крови, эозинофилия. Степень выраженности патологических изменений зависит от интенсивности и длительности действия ультразвука; контакт с озвучиваемой средой и наличие шума в спектре также ухудшают состояние здоровья.

По сравнению с ВЧ шумом ультразвук заметно слабее влияет на слуховую функцию, но вызывает более выраженные отклонения от нормы со стороны вестибулярной функции, болевой чувствительности и терморегуляции. Интенсивный ВЧ ультразвук при контакте с поверхностью тела вызывает в основном те же нарушения, что и НЧ [261].

Допустимые уровни звукового давления ультразвуковых установок следует принимать согласно "Санитарным нормам и правилам при работе на промышленных ультразвуковых установках" за № 1733–77, ГОСТ 12.1.001–89, СанПиН 2.2.2/2.1.8.582, которые даны для 1/3 октавных полос в диапазоне частот 1,25...100 кГц и составляют 80...110 дБ. При контактном действии уровень ультразвука не должен превышать 110 дБ. ГОСТом предусмотрены изменения ПДУ ультразвука при суммарном сокращении времени его воздействия (на 6 дБ при времени воздействия 1...4 часа в смену и 24 дБ при времени воздействия 1...5 мин).

В основе предупреждения вредного действия ультразвука лежат меры технологического характера: создание автоматического ультразвукового оборудования (для мойки тары, очистки деталей), установок с дистанционным управлением; переход на использование маломощного оборудования. В этом случае интенсивность ультразвука и шума уменьшается на 20...40 дБ (например, при ультразвуковой очистке деталей, пайке, сверлении и др.).

При проектировании ультразвуковых установок целесообразно выбирать рабочие частоты, по возможности больше удаленные от слышимого диапазона частот (не ниже 22 кГц), чтобы избежать действия выраженного ВЧ шума.

Ультразвуковые установки с превышающими нормативы уровнями шума и ультразвука следует оборудовать звукоизолирующими устройствами (кожухами, экранами) из листовой стали или дюрала, покрытого звукопоглощающими материалами (рубероидом, технической резиной, пластмассой, антивибрином, гетинаксом, противозумной мастикой). Звукоизолирующие укрытия ультразвуковых установок должны быть изолированы от пола резиновыми прокладками и не иметь щелей и отверстий.

Установки, генерирующие колебания с общим уровнем 135 дБ, размещают в кабинах со звукоизоляцией. Для исключения воздействия ультразвука при контакте с жидкими и твердыми средами необходимы выключение ультразвуковых преобразователей; применение специального рабочего инструмента с виброизолирующей рукояткой и защита рук резиновыми перчатками с хлопчатобумажной подкладкой. При повышенном уровне виброскорости в диапазоне частот от 8 до 2000 Гц на поверхностях ультразвуковых инструментов (паяльники, сварочные пистолеты и др.) и приспособлений для фиксации деталей необходимо прибегать к демпфирующим покрытиям.

Установки размещаются в изолированных помещениях; отделяются перегородками на всю высоту помещения; ограждаются в виде кабин, боксов, выгородок с целью снижения шума и ультразвука на рабочих местах до допустимых величин; работающим следует использовать средства индивидуальной защиты.

При применении ВЧ ультразвука мероприятия должны быть направлены на защиту рук работающих. При работе в жидкой среде в условиях лаборатории или при проведении подводного массажа в физиотерапевтических кабинетах контакт с жидкостью должен быть полностью исключен. При дефектоскопии работающие должны избегать прикосновения рук с пьезоэлементом дефектоскопического оборудования.

Предприятие-изготовитель должно указывать в эксплуатационной документации производственного

оборудования ультразвуковую характеристику – уровни звукового давления в третьоктавных полосах принятого диапазона частот, измеряемые в контрольных точках вокруг оборудования; режим работы, при котором должно проводиться определение характеристик ультразвука. Работаящие с ультразвуковым оборудованием проходят инструктаж о характере действия ультразвука; мерах защиты; условиях безопасного обслуживания ультразвуковых установок.

Таким образом, ультразвук, с одной стороны, широко используется во многих областях экономики, с другой стороны, пока еще недостаточно изучено его влияние на организм человека при терапевтическом применении. Пациенты клиник, проходящие диагностику заболеваний с помощью ультразвука, мало информированы о возможном вреде здоровью. Следует вести хотя бы просветительскую работу в этом направлении.

Защита от ультразвука предусматривает:

1. Использование в оборудовании более высоких рабочих частот, для которых допустимые уровни звукового давления выше.
2. Изготовление оборудования, излучающего ультразвук, в звукоизолирующем исполнении.
3. Устройство экранов (из листовой стали или дюралюминия, оргстекла).
4. Размещение ультразвуковых установок в специальных помещениях.
5. Загрузка и выгрузка деталей при выключенном источнике ультразвука.
6. Применение индивидуальных защитных средств [262].

8.2. ПРИМЕНЕНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ УСТАНОВОК ПРИ ПЕРЕРАБОТКЕ ПОЛИМЕРОВ

Виброобработка, в том числе и ультразвуковая (УЗ) обусловлена возможностью использования различных физических эффектов, которые возникают под действием вибрации. Основные эффекты: уменьшение механического сопротивления материалов при перемещении относительно вибрирующей поверхности, диссипативные тепловыделения, создание определенных форм относительного движения фаз. Снижение внешнего трения позволяет транспортировать сыпучие и вязкие материалы, интенсифицировать их переработку. Благодаря диссипативным выделениям теплоты обеспечивается высокая однородность температурных полей, например при обработке полимерных материалов в экструдерах. При соответствующих видах движения одной фазы относительно другой в одних случаях частицы дисперсных систем (сыпучих материалов, паст, суспензий, эмульсий) направленно перемещаются, повышается насыпная плотность и облегчается регулярная укладка частиц материала (многокомпонентное дозирование) и т.д., в других – из-за лучшего дробления дисперсной фазы увеличивается поверхность контакта фаз и ускоряется их перемешивание, в результате периодического нарушения контактов частиц между собой материал разрыхляется и начинает усиленно циркулировать (виброкипение) и т.п. В ряде случаев различные процессы под вибрационным воздействием происходят более эффективно при использовании ПАВ (поверхностно-активных веществ) [263].

Под воздействием вибрации перестраиваются и разрушаются структурные связи во многих аморфных материалах, например в полимерах, находящихся в вязкотекучем состоянии. При этом ускоряются механическая релаксация (тиксотропное снижение вязкости и упругости) и механодеструкция (частичное уменьшение молекулярной массы) макромолекул. В результате облегчается, например, виброформование полимеров (сокращается время переработки, снижаются рабочее давление и расход энергии), повышается качество изделий. При наложении на стационарную деформацию сдвига низкочастотных колебаний возникает эффект так называемой реологической нелинейности – увеличивается скорость течения полимерного материала (например, при вибропрессовании порошков и т.д.).

Аппараты и машины, реализующие вибрационное воздействие на материал, представляют собой, как правило, оригинальное оборудование, а в отдельных случаях – типовое, снабженное специальными устройствами, которые обеспечивают генерирование вибраций и передачу их исполнительным органам [263, 264].

Одним из промышленных применений ультразвука является процесс, получивший название ультразвуковой размерной обработки или ультразвукового резания.

Ультразвуковое резание было открыто более 50 лет назад американским инженером Л. Бэлемут. Исследуя дробление ультразвуком абразивных порошков, он обнаружил, что приближение колеблющегося торца рабочего инструмента излучателя к поверхности сосуда, в котором находилась суспензия абразива, приводит к разрушению поверхности в месте контакта. Выяснилось, что таким способом легко разрушаются все хрупкие материалы – стекло, керамики, твердые сплавы, драгоценные и поделочные камни и минералы. Особенно важным оказался тот факт, что форма полученного углубления весьма точно повторяет рельеф и форму рабочего инструмента излучателя.

Способ ультразвуковой обработки быстро нашел промышленное применение и уже в начале шестидесятых годов в различных странах начали появляться промышленные образцы ультразвуковых станков.

Обусловлено это было тем, что ультразвуковой способ удачно дополнил известную группу механических способов обработки – электроэрозионный, электрохимический, электронно-лучевой, лазерный и химический.

С его помощью удастся существенно упростить и ускорить процесс изготовления фасонных деталей из

твердых и хрупких материалов. Так, например, в сотни раз повышается производительность вырезания пластин любой формы из различных керамик, полупроводниковых материалов, появляется возможность выполнять отверстия любой формы, упрощается технология изготовления матриц и пуансонов из твердых сплавов.

В ходе многочисленных исследований удалось установить, что совершая колебательные движения, рабочий инструмент периодически ударяет по зернам абразива. Под действием этих ударов под частицами абразива образуются трещины и выколы.

Полученные результаты показали, что разрушение хрупкого материала происходит только в случае прямого удара рабочего инструмента по частицам абразива, контактирующего в свою очередь с обрабатываемой поверхностью. В тех случаях, когда инструмент ударяет по частице абразива, взвешенной в жидкости, разрушение стекла не наблюдалось, хотя частица ударялась о поверхность со скоростью, близкой к колебательной скорости торца рабочего инструмента.

Применение абразивных суспензий, приготовленных на воде и глицерине, свидетельствует о том, что скорость ультразвуковой обработки при использовании глицерина значительно меньше, чем при использовании воды. Объясняется это тем, что скорость потоков, возникающих в рабочем зазоре, а следовательно, и скорость движения частиц уменьшается с ростом вязкости используемой жидкости, а возникающие потоки играют определяющую роль в подаче абразивной суспензии в зону обработки, выносе выколотых частиц и измельченного абразива.

Современные представления о механизме ультразвуковой обработки свидетельствуют о том, что она сводится к двум различным по своей природе явлениям: образованию выколов при ударе инструмента по частицам абразива и перемещению выколотых частиц обрабатываемого материала и разрушенного абразива под действием ультразвуковых колебаний. Второй процесс обеспечивает подачу абразива и удаление отработанного абразива и снятого материала.

8.3. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ ПРОЦЕСС ВОЗДЕЙСТВИЯ УЛЬТРАЗВУКА НА ЗАГОТОВКИ ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Под воздействием вибрации перестраиваются и разрушаются структурные связи во многих аморфных материалах, например в полимерах, находящихся в вязкотекучем состоянии. При этом ускоряются механическая релаксация (тиксотропное снижение вязкости и упругости) и механодеструкция (частичное уменьшение молекулярной массы) макромолекул. В результате облегчается, например, виброформование полимеров (сокращается время переработки, снижаются рабочее давление и расход энергии), повышается качество изделий. При наложении на стационарную деформацию сдвига низкочастотных колебаний возникает эффект так называемой реологической нелинейности – увеличивается скорость течения полимерного материала (например, при вибропрессовании порошков и т.д.) [263, 264].

Одно из основных направлений технического прогресса связано с дальнейшим развитием и совершенствованием промышленных технологий.

Однако современные требования охраны окружающей среды и рационального природопользования исключают безоглядную технизацию и интенсификацию производства "любой ценой". На первый план выдвигаются требования совершенствования существующих и создания новых технологий, обеспечивающих максимальное снижение материальных затрат и энергетических загрязнений.

Наиболее эффективно эти проблемы решаются за счет использования новых источников (или видов) энергии, более полного использования исходного сырья и минимизации вредных отходов.

В связи с этим очень перспективным направлением интенсификации технологических процессов является использование энергии механических колебаний ультразвуковой частоты высокой интенсивности.

Эффективность УЗ воздействий на различные технологические процессы подтверждена многочисленными исследованиями и опытом более чем тридцатилетнего применения УЗ технологий на ряде предприятий различных отраслей промышленности, позволившими установить следующее.

Применение ультразвуковых колебаний высокой интенсивности обеспечивает 10...1000-кратное ускорение процессов, протекающих между двумя или несколькими неоднородными средами (растворение, очистку, обезжиривание, дегазацию, крашение, измельчение, пропитку, эмульгирование, экстрагирование, кристаллизацию, полимеризацию, предотвращение образования накипи, гомогенизацию, эрозию, химические и электрохимические реакции и многое другое). При этом увеличивается выход полезных продуктов (например, экстрактов) и им придавались дополнительные свойства (например, биологическая активность и стерильность), а также удается получить вещества с новыми свойствами (например, тонко дисперсные эмульсии и суспензии).

Использование ультразвуковых колебаний позволяет осуществлять технологические процессы, не реализуемые или сложно реализуемые традиционными методами – обеспечивать размерную обработку (сверление, снятие фасок, выполнение пазов) хрупких и твердых материалов, таких как керамики, полупроводниковые материалы, стекло, самоцветы, ферриты, сверхтвердые сплавы и стали.

Ультразвуковые колебания позволяют интенсифицировать многие процессы, происходящие на границе контакта материалов (сварку полимерных материалов, склеивание), ускоряя технологические процессы и повышая качество получаемых изделий.

8.4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА И МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ УЛЬТРАЗВУКА НА ДЛИННОМЕРНЫЕ РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИЕ ЗАГОТОВКИ

Экспериментальные исследования по модификации длинномерных резинотехнических изделий проводились на специальной установке, представленной на рис. 8.1, 8.2.

Для проведения экспериментальных исследований по изучению воздействия ультразвука на резиновую смесь была разработана специальная вставка со встроенным магнитострикционным преобразователем ультразвуковой установки. При этом исходная конструкция установки, на которой производился монтаж, не изменилась. Также вся конструкция довольно легко разбирается и монтируется. По литературным источникам [263 – 265] известно, что применение ультразвуковых установок способствует равномерному распределению материала в резиновой смеси, способствует меньшему разбуханию заготовки на выходе из формующего инструмента.



Рис. 8.1. Экспериментальная установка для исследования процессов экструзии под влиянием ультразвука

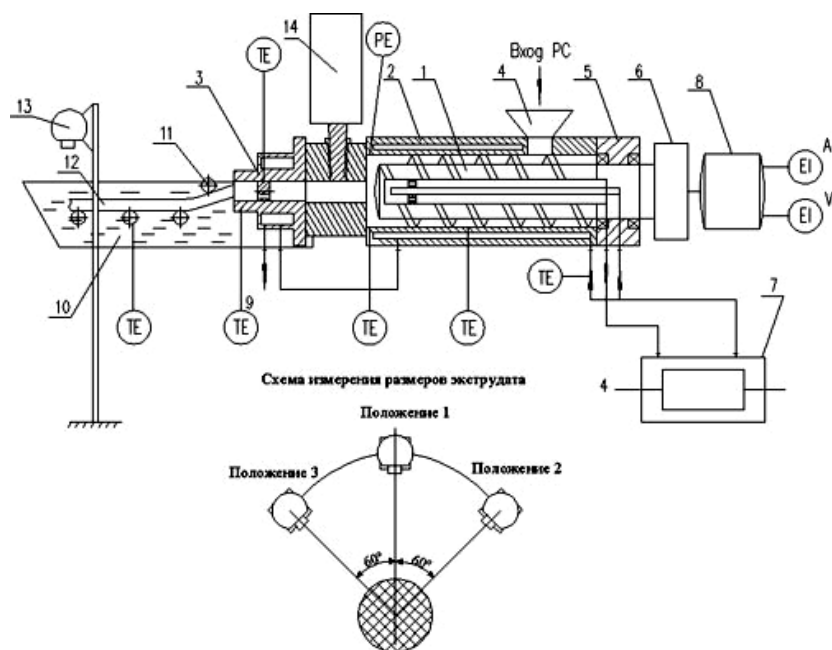


Рис. 8.2. Схема экспериментальной установки для исследования процессов экструзии под влиянием ультразвука:
 1 – шнек; 2 – цилиндр; 3 – формующая головка;
 4 – загрузочное устройство; 5 – привод шнека; 6 – редуктор;
 7 – термостат; 8 – электродвигатель; 9 – дорнодержатель;
 10 – ванна с теплоносителем; 11 – прижимные ролики;
 12 – экструдат; 13 – цифровая фотокамера; 14 – ультразвуковой излучатель;
 ТЕ – датчики температуры; РЕ – датчик давления;
 А – амперметр; V – вольтметр

Экспериментальная установка (рис. 8.1, 8.2) представляет собой экструдер, содержащий специальную вставку с установленным в ней ультразвуковым излучателем. Установка выполнена на базе экструдера МЧХ-32 (см. главу 3). Вставка между формующей головкой и цилиндром оснащена ультразвуковым излучателем 14, которой также позволяет влиять на размеры поперечного сечения экструдата, путем изменения времени и частоты воздействия (21...22 кГц) на получаемые резинотехнические заготовки.

8.5. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ С ПРИМЕНЕНИЕМ УЛЬТРАЗВУКА

В качестве объекта исследования принят неизотермический процесс экструзии резиновой смеси (шифр 46ПРФ-26) на экспериментальной установке, представленной на рис. 8.1.

Параметры резиновой смеси 46ПРФ-26 и технологический режим процесса экструзии: температура цилиндра и шнека $T_c = 50\text{ }^\circ\text{C}$; температура резиновой смеси на входе в винтовой канал $T_{см. вх} = 45\text{ }^\circ\text{C}$.

Эксперимент проводился следующим образом. Резиновая смесь 46ПРФ-26, приготовленная в центральной заводской лаборатории ОАО "АРТИ-Завод" г. Тамбова, с известными свойствами резалась на ленты шириной 20 мм и наматывалась на загрузочный барабан экспериментальной установки. Далее установка в течение 30 минут разогревалась (выход на режим) и производилась серия экспериментов, которые заключались в получении образцов в течение 5, 10, 15 секунд с фиксированной частотой вращения $\omega = (5, 10; 20; 30)$ об/мин для каждого диаметра мундштука $d = (8,4; 10,4; 18)$ мм. Также снимались следующие параметры: $T_{см. вых}$ – температура выхода экструдата, которая измерялась игольчатой термопарой, вмонтированной в формующую головку, $^\circ\text{C}$; P – давление, которое снималось с датчика часового типа, дел.; I – потребляемый ток, измеряемый с помощью амперметра, А; Q – производительность шнековой машины, получаемая взвешиванием каждого полученного образца [г / 30 с] и переводом в [кг/ч]; ν – частота ультразвуковой установки, Гц. На выходе из оформляющего канала производили измерение диаметра в нескольких определенных местах, после охлаждения образцов измерения диаметров сечения экструдата проводились в тех же точках, что позволило рассчитать относительное изменение диаметра образца до и после охлаждения. После этого физико-механические показатели и размеры образцов, полученные с применением ультразвука, сравнивались с теми же показателями образцов без воздействия ультразвука.

8.5.1. МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ЭКСТРУДЕРА

В процессе экспериментов выбирались различные технологические режимы экструзии и конструкции выходных каналов формующего инструмента с целью уменьшения значения относительного изменения поперечного сечения экструдата (отношение разности диаметров экструдата и мундштука к диаметру мундштука) до возможно минимального. Также варьировались значения рабочих температур в экструдере при частоте ультразвуковой установки 21 756 Гц и времени воздействия 5, 10, 15 секунд.

В результате исследований были получены результаты, представленные на рис. 8.3 – 8.6.

Нами были выбраны такие технологические параметры и аппаратное оформление, которые придают длинномерным РТЗ требуемые физико-механические показатели.

Для повышения физико-механических характеристик длинномерных РТЗ был выбран способ воздействия на материал ультразвуковыми волнами, что привело к уменьшению разбухания резиновой смеси на выходе из экструдера при сохранении деформационных характеристик на уровне допустимых значений для данного продукта и улучшило триботехнические характеристики материалов. Рост напряжений в полимерной композиции при малых деформациях реализуется при непродолжительном воздействии ультразвука на нее, что открывает новые возможности применения данного метода в практических целях.

Методика экспериментальных исследований состоит в следующем. Необходимо определить такой режим экструзии и выбрать такую конструкцию формующего 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. Для этого были проведены предварительные эксперименты, суть которых в том, чтобы выбрать несколько режимов работы экструдера (10, 20, 30 об/мин), затем исследования физико-механических характеристик без влияния ультразвука на резиновую смесь и после воздействия ультразвука. Опыты проводились на нескольких видах формующего инструмента (мундштуках). Результаты сравнивались со значениями, полученными без использования ультразвука.

8.5.2. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Все данные экспериментальных исследований заносились в бланк исследований. Затем образцы экструдата исследовались в ЦЗЛ "АРТИ-Завод" для определения физико-механических показателей. Полученные данные по условной прочности при растяжении, пластичности, подвулканизации, вязкости по Муни, твердости образцов сравнивались с данными, полученными без влияния ультразвука при производстве заготовок. Физико-механические показатели остались на прежнем уровне.

Для определения оптимальных режимов переработки резиновой смеси с учетом изменения размеров экструдата были получены следующие технологические зависимости от частоты вращения шнека: мощности N ; производительности Q ; давления P ; температуры выхода экструдата $T_{\text{вых}}$. Также получены зависимости относительного изменения диаметра экструдата до и после охлаждения $\delta_{\text{на вых}}$, $\delta_{\text{после охл}}$ от частоты вращения шнека и времени воздействия ультразвука, его частоты после процесса экструзии и проведен сравнительный анализ их с эталоном (резиновая смесь до воздействия на нее ультразвуковых колебаний).

В результате проведенных экспериментов и анализа полученных данных были построены графические зависимости от частоты вращения шнека при различных диаметрах мундштука d_m (рис. 8.3 – 8.6).

Из рисунка 8.3 видно, что производительность монотонно растет с увеличением частоты вращения шнека до 30 об/мин.

Из рисунков 8.4 видно, что минимальная потребляемая мощность под воздействием УЗ соответствует частоте вращения шнека 20 об/мин, а с увеличением частоты вращения до 30 об/мин мощность незначительно увеличивается. Расхождение между теоретическими и экспериментальными значениями составляет менее 10 %.

Из рисунка 8.5 видно, что с увеличением частоты вращения шнека происходит уменьшение $T_{\text{вых}}$ на выходе из формующей головки. Это связано с уменьшением времени пребывания материала в перерабатывающих каналах.

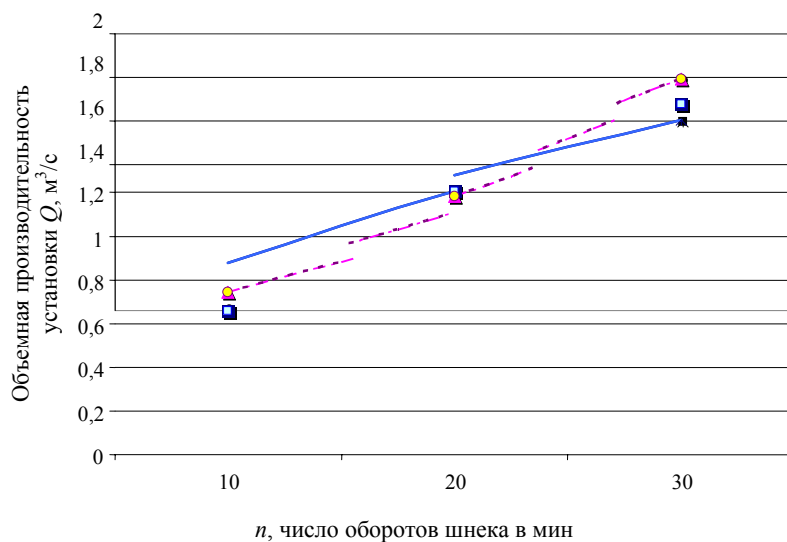


Рис. 8.3. Зависимость производительности экструдера Q без и с применением ультразвуковых колебаний от частоты вращения шнека n :

■ – без ультразвука при $d_m = 10,4$ мм, $l = 39$ мм; -▲- – с применением ультразвука при $d_m = 10,4$ мм, $l = 39$ мм; □ – без ультразвука при $d_m = 18$ мм, $l = 55$ мм; -○- – с применением ультразвука при $d_m = 18$ мм; $l = 55$ мм

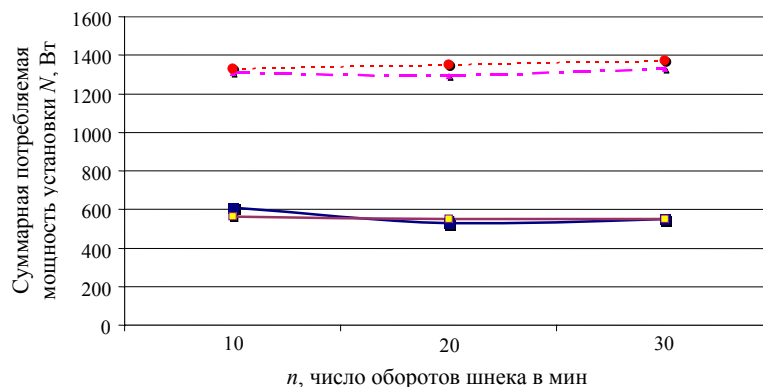


Рис. 8.4. Зависимость суммарной потребляемой мощности экструдера N без и с воздействием ультразвуковых колебаний от частоты вращения шнека n :

■ – без ультразвука при $d_m = 10,4$ мм, $l = 39$ мм; -▲- – с применением ультразвука при $d_m = 10,4$ мм, $l = 39$ мм; — – без ультразвука при $d_m = 18$ мм, $l = 55$ мм; -○- – с применением ультразвука при $d_m = 18$ мм; $l = 55$ мм

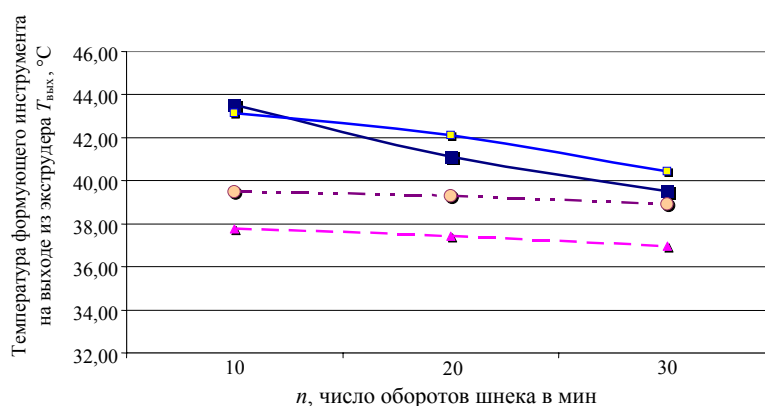


Рис. 8.5. Зависимость температуры формирующего инструмента на выходе из формирующей головки $T_{\text{вых}}$ от частоты вращения шнека n :

■ – без ультразвука при $d_m = 10,4$ мм, $l = 39$ мм; -▲- – с применением ультразвука при $d_m = 10,4$ мм, $l = 39$ мм; — – без ультразвука при $d_m = 18$ мм, $l = 55$ мм; -○- – с применением ультразвука при $d_m = 18$ мм; $l = 55$ мм

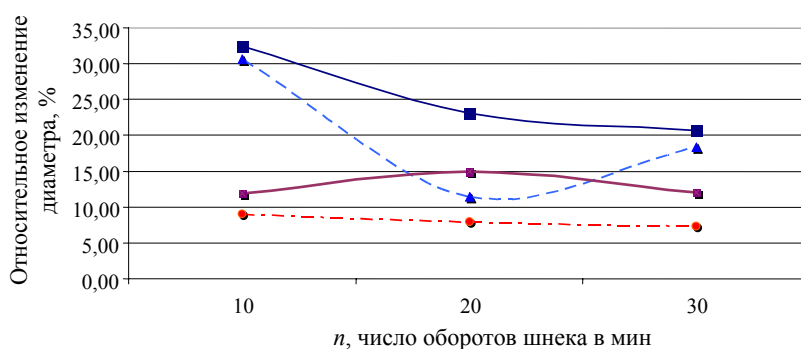


Рис. 8.6. Зависимость относительного изменения диаметра экструдата δ до и после его охлаждения от частоты вращения шнека n :

■ – без ультразвука при $d_m = 10,4$ мм, $l = 39$ мм; -▲- – с применением ультразвука при $d_m = 10,4$ мм, $l = 39$ мм; — – без ультразвука при $d_m = 18$ мм, $l = 55$ мм; -○- – с применением ультразвука при $d_m = 18$ мм; $l = 55$ мм

Из рисунка 8.6 видно, что разбухание экструдата с ростом частоты вращения уменьшается в диапазоне 10...30 об/мин при отсутствии ультразвука и заметно уменьшается при наложении ультразвуковых колебаний на получаемый экструдат при числе оборотов до 20 об/мин. Это связано с тем, что идет рост температуры от 50 °C при диаметрах мундштука 10,4 и 18 мм, следовательно, уменьшается вязкость, что приводит к уменьшению напряжений сдвига в диапазоне 20...30 об/мин.

Для выбора режима переработки прежде всего необходимо задаваться физико-механическими показателями. Расхождения с эталонными показателями (до воздействия ультразвука) составляют не более 10 %.

Исходя из вышеперечисленного для всех диаметров мундштука выбираем: температуру цилиндра $T_{\text{ц}} = 50$ °C; частоту вращения шнека 20 об/мин, так как при больших частотах вращения шнека суммарная потребляемая мощность увеличивается. При этом относительное изменение диаметра экструдата будет минимальным.

Выводы

Применение ультразвука при производстве длинномерных профильных резинотехнических заготовок приводит к резкому снижению относительного изменения диаметра экструдата, но при этом увеличивается расход суммарной потребляемой мощности экструдера с учетом ультразвуковой установки.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Предложена новая методология оптимального проектирования экструзионного и валкового оборудования для совмещенного и отдельных процессов производства профильных длинномерных РТЗ, базирующаяся на расчетах интегральных критериев качества (степени пластикации и подвулканизации резиновых смесей), определяющих заданное качество профильного экструдата, и обеспечивающая минимальные энергозатраты.

2. Теоретически обоснована и экспериментально доказана однозначная связь интегральных критериев качества процессов переработки резиновых смесей на валковом и экструзионном оборудовании с физико-механическими показателями длинномерных РТЗ.

3. Разработана усовершенствованная математическая модель процесса экструзии, позволяющая рассчитывать интегральные критерии качества (степень пластикации и подвулканизации резиновых смесей) с использованием режимных переменных и конструктивных параметров оборудования, и проверена ее адекватность.

4. Разработана усовершенствованная математическая модель процесса вальцевания, позволяющая рассчитывать интегральный критерий качества (суммарный сдвиг) с использованием режимных переменных и конструктивных параметров оборудования, и проверена ее адекватность.

5. Разработаны алгоритмы и программное обеспечение для расчета режимных переменных (ω , u , f) и конструктивных параметров (h , D , L , D_b , L_b , $h_{об}$) экструзионного и валкового оборудования и соотношения величины сдвига при экструзии к величине сдвига при вальцевании.

6. Создана экспериментальная установка, позволяющая проводить исследования процесса экструзии резиновых смесей в широком диапазоне варьирования технологических и конструктивных параметров с целью определения значений степени пластикации и подвулканизации различных резиновых смесей для обеспечения заданного качества длинномерных профильных резинотехнических заготовок, которая рекомендована ООО НТЦ "НИИШП" для применения в ЦЗЛ заводов по производству РТИ.

7. Создана экспериментальная установка для определения рациональных значений суммарной величины сдвига в вальцуемых резиновых смесях, соответствующих заданным физико-механическим показателям пластика, которая рекомендована ООО НТЦ "НИИШП" для применения в ЦЗЛ заводов по производству РТИ.

8. Проведены исследования влияния режимных переменных и конструктивных параметров экструзионного и валкового оборудования на величины критерия оптимизации N (полезной мощности), производительности червячной машины Q , критерия подвулканизации J_B и суммарного сдвига γ , позволяющие выбрать параметры управления.

9. Разработана методика оптимизации режимных переменных и конструктивных параметров оборудования для совмещенного и отдельных процессов экструзии и вальцевания резиновых смесей при условии минимизации полезной мощности и получения экструдата заданного качества.

10. Разработана методика определения конструктивных параметров станин и валков вальцов для переработки полимерных материалов, позволяющая обеспечить снижение массы станины на 35 %, а валка на 30 %.

11. Результаты работы внедрены на ряде предприятий и НИИ РФ. Суммарный расчетный экономический эффект составил 2240 тыс. р. в год.

12. Методика инженерного расчета процесса экструзии и шнекового оборудования, методика инженерного расчета основных параметров валкового оборудования непрерывного действия, алгоритмы и программные продукты для ЭВМ внедрены в учебный процесс подготовки инженеров по специальностям 240801, 261201 и магистров техники и технологии по магистерской программе 150400.26.

**ОСНОВНОЕ СОДЕРЖАНИЕ МОНОГРАФИИ
ИЗЛОЖЕНО В СЛЕДУЮЩИХ ПУБЛИКАЦИЯХ**

1. Соколов, М.В. Оптимальное проектирование прессового и литьевого оборудования с учетом получения высококачественных формовых изделий из пластмасс и эластомеров / М.В. Соколов, А.С. Клинков, В.И. Кочетов // Вестник Тамбовского государственного университета им. Г.Р. Державина. Серия Естественные и технические науки. – Тамбов, 1999. – Т. 4, вып. 2. – С. 237–238.
2. Клинков, А.С. К вопросу определения оптимальных режимных и конструктивных параметров червячных машин для переработки эластомеров / А.С. Клинков, М.В. Соколов, В.И. Кочетов // Вестник Тамбовского государственного технического университета. – 2000. – Т. 6, № 4. – С. 630 – 634.
3. Кочетов, В.И. Определение оптимальных технологических и конструктивных параметров червячных машин для переработки эластомеров / В.И. Кочетов, А.С. Клинков, М.В. Соколов // Химическое и нефтегазовое машиностроение. – 2000. – № 8. – С. 15–16.
4. Соколов, М.В. Расчет процесса и оборудования экструзии резиновых смесей при заданном качестве экструдата / М.В. Соколов, П.С. Беляев, А.С. Клинков // Вестник Тамбовского государственного технического университета. – 2003. – Т. 9, № 3. – С. 430 – 433.
5. Кочетов, В.И. Расчет технологических и конструктивных параметров червячных машин экструзии резиновых смесей с учетом подвулканизации экструдата / В.И. Кочетов, А.С. Клинков, М.В. Соколов // Химическое и нефтегазовое машиностроение. – 2002. – № 12. – С. 3–4.
6. Новая технология вторичной переработки и утилизации пленочных полимерных материалов / Д.Л. Полушкин, И.В. Шашков, А.С. Клинков, М.В. Соколов // Вестник Тамбовского государственного технического университета. – 2006. – Т. 12, № 1А. – С. 76 – 82.
7. Соколов, М.В. Определение суммарной величины сдвига при переработке резиновых смесей / М.В. Соколов // Химическое и нефтегазовое машиностроение. – 2006. – № 8. – С. 3–4.
8. Соколов, М.В. Расчет шнековых машин для резиновых смесей при заданном качестве экструдата / М.В. Соколов // Вестник Тамбовского государственного технического университета. – 2006. – Т. 12, № 4А. – С. 979 – 986.
9. Оптимальное проектирование станин вальцев / В.И. Кочетов, А.С. Клинков, М.В. Соколов, П.С. Беляев // Химическое и нефтегазовое машиностроение. – 2006. – № 1. – С. 6–7.
10. Соколов, М.В. Выбор режимов производства длинномерных резинотехнических изделий гарантированного качества / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев // Каучук и резина. – 2008. – № 3. – С. 20 – 24.
11. Расчет профилирующих каналов при производстве длинномерных резинотехнических изделий гарантированного качества / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев, В.Г. Однолько // Каучук и резина. – 2008. – № 4. – С. 38 – 40.
12. Определение рациональных значений интегральных критериев качества длинномерных резинотехнических изделий / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев, В.Г. Однолько // Известия ОрелГТУ. Серия Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. – 2008. – № 2-3/270(545). – С. 27 – 32.
13. Исследование свойств вторичного гранулята, полученного на валково-шнековом агрегате / Д.Л. Полушкин, А.С. Клинков, М.В. Соколов, В.Г. Однолько // Процессы, технологии, оборудование и опыт переработки отходов и вторичного сырья : III Всерос. науч.-практ. конф. // Известия Самарского научного центра РАН. – Самара : Изд-во Самарского науч. центра РАН, 2008. – С. 56 – 62.
14. Технология производства вторичного гранулята заданного качества валково-шнековым способом / Д.Л. Полушкин, А.С. Клинков, М.В. Соколов, В.Г. Однолько // Известия ОрелГТУ. Серия "Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии". – 2008. – № 2-3/270(545). – С. 43 – 48.
15. Мобильный валково-шнековый агрегат по переработке отходов термопластичных полимерных материалов / Д.Л. Полушкин, А.С. Клинков, М.В. Соколов [и др.] // Известия Волгоградского государственного технического университета : межвуз. сб. науч. ст. / ВолгГТУ. – Волгоград, 2008. – № 1(39). – Вып. 5. – С. 129 – 133. (Серия Химия и технология элементоорганических мономеров и полимерных материалов).
16. Соколов, М.В. Энергосберегающая технология и оборудование для производства длинномерных резинотехнических изделий заданного качества / М.В. Соколов // Химическая технология. – 2008. – Т. 9, № 10. – С. 496 – 498.
17. Основы проектирования экструзионных машин предприятий полимерных материалов : учеб. пособие / П.С. Беляев, А.С. Клинков, М.В. Соколов [и др.]. – Тамбов : Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2003. – 144 с.
18. Соколов, М.В. Автоматизированное проектирование и расчет шнековых машин : монография / М.В. Соколов, А.С. Клинков, О.В. Ефремов [и др.]. – М. : Машиностроение-1, 2004. – 248 с.
19. Проектирование и расчет валковых машин для полимерных материалов : учеб. пособие / А.С. Клинков, В.И. Кочетов, М.В. Соколов [и др.]. – Тамбов : Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2005. – 128 с.

20. Клинков, А.С. Автоматизированное проектирование валковых машин для переработки полимерных материалов : монография / А.С. Клинков, М.В. Соколов, В.И. Кочетов, П.С. Беляев, В.Г. Однолько. – М. : Машиностроение-1, 2005. – 320 с.
21. Соколов, М.В. Проектирование экструзионных машин с учетом качества резинотехнических изделий : монография / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев, В.Г. Однолько. – М. : Машиностроение-1, 2007. – 292 с.
22. Исследование процесса пластикации и гранулирования эластомеров на валковой установке / А.С. Клинков, А.Ю. Юркин, М.В. Соколов, В.В. Шашков // Синтез, исследование свойств, модификация и переработка высокомолекулярных соединений : тез. докл. 9-й Междунар. конф. молодых ученых. – Казань : Изд-во Казан. гос. технол. ун-та, 1998. – С. 197.
23. Соколов, М.В. Методика определения оптимальных конструктивных и технологических параметров червячного узла пластикации для переработки пластмасс и эластомеров / М.В. Соколов, А.С. Клинков, В.И. Кочетов // Методы кибернетики химико-технологических процессов : тез. докл. междунар. науч. конф. – Казань, 1999. – С. 24–25.
24. Соколов, М.В. К вопросу определения конструктивных и технологических параметров прессового и литьевого оборудования для производства формовых изделий из пластмасс и эластомеров / М.В. Соколов, А.С. Клинков, В.И. Кочетов // Труды ТГТУ. Серия Технологические процессы и оборудование : сб. науч. тр. – Тамбов, 1999. – Вып. 3. – С. 72 – 74.
25. Кочетов, В.И. Определение оптимальных технологических и конструктивных параметров экструзионного оборудования / В.И. Кочетов, М.В. Соколов // V научная конференция ТГТУ : тез. докл. – Тамбов, 2000. – С. 58–59.
26. Соколов, М.В. Методика исследования и экспериментальная установка для экструзии эластомеров // Труды ТГТУ. Серия Технологические процессы и оборудование : сб. науч. тр. – Тамбов, 2000. – Вып. 6. – С. 147 – 150.
27. Соколов, М.В. Обучающее программное обеспечение для изучения и оптимального проектирования экструзионного оборудования / М.В. Соколов, А.С. Клинков, О.В. Ефремов // Информационные технологии в образовании : междунар. науч.-практ. конф. – Шахты, 2000. – С. 75 – 78.
28. Соколов, М.В. Оптимизация процесса экструзии эластомеров при различных режимах / М.В. Соколов, А.С. Клинков // VI научная конференция ТГТУ : тез. докл. – Тамбов, 2001. – С. 240–241.
29. Соколов, М.В. Особенности расчета оптимальных конструктивных и технологических параметров червячных машин / М.В. Соколов, М.П. Беляев, А.С. Клинков // Синтез, исследование свойств, модификация и переработка высокомолекулярных соединений : тез. докл. XX Междунар. конф. – Казань, 2001. – С. 106–107.
30. Соколов, М.В. Оптимизация процесса экструзии и оборудования для переработки эластомеров / М.В. Соколов, А.С. Клинков // Труды ТГТУ. Серия Технологические процессы и оборудование : сб. науч. тр. – Тамбов, 2001. – Вып. 8. – С. 64 – 67.
31. Клинков, А.С. Оптимизация процесса экструзии эластомеров при различных режимах / А.С. Клинков, М.В. Соколов // VI научная конференция ТГТУ : тез. докл. – Тамбов : Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2001. – С. 240–241.
32. Клинков, А.С. Особенности расчета оптимальных конструктивных и технологических параметров червячных машин / А.С. Клинков, М.В. Соколов, М.П. Беляев // 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.
33. Расчет конструктивных и технологических параметров червячных машин при гарантированном качестве экструдата / М.В. Соколов, А.С. Клинков, А.Н. Пудовкин, М.П. Беляев // Научные химические технологии-2002 : материалы 8-й Междунар. науч.-техн. конф. – Уфа : Гос. изд-во научно-технической литературы "Реактив", 2002. – С. 216 – 218.
34. Расчет шнековых машин при переработке резиновых смесей с гарантированным качеством экструдата / М.В. Соколов, А.С. Клинков, Д.В. Жирняков, Д.В. Туляков // Научные химические технологии-2004 : тез. докл. X междунар. конф. – Волгоград : РПК "Политехник", 2004. – С. 159 – 162.
35. Расчет процесса и оборудования экструзии резиновых смесей с заданным качеством при минимальных энергозатратах / Д.В. Туляков, Д.В. Жирняков, М.В. Соколов, А.С. Клинков // Теплофизические измерения при контроле и управлении качеством : материалы Пятой Междунар. теплофиз. школы. – Тамбов : Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2004. – Ч. 2. – С. 282 – 284.
36. Моделирование процесса экструзии профильных заготовок из эластомеров / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев [и др.] // Авиакосмические технологии "АКТ-2004". Ч. II : Прикладные задачи механики. Математическое моделирование. Аэрогидродинамика и тепломассообмен : тр. V Междунар. науч.-техн. конф. – Воронеж : Воронеж. гос. техн. ун-т, 2004. – С. 161 – 166.
37. Моделирование непрерывного процесса вальцевания отходов полимерных материалов / И.В. Шашков, А.С. Клинков, М.В. Соколов [и др.] // Авиакосмические технологии "АКТ-2004". Ч. II : Прикладные задачи механики. Математическое моделирование. Аэрогидродинамика и тепломассообмен : тр. V Междунар. науч.-техн. конф. – Воронеж : Воронеж. гос. техн. ун-т, 2004. – С. 166 – 172.

38. Соколов, М.В. Расчет степени пластикации экструдата при переработке резиновых смесей / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев // 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.
39. К вопросу режимов переработки резиновых смесей с учетом размеров и качества экструдата / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев [и др.] // Резиновая промышленность. Сырье, материалы, технологии : докл. XI Междунар. науч.-практ. конф. – М. : ООО "Науч.-техн. центр "НИИШП", 2005. – С. 131 – 134.
40. Расчет параметра качества гранулята при утилизации отходов термопластов на вальцах непрерывного действия / И.В. Шашков, А.С. Клинков, Д.Л. Полушкин, М.В. Соколов // Наука на рубеже тысячелетий : сб. материалов междунар. науч.-практ. конф. – Тамбов : Першина, 2005. – С. 130 – 132.
41. Определение степени пластикации экструдата / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев [и др.] // Полимерные и композиционные материалы: технологии, оборудование, применение : тез. докл. Междунар. науч.-практ. конф. – М. : ЗАО ПИК "Максима" на Красной Пресне, 2006. – С. 48 – 51.
42. К вопросу определения степени пластикации экструдата / Д.В. Туляков, М.В. Соколов, А.С. Клинков [и др.] // Резиновая промышленность. Сырье, материалы, технологии : докл. XII Междунар. науч.-практ. конф. – М. : ООО "Научно-технический центр "НИИШП", 2006. – С. 148 – 151.
43. Программное обеспечение для прогнозирования качества экструдата и оптимального проектирования шнековых машин / М.В. Соколов, А.С. Клинков, Д.В. Туляков [и др.] // Информационные технологии в науке, образовании и производстве : материалы Междунар. науч.-техн. конф. – Орел : ОрелГТУ, 2006. – Т. 2. – С. 196 – 200.
44. Проектирование формующих каналов при переработке резиновых смесей / Д.В. Туляков, М.В. Соколов, А.С. Клинков [и др.] // Проблемы экономики и менеджмента качества : программа и материалы Междунар. школы-семинара молодых ученых. – Тамбов : Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2006. – С. 253 – 255.
45. Соколов, М.В. Прогнозирование качества экструдата при переработке резиновых смесей / М.В. Соколов, А.А. Букин // Вопросы современной науки и практики. Университет им. В.И. Вернадского. – 2006. – № 3(5). – С. 86 – 92
46. К вопросу прогнозирования качества экструдата при переработке резиновых смесей / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев, Д.В. Туляков // Прогрессивные технологии развития "Progressive technologies of Development": 3-я Междунар. науч.-практ. конф. – Тамбов : ОАО "Тамбовполиграфиздат", 2006. – С. 146–147.
47. К вопросу режимов экструзии резиновых смесей / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев [и др.] // Составляющие научно-технического прогресса "Components of scientific and technical progress" : 3-я Междунар. науч.-практ. конф. – Тамбов : ОАО "Тамбовполиграфиздат", 2007. – С. 286–287.
48. К вопросу изменения размеров поперечного сечения экструдата при переработке резиновых смесей / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев [и др.] // Резиновая промышленность. Сырье, материалы, технологии : доклады XIII Междунар. науч.-практ. конф. – М. : ООО "Научно-технический центр "НИИШП", 2007. – С. 222 – 225.
49. Алгоритм построения линий уровня функций состояния процесса экструзии резиновых смесей от управления / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев [и др.] // Математические методы в технике и технологии – ММТТ-20 : сб. тр. XX междунар. науч. конф. В 10 т. / под общ. ред. В.С. Балакирева. – Ярославль : Изд-во Яросл. гос. техн. ун-та, 2007. – Т. 4. – Секция 5. – С. 90 – 92.
50. Валково-шнековый метод переработки термопластов и эластомеров / Д.Л. Полушкин, А.С. Клинков, М.В. Соколов и др. // Фундаментальные и прикладные исследования, инновационные технологии, профессиональное образование : сб. тр. XII науч. конф. ТГТУ. – Тамбов : Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2007. – С. 118 – 122.
51. Интенсификация процесса вальцевания резиновой смеси / Д.Л. Полушкин, А.С. Клинков, М.В. Соколов [и др.] // Резиновая промышленность. Сырье, материалы, технологии : доклады XIII Междунар. науч.-практ. конф. – М. : ООО "Научно-технический центр "НИИШП", 2007. – С. 220 – 222.
52. Соколов, М.В. Расчет температурного поля по длине каналов экструзионной головки / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев // Химическая технология : сб. тез. докл. Междунар. конф. по химической технологии ХТ'07 / под ред. А.А. Вошкина, Н.Н. Кулова, А.И. Холькина, Е.В. Юртова. – М., 2007. – Т. 2 – С. 254 – 258.
53. Расчет оборудования для экструзии резинотехнических изделий заданного качества / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев, Д.В. Туляков // Теплофизика в энергосбережении и управлении качеством : материалы Шестой междунар. теплофиз. школы. В 2 ч. – Тамбов, 2007. – Ч. II. – С. 105–106.
54. Соколов, М.В. Измерительное устройство для определения рациональных значений суммарного сдвига и критерия подвулканизации при производстве длинномерных резинотехнических изделий заданного качества / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев // Вопросы современной науки и практики. Университет им. В.И. Вернадского. Серия Технические науки. – 2007. – Т. 2, № 4(10). – С. 195 – 202.
55. Соколов, М.В. Энергосберегающая технология производства длинномерных резинотехнических изделий заданного качества / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев // Вопросы современной науки и практики. Университет им. В.И. Вернадского. Серия Технические науки. – 2008. – Т. 2, № 1(11). – С. 99 – 103.
56. Соколов, М.В. Расчет температуры резиновой смеси в каналах экструзионной головки / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев // Фундаментальные и прикладные исследования, инновационные технологии,

профессиональное образование : сб. тр. XIII науч. конф. ТГТУ. – Тамбов : Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2008. – С. 93 – 98.

57. Полушкин, Д.Л. Анализ интегрального критерия качества при переработке полимеров на валковых машинах / Д.Л. Полушкин, А.С. Клинков, М.В. Соколов // Фундаментальные и прикладные исследования, инновационные технологии, профессиональное образование : сб. тр. XIII науч. конф. ТГТУ. – Тамбов, 2008. – С. 106 – 109.

58. Влияние подвулканизации на относительное изменение размеров длинномерных резинотехнических заготовок / М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев, В.Г. Однолько // Вопросы современной науки и практики. Университет им. В.И. Вернадского. Серия Технические науки. – 2008. – Т. 2, № 2(12). – С. 116 – 120.

59. Пат. РФ 2274548 RU В 29 В 7/12, 7/40. Смесительная головка / А.С. Клинков, А.А. Кондауров, А.П. Кондауров, М.В. Соколов, П.С. Беляев ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2004117293 ; заявл. 07.06.2004 ; опубл. 20.04.2006, Бюл. № 11.

60. Пат. РФ 67017 RU В 29 В 7/64. Шнековое отборочное устройство к валковым машинам / Д.Л. Полушкин, А.С. Клинков, М.В. Соколов, П.С. Беляев, В.Г. Однолько ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2006106300/12 ; заявл. 28.02.2006 ; опубл. 10.10.2007, Бюл. № 28.

61. Пат. РФ 2324592 RU В 29 С 47/36, 45/46. Шнековый пластикатор для полимерных материалов / А.С. Клинков, М.В. Соколов, П.С. Беляев, В.Г. Однолько ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2006121844 ; заявл. 19.06.2006 ; опубл. 20.05.2008, Бюл. № 14.

62. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2003611833. Расчет оптимальных технологических и конструктивных параметров экструзии резиновых смесей с учетом минимизации технологической мощности и получения качественного экструдата / М.В. Соколов, А.С. Клинков, В.И. Кочетов, П.С. Беляев ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2003611300 ; заявл. 16.06.2003 ; зарег. 04.08.2003.

63. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2004610142. Расчет оптимальных конструктивных параметров станин вальцов с учетом минимизации массы конструкции / М.В. Соколов, А.С. Клинков, В.И. Кочетов, П.С. Беляев, О.В. Ефремов ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2003612331 ; заявл. 05.01.2004 ; зарег. 05.01.2004.

64. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2006612170. Минимизация массы рабочих органов валковых машин для переработки полимерных материалов / М.В. Соколов, А.С. Клинков, В.И. Кочетов, П.С. Беляев ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2006611435 ; заявл. 03.05.2006 ; зарег. 22.06.2006.

65. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2006612171. Расчет суммарной величины сдвига при переработке термопластов на вальцах / Д.Л. Полушкин, М.В. Соколов, И.В. Шашков, А.С. Клинков, П.С. Беляев ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2006611436 ; заявл. 03.05.2006 ; зарег. 22.06.2006.

66. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2008610876. Расчет станин вальцов на прочность и жесткость / С.С. Гуреев, Д.Л. Полушкин, М.В. Соколов, А.С. Клинков, В.И. Кочетов, П.С. Беляев ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2007615273 ; заявл. 24.12.2007 ; зарег. 20.02.2008.

67. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2008612658. Расчет на прочность и жесткость валков вальцов / П.В. Макеев, Д.Л. Полушкин, М.В. Соколов, А.С. Клинков, В.И. Кочетов, П.С. Беляев ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2008611473 ; заявл. 07.04.2008 ; зарег. 28.05.2008.

68. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2008613114. Расчет интегрального критерия качества – суммарной величины сдвига для непрерывного вальцевания / С.С. Гуреев, Д.Л. Полушкин, М.В. Соколов, А.С. Клинков, П.С. Беляев ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2008612201 ; заявл. 19.05.2008 ; зарег. 27.06.2008.

69. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2009614563. Расчет технологических и конструктивных параметров вальцов / А.А. Мишуков, А.С. Клинков, М.В. Соколов, Д.Л. Полушкин, П.В. Макеев ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2009613396 ; заявл. 01.07.2009 ; зарег. 26.08.2009.

70. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2009614563. Расчет технологических и конструктивных параметров экструдера / М.М. Николюкин, А.С. Клинков, М.В. Соколов, Д.Л. Полушкин, Д.В. Туляков ; Тамб. гос. техн. ун-т. – № 2009613396 ; заявл. 01.07.2009 ; зарег. 26.08.2009.

Список ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

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. Mohr W.D., Mallouk R.S. Ind. Eng. Chem., 51, 765, 1959.
14. Nadav N., Tadmor Z. Chem. Eng. Sci., 28, 2115, 1973.
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 / Э. Бернхардт. – М. : Изд-во Химия, 1965. – С. 747.
22. Эйрих, Ф. Реология / Ф. Эйрих. – М. : Изд-во Ин. лит., 1962. – 824 с.
23. Шенкель, Г. Шнековые процессы для пластмасс / Г. Шенкель. – Л., 1962. – 467 с.
24. Jacobi, H.R. Grundlagen der Extruder technik / H.R. Jacobi. – Munchen, 1960.
25. Мак-Келви, Д.М. Переработка полимеров / Д.М. Мак-Келви. – М. : Химия, 1965. – 442 с.
26. Fischer, E.G. Extrusion of Plastics Jliffe books / E.G. Fischer. – 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. Inc., 1956.
31. Mohr W.D., Saxton R.L. Jnd. Eng. Chem., V. 49, № 11. P. 1857, 1957.
32. Mallouk R.S., Mckelwey J.M. Jnd. Eng. Chem., 5, с. 45, 1953.
33. Gaspar E. SPE journal, 12, № 10, с. 23, 1956.
34. Maddok B.H. Plastics Technol., 3, с. 385, 1957.
35. Sackett R.D. SPE journal, 12, № 10, с. 32, 1956.
36. Mckelwey J.M. Jnd. Eng. Chem., 45, с. 982, 1953.
37. Chung Chan. J. Mod. Plast., 45, № 13, 1968.
38. Werner Udo. Kunststoffe, 56, № 7, 1966.
39. Booy M.L. Kautschuk and Gummi, 17, № 5, 1964.
40. Кругликов Р.М., Рипс М. Пластмассы, № 6, 7, 8, 1960.
41. Рахманов В.С. Пластмассы, № 5, 1961.
42. Fenner R.T. Polymer, 18, 617, 1977.
43. Рябинин, Д.Д. Червячные машины для переработки пластических масс и резиновых смесей / Д.Д. Рябинин, Ю.Е. Лукач. – М. : Машиностроение, 1965. – 363 с.
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, Р.Г. Машины и технология переработки полимеров / Р.Г. Мирзоев. – 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. Shneckemaschinen, 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 Principels of Polymer Melt Processing / J.R.A. Pearson. – 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. Jnd. 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, vj1 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 / Р.В. Торнер. – М., 1968.
74. Торнер, Р.В. Основные процессы переработки полимеров: Теория и методы расчета / Р.В. Торнер. – М. : Химия, 1972. – 462 с.
75. Торнер, Р.В. Теоретические основы переработки полимеров / Р.В. Торнер. – М. : Химия, 1977. – 462 с.
76. Тадмор, Э. Теоретические основы переработки полимеров / Э. Тадмор, К. Гогос ; пер. с англ. – М. : Химия. 1984. – 628 с.
77. Mori Y., Ototake W. Chem. Rng Japan, 19, № 9, 1955.
78. Торнер Р.В., Майзель М.М. Научные труды Московского технологического института легкой промышленности. – М., 1958. – № 10.
79. Балашов М.М., Левин А.Н. Химическое машиностроение. № 6. 1961.
80. Балашов, М.М. Автореферат дис. ... канд. техн. наук / М.М. Балашов. – М. : МИХМ, 1962. – 16 с.
81. De Haven E.S. Jnd. Eng. Chem., 53, № 10, 1963.
82. Kruger, Kunststoffe, 53, № 10, 1963.
83. Schenkel G.R.M. Jnt. Plast. Eng., 2, № 9, 1962.
84. Weeks D.J., Allen W.J.J. Mech. Ehg. Sci. 4, № 4, 1962.
85. Mckelwey J.M., Wheeler N.C. SPE Trans., № 2, 1963.
86. Mckelwey J.M. SPE J., 9, № 3, 1953.
87. Торнер Р.В., Майзель М.М. Известия высший и учебных заведений. Серия: Технология легкой промышленности. 1959. № 4.
88. Насырова С.В., Каффман И.Н. Механика полимеров. 1963. № 6.
89. Торнер Р.В., Гудкова Л.Ф. Механика полимеров. 1965. № 6.
90. Торнер Р.В., Гудкова Л.Ф. Механика полимеров. 1966. № 1.
91. Торнер Р.В., Гудкова Л.Ф., Сутин Р.Я. Каучук и резина. 1965. № 11.
92. Гудкова, Л.Ф. Реологические свойства каучуков и резиновых смесей и метод расчета производительности шприцмашин : дис. ... канд. техн. наук / Л.Ф. Гудкова. – М., 1966.
93. Perwadschuk, W.P. Zweidimensionale strömung nicht-newtonscher medien in den kanälen von schneckenmaschinen / W.P. Perwadschuk, W.I. Jankov // Plaste und kautschuk. – 1981. – V. 28, N 1. – P. 36 – 44.
94. Фридман, М.Л. Математическое моделирование одношнековых экструзионных машин / М.Л. Фридман, С.Н. Михайлов, Д.М. Мухаметгалеев. – М. : ЦИНТИХИМНЕФТЕМАШ, 1988. – 34 с.
95. Справочник резинщика: Материалы резинового производства / ред. коллегия П.И. Захарченко и др. – М. : Химия, 1971. – 608 с.
96. Махлис, Ф.А. Терминологический справочник по резине : справочник / Ф.А. Махлис, Д.Л. Федюкин. – М. : Химия, 1989. – 400 с.
97. Моделирование процесса экструзии резиновых смесей в одночервячных машинах / В.Г. Любашевская, А.А. Татарников, В.Н. Колдашов, О.Е. Година // САПР оборудования для переработки полимерных материалов в изделия : сб. науч. тр. – Ярославль, 1989. – 231 с.
98. Басов, Н.И. Расчет и конструирование оборудования для производства и переработки полимерных материалов / Н.И. Басов, Ю.В. Казанков, В.А. Любартович. – М. : Химия, 1986. – 488 с.
99. Сабсай, О.Ю. Технологические свойства термопластов (обзор) / О.Ю. Сабсай, Н.М. Чалая // Пластические массы. – 1992. – № 1. – С. 5 – 13.
100. 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 / О.И. Скульский. – М., 1992. – 32 с.
101. Подгаец, Р.М. Применение метода конечных элементов к решению нестационарной задачи течения – линейновязкой среды / Р.М. Подгаец, Ю.И. Няшин, О.И. Скульский // Механика полимеров и систем : сб. тр. – Свердловск : УНЦ АН СССР, 1974. – С. 39 – 47.
102. Скульский, О.И. О применении метода Галеркина для решения краевых задач механики поля / О.И. Скульский, Ю.И. Няшин // Приближенное решение краевых задач и функциональных уравнений : сб. тр. – Пермь : ППИ, 1975. – С. 3 – 7.
103. Скульский, О.И. Применение метода конечных элементов к решению задачи о конвективном теплообмене в плоском сужающемся канале / О.И. Скульский, Ю.И. Няшин, Р.М. Подгаец. – Пермь : ППИ, 1975. – С. 71 – 74.
104. Скульский, О.И. Конечно-элементный анализ течения в плоском сужающемся канале / О.И. Скульский, Ю.И. Няшин, Р.М. Подгаец // Вопросы механики полимеров и систем : сб. тр. – Свердловск : УНЦ АН СССР, 1976. – С. 26 – 30.
105. Скульский, О.И. О совместном применении метода конечных элементов и метода Галеркина для решения задач конвективного теплообмена / О.И. Скульский, Ю.И. Няшин // Полимерные материалы в машиностроении : сб. тр. – Пермь : ППИ, 1976. – С. 9 – 15.
106. Славнов, Е.В. Течение термопласта в экструзионной головке / Е.В. Славнов, О.И. Скульский //

Исследования по механике полимеров и систем : сб. тр. – Свердловск : УНЦ АН СССР, 1978. – С. 43 – 46.

107. Скульский, О.И. О построении конечноэлементных схем для нестационарных задач неизотермического течения / О.И. Скульский, Ю.И. Няшин. – Пермь : ПГУ, 1978.

108. К вопросу технологических параметров одночервячных экструдеров / В.М. Гончаренко, В.П. Первадчук, Е.П. Бармашин, Т.И. Коношевич // Обеспечение высоких технико-экономических показателей качества полимерного оборудования на стадиях исследования и разработки. – Тамбов, 1988. – С. 63 – 68.

109. Савенкова, О.В. Тепловые режимы в процессе шнекования / О.В. Савенкова, О.И. Скульский, Е.В. Славнов // Неизотермические течения вязкой жидкости : сб. тр. – Свердловск : УНЦ АН СССР, 1985. – С. 56 – 60.

110. Savenkova, O.V. Thermal modes existing in a screw extruder for thermoplastic materials / O.V. Savenkova, O.I. Skulsky, YE.V. Slavnov // Fluid Mechanics – Soviet Research. – 1986. – V. 16, N 3. – P. 128 – 133.

111. Архипов, В.М. Расчет течения упруговязких жидкостей с учетом скольжения на стенках канала / В.М. Архипов, О.И. Скульский, Е.В. Славнов // Процессы тепло- и массопереноса вязкой жидкости : сб. тр. – Свердловск : УНЦ АН СССР, 1986. – С. 48 – 51.

112. Бердышев, Б.В. Сдвиговые течения расплавов полимерных материалов / Б.В. Бердышев, М.В. Дергачев, В.К. Скуратов // Химическое и нефтегазовое машиностроение. – 1999. – № 3. – С. 9 – 12.

113. Бердышев, Б.В. Реологическое поведение упруговязких полимерных сред в условиях сложного сдвигового нагружения / Б.В. Бердышев, М.В. Дергачев // Химическое и нефтегазовое машиностроение. – 1999. – № 7. – С. 7 – 10.

114. Бердышев, Б.В. Моделирование работы экструзионного оборудования для переработки полимерных материалов / Б.В. Бердышев, М.В. Дергачев, И.В. Скопинцев, В.К. Скуратов // Химическое и нефтегазовое машиностроение. – 2002. – № 10. – 52 с.

115. 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 / Л.В. Буртелов. – Томск, 2005. – 16 с.

116. Ким, В.С. Теория и практика экструзии полимеров / В.С. Ким. – М. : Химия, КолосС, 2005. – 568 с.

117. Раувендааль, К. Экструзия полимеров / К. Раувендааль ; пер. с англ. под ред. А.Я. Малкина. – СПб. : Профессия, 2007. – 768 с.

118. Райссвиг, Г. Оборудование для производства резинотехнических изделий и полуфабрикатов шин / Г. Райссвиг // Проблемы экологии и ресурсосбережения при переработке и восстановлении изношенных шин : тез. докл. 6-й Московской Междунар. спец. выставки "Шины, РТИ и каучуки 2003". – М. : ЗАО "ПИК "Максима" на Красной Пресне, 2006. – 246 с.

119. Установочка по шприцеванию заготовок профилей для непрерывной вулканизации резиновых изделий с экструзионной головкой : проспект фирмы Krupp Industrie und Stahlbau, 1980.

120. Gummi, Asbest, Kunststoffe. 1980. 33. № 10. S. 761.

121. Попов, А.В. Изготовление резиновых изделий методом непрерывной экструзии в удлиненных фильерах: Тематический обзор / А.В. Попов. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1982. – 64 с. (Серия Производство резинотехнических и асбестотехнических изделий).

122. Попов, А.В. Непрерывное производство неформовых резинотехнических изделий / А.В. Попов. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1976. – 86 с.

123. Пат. 2770841, США, 1956.

124. Пат. 1161034, Великобритания, 1967.

125. Пат. 3517097, США, 1970.

126. Пат. 50-6874, Япония, 1975.

127. Пат. 1290471, Франция, 1962.

128. Пат. 1140336, ФРГ, 1963.

129. Исследование и аппаратурное оформление непрерывной вулканизации РТИ в расплавах солей: Научно-технический отчет. Шифр темы № 49 / ТИХМ. – Тамбов, 1970. – С. 48.

130. Пахомова, Е.А. НТРС Производство шин, РТИ и АТИ / Е.А. Пахомова. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1965. – № 3. – С. 60 – 69.

131. Лукомская, А.И. Оценка степени вулканизации в изделиях: Обзор. сер. "Производство шин" / А.И. Лукомская и др. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1972. – 43 с.

132. Лукомская, А.И. Тепловые основы вулканизации резиновых изделий / А.И. Лукомская и др. – М. : Химия, 1972. – 360 с.

133. Лукомская, А.И. Расчеты и прогнозирование режимов вулканизации резиновых изделий / А.И. Лукомская и др. – М. : Химия, 1978. – 280 с.

134. Федюкин, Д.Л. Методология контроля качества и вулканизации в резиновой промышленности : дис. ... д-ра наук / Д.Л. Федюкин. – М. : МИТХТ, 1974.

135. Лукомская, А.И. Особенности механического поведения шинных материалов в процессе вулканизации: Обзор. сер. "Производство шин" / А.И. Лукомская и др. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1974. – 111 с.

136. Баденков, П.Ф. Технологические проблемы повышения эффективности вулканизационных процессов и качества шин / П.Ф. Баденков и др. // Сб. тр. НИИШП. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1978. – С. 15 – 30.

137. Баденков, П.Ф. Современные принципы прогноза и контроля качества вулканизации покрышек / П.Ф. Баденков и др. // Сб. тр. НИИШП. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1980. – С. 3 – 14.

138. Лукомская, А.И. Автоматическое управление технологическими процессами в резиновой промышленности / А.И. Лукомская, В.Г. Пороцкий. – М. : Химия, 1984. – 160 с.
139. Лукомская, А.И. Оценка кинетики неизотермической вулканизации: Обзор. сер. "Производство шин" / А.И. Лукомская, В.И. Сапрыкин и др. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1985. – 67 с.
140. Анализ процесса литьевого формования и выбор оптимальных параметров при работе на литьевых машинах червячно-плунжерного типа: Тематические обзоры. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1971. – 85 с.
141. Бекин, Н.Г. Расчет технологических параметров и оборудования для переработки резиновых смесей в изделия / Н.Г. Бекин. – Л. : Химия, 1987. – 272 с.
142. Орлов, А.Л. Моделирование кинетических кривых процесса вулканизации функциями распределения случайных величин / А.Л. Орлов, И.М. Ягаянц // 10-й юбил. симп. "Проблемы шин и резинокорд. композитов". – М. : Изд-во НИИ шин. пром., 1999. – Т. 2. – С. 191 – 198.
143. Численное моделирование динамики процессов экструзии полимерных материалов / Т.Б. Чистякова, В.Ю. Плонский, А.Н. Пологин, А.В. Козлов // Математические методы в технике и технологиях. ММТТ-12 : сб. тр. 12-й Междунар. науч. конф. – Новгород, 1999. – Т. 4. – С. 124–125.
144. 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 / Н.В. Бадаева. – Ярославль, 2004. – 16 с.
145. Течение расплавов полимеров в каналах сложной формы. Обзорная информация. Сер. Переработка пластмасс. – М. : НИИТЭХИМ, 1984. – 35 с.
146. Сафулин, Д.М. Реологическая приставка к лабораторному экструдеру / Д.М. Сафулин, М.М. Балашов // Оптимизация качества изделий из полимерных материалов. – М. : НИИТЭХИМ, 1979. – С. 12 – 17.
147. Виноградов, Г.В. Реология полимеров / Г.В. Виноградов, А.Я. Малкин. – М. : Химия, 1977. – 439 с.
148. Рейнер, М. Реология / М. Рейнер. – М. : Наука, 1965.
149. Малкин, А.Я. Реология наполненных полимеров / А.Я. Малкин // Композиционные полимерные материалы. – Киев : Наукова думка, 1975. – С. 60 – 75.
150. Хан, Ч.Д. Реология в процессах переработки полимеров / Ч.Д. Хан. – М. : Химия, 1970.
151. Бернхардт, Э. Переработка термопластичных материалов / Э. Бернхардт ; пер. с англ. – М. : Химия, 1965. – 265 с.
152. Лодж, А.С. Эластичные жидкости / А.С. Лодж. – М. : Главная редакция физико-математической литературы изд-ва "Наука", 1969. – 464 с.
153. Цветков, В.Н. Структура макромолекул в растворах / В.Н. Цветков, В.Е. Эскин, С.Я. Френкиль. – М. : Наука, 1964.
154. Bueche F.J. Chem. Phys. 1954. V. 22. № 4. P. 603 – 609.
155. Tordella J.P. J. Appl. Phys. 1956. V. 27. P. 454.
156. Ramsteiner F. Kunststoffe. 1972, Bd. 62. № 11. S. 766.
157. Метцнер, А.В. Вопросы экструзии термопластов / А.В. Метцнер, Е.Л. Карли, И.К. Парк. – М. : Ил, 1963. – С. 37 – 55.
158. Малкин, А.Я. Успехи реологии полимеров / А.Я. Малкин, А.И. Леонов. – М. : Химия, 1970. – С. 40 – 52.
159. Howells E.R., Benbow J.J. Plast. Trans. J. 1962. V. 30. P. 240.
160. Сафулин Д.М., Балашов М.М. Пластические массы. 1977. № 8. С. 42.
161. Володин В.П., Сафулин Д.М. Пластические массы. 1983. № 3. С. 31 – 34.
162. Mendelson, R.A. Вязкоупругая релаксация в полимерах / R.A. Mendelson, F.L. Finger, E.V. Bagley. – М. : Мир, 1974. – С. 178 – 190.
163. Вязкоупругая релаксация в полимерах / пер. с англ. Ю.Н. Панова ; под ред. А.Я. Малкина. – М. : Изд-во Мир, 1974. – 272 с.
164. Чапоу L.L., Pedersen S. Polym Eng and Sci. 1970. V. 8. P. 724 – 727.
165. Астарита, Дж. Основы гидромеханики неньютоновских жидкостей / Дж. Астарита, Дж. Маргуччи. – М. : Мир, 1978.
166. Слезкин, Н.А. Динамика вязкой несжимаемой жидкости / Н.А. Слезкин. – М. : Госиздтеорлит, 1955.
167. Бойко Б.Б. Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. Минск: ФТИ АН БССР, 1962.
168. Рахимов Х.Х. Механика полимеров. 1966. № 4. С. 611 – 616.
169. Приказчиков Г.П. Вестник МГУ. Математика и механика. 1974. № 3.
170. Глухов Е.Е. Пластические массы. 1978. № 5.
171. Ламб, Г. Гидродинамика / Г. Ламб. – М.–Л. : Госиздтеорлит, 1947.
172. Тарг, С.М. Основные задачи теории ламинарных течений / С.М. Тарг. – М.–Л. : Госиздтеорлит, 1951.
173. Ackerberg R.C. J. Mec. 1965. V. 21. P. 1
174. Socton O., Taduoefhy M. Soc. Mater. Sci. 1968. V. 11. P. 103, 104.
175. Socton O., Taduoefhy M. Soc. Mater. Sci. 1968. V. 17. P. 103, 104.
176. Schummer P. Rheol. Acta. 1968. V. 7. № 3. P. 271 – 277.
177. Скачков, В.В. Автореф. дис. ... канд. техн. наук / В.В. Скачков. – М. : МИХМ, 1972.
178. Сугак М.Б. ИФЖ. 1966. Т. XI, № 6. С. 802 – 808.
179. Генералов М.Б. Химическое и нефтяное машиностроение. 1969. № 3. С. 17 – 19.

180. Сафулин, Д.М. Автореф. дис. ... канд. техн. наук / Д.М. Сафулин. – М. : МИХМ, 1974.
181. Инсарова, Н.И. Автореф. дис. ... канд. техн. наук / Н.И. Инсарова. – Минск : ФТИ АН БССР, 1973.
182. Davies A.R., Walters K., Webster T.F. *Y Non-Newton Fluid Mech.* 1981. V. 8, № 1–2. P. 95 – 117.
183. Davies A.R., Walters K., Webster T.F. *Y Non-Newton Fluid Mech.* 1978. V. 4, № 4. P. 325 – 344.
184. Cable P.J., Boger D.V. *AICHE Journal.* 1978. V. 24, № 4. P. 372 – 375.
185. Cable P.J., Boger D.V. *AICHE Journal.* 1978. V. 24, № 5. P. 869 – 879.
186. Cogswell F.N. *Pol. Eng. Sci.* 1972. V. 12, № 1. P. 64.
187. Вострокнутов Е.Г., Прозоровская Н.В., Кирилук Л.В. *Механика полимеров.* 1969. № 3. С. 539 – 545.
188. Клайн. Подобие и приближенные методы / Клайн. – М. : Изд-во "Мир", 1969
189. Вострокнутов, Е.Г. Машины и технология переработки каучуков, полимеров и резиновых смесей / Е.Г. Вострокнутов, В.Г. Любашевская, В.И. Новиков // *Межвуз. сб. науч. тр. – Ярославль, 1972. – С. 26 – 32.*
190. Машины и технология переработки каучуков, полимеров и резиновых смесей / Е.Г. Вострокнутов, Н.В. Прозоровская, Н.М. Смирнова, В.Ф. Евстратов, Е.В. Резцова // *Межвуз. сб. науч. тр. – Ярославль, 1972. – С. 3 – 13.*
191. Вострокнутов, Е.Г. Разработка комплекса методик определения показателей упруго-вязких, адгезионно-фрикционных и прочностных свойств каучуков и резиновых смесей : отчет предприятия п/я В-8749 № 14-93-74 по теме 82-73 / Е.Г. Вострокнутов, Н.В. Прозоровская. – М., 1975. – 104 с.
192. Разработка критериального метода прогнозирования технологического поведения каучуков и резиновых смесей : отчет предприятия п/я В-8749 № 14-4-74 по теме 70-73 за 1972–73 гг. / Е.Г. Вострокнутов, Н.В. Прозоровская, Л.В. Кирилук, Н.М. Смирнова и др.
193. Переработка каучуков и резиновых смесей (реологические основы, технология, оборудование) / Е.Г. Вострокнутов, М.И. Новиков, В.И. Новиков, Н.В. Прозоровская. – М. : Химия, 1980. – 280 с.
194. Сафулин, Д.М. Исследование процесса деформирования расплавов в формующих элементах экструзионных машин : автореф. ... канд. техн. наук. по спец. 05.04.09 / Д.М. Сафулин. – М., 1974.
195. Сафулин, Д.М. Серия Переработка пластмасс : экспресс-информация / Д.М. Сафулин, М.М. Балашов. – М. : НИИТЭХИМ, 1983. – Вып. 5. – С. 8.
196. Губер, Ф.Б. Проблемы оптимизации процесса шприцевания в промышленности / Ф.Б. Губер, В.Ф. Тамаркин, А.Г. Говша. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1981. – С. 76.
197. Cotten G.R. *Rubb. Chem. and Tech.* 1968. 100. N. 1. P. 51.
198. Губер Ф.Б. и др. *Каучук и резина.* 1970. № 1. С. 26 – 28.
199. Cotten G.R. *Rubber Age.* 1968. 100. No. 11. P. 51.
200. Weissert P.C. *Rubber Chem. and Tech.* 1969. 42. No. 3. P. 903.
201. Henze E.D. *Polym. Eng. and Sci.* 1973. 13. No. 2. P. 153 – 159.
202. Конгаров Г.С., Бартнев Г.М. *Каучук и резина.* 1973. № II. С. 23 – 25.
203. Cotten G.R. *Rubber Chem. and Tech.* 1979. 52. No. 1. P. 187 – 198.
204. Губер Ф.Б., Сидоров Н.Н. *Каучук и резина.* 1973. № 4. С. 11 – 13.
205. Губер, Ф.Б. Методы испытания и исследования резин и резинотехнических изделий / Ф.Б. Губер, В.Ф. Тамаркин. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1977. – С. 64 – 72.
206. Губер, Ф.Б. Производство шин, РТИ и АТИ / Ф.Б. Губер, Н.И. Шихирев. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1972. – № 10. – С. 39 – 42.
207. Шихирев, Н.И. Производство шин, РТИ и АТИ / Н.И. Шихирев и др. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1972. – № 11. – С. 37 – 39.
208. Шихирев, Н.И. Производство шин, РТИ и АТИ / Н.И. Шихирев, Ф.Б. Губер, С.Г. Попова. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1973. – № 1. – С. 15 – 18.
209. Коротышев Е.В. и др. *Каучук и резина.* 1973. № 6. С. 28 – 30.
210. Губер, Ф.Б. Прогнозирование свойств резин и резинотехнических изделий / Ф.Б. Губер, В.Ф. Тамаркин, И.В. Кришталь. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1978. – С. 34 – 70.
211. Шихирев, Н.И. Производство шин, РТИ и АТИ / Н.И. Шихирев, Ф.Б. Губер, Э.Ф. Шалыганов. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1971. – № 10. – С. 37 – 39.
212. Губер, Ф.Б. Прогнозирование свойств резин и резинотехнических изделий / Ф.Б. Губер, В.Ф. Тамаркин, И.В. Кришталь. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1978. – С. 34 – 70.
213. Шен, М. Вязкоупругая релаксация в полимерах / М. Шен ; пер. с англ. ; под ред. А.Я. Малкина. – М. : Мир, 1974. – 270 с.
214. Кореньков, М.А. Исследование закономерностей деформации резиновых смесей в машинах для их переработки экструзией с последующей вытяжкой : автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.04.09 / М.А. Кореньков. – М., 1975. – 16 с.
215. Пономарев, С.В. Теоретические и практические аспекты теплофизических измерений : монография. В 2 кн. / С.В. Пономарев, С.В. Мищенко, А.Г. Дивин. – Тамбов : Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2006. – Кн. 2. – 216 с.
216. Бердышев, Б.В. Основы теории формования полых изделий из полимеров. Методы расчета формующих элементов перерабатывающего оборудования : автореф. дис. ... д-ра техн. наук по спец. 05.04.09 /

Б.В. Бердышев. – М., 1999. – 32 с.

217. Басов, Н.И. Контроль качества полимерных материалов / Н.И. Басов, В.А. Любартович, С.А. Любартович ; под ред. В.А. Брагинского. – 2-е изд., перераб. – Л.: Химия, 1990. – 112 с.

218. Rubber Age. 1971. 103. No. 2. P. 110.

219. Rubber World. 1974. 169. No. 4. P. 29.

220. Elastomerics. 1977. No. 5. P. 18.

221. Rubber World. 1975. No. 4. P. 44.

222. Elastomerics. 1977. No. 5. P. 18.

223. Rev. gen. caout. plast. 1974. No. 1–2. P. 57.

224. Кондраков С.П., Багно А.И., Говша А.Г. Каучук и резина. 1972. № 3. С. 50–51.

225. Чехомов, Ю.К. Производство шин, РТИ и АТИ / Ю.К. Чехомов, В.К. Доброродняя. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1976. – № 6. – С. 28.

226. А. с. 504665 СССР // Бюллетень изобретений. – 1976. – № 8.

227. Каталог фирмы "Барвелл" (ФРГ), 1976.

228. Горелик, Р.А. Прогнозирование свойств резин и резинотехнических изделий / Р.А. Горелик. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1978. – С. 48 – 54.

229. Уральский, М.Л. Поперечно сшитые каучуки / М.Л. Уральский, Р.А. Горелик, А.М. Буканов. – М. : ЦНИИТЭнефтехим, 1977. – 63 с.

230. Постернак, А.Г. Исследование процессов охлаждения шприцованных резиновых заготовок : автореф. ... канд. техн. наук по спец. 05.17.08 / А.Г. Постернак. – Л., 1979. – 16 с.

231. Рожков, В.Ф. Процессы сушки клеевых покрытий на резиновых заготовках : автореф. ... канд. техн. наук по спец. 05.17.08 / В.Ф. Рожков. – Л., 1982. – 16 с.

232. Прудник, Л.В. Кинетика тепловых и механических процессов обработки шприцованных резиновых заготовок : автореф. ... канд. техн. наук по спец. 05.17.08 / Л.В. Прудник. – Тамбов, 1984. – 16 с.

233. Туголуков, Е.Н. Кинетика сушки и охлаждения клеепромазанных резиновых заготовок : автореф. ... канд. техн. наук по спец. 05.17.08 / Е.Н. Туголуков. – Тамбов, 1986. – 16 с.

234. Оборудование для охлаждения и усадки профилированных резиновых заготовок / В.И. Коновалов, Л.В. Прудник, А.Г. Постернак, В.Н. Шашков. – М. : ЦИНТИхимнефтемаш, 1988. – 44 с.

235. Муравьев, Д.А. Интенсификация тепловых режимов резиноперерабатывающих червячных машин методом испарительного охлаждения в пористых структурах : автореф. ... канд. техн. наук по спец. 05.17.08 / Д.А. Муравьев. – Тамбов, 1989. – 16 с.

236. Гатапова, Н.Ц. Кинетика и оптимизация циклических тепловых процессов при вулканизации резиновых заготовок : автореф. ... канд. техн. наук по спец. 05.17.08 / Н.Ц. Гатапова. – Тамбов, 1999. – 16 с.

237. Техника и технология псевдооживления: процессы термообработки и вулканизации / С.И. Дворецкий, В.Н. Королев, С.А. Нагорнов, В.П. Таров. – М. : "Издательство Машиностроение-1", 2006. – 232 с.

238. Порчхидзе, Г.Д. Влияние геометрии шнека и параметров переработки на процесс диспергирования при экструзии наполненных полимеров : автореф. дис. ... канд. техн. наук по спец. 05.17.08 / Г.Д. Порчхидзе. – М., 2002. – 16 с.

239. Моделирование и оптимизация экструзии полимеров / В.В. Скачков, Р.В. Торнер, Ю.В. Стунгур, С.В. Реутов. – Л. : Химия, 1984. – 152 с.

240. Перводчук, В.П. Процессы движения, теплообмена и фазовых превращений неньютоновских материалов в шнековых аппаратах : дис. ... д-ра техн. наук по спец. 05.17.08 / В.П. Перводчук. – Пермь, 1984. – 377 с.

241. 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 / В.И. Кочетов. – Тамбов, 2001. – С. 390.

242. Химмельблау, Д. Прикладное нелинейное программирование / Д. Химмельблау. – М. : Мир, 1975. – 480 с.

243. Оптимальное проектирование в задачах химического машиностроения // Межвуз. сб. науч. тр. / Моск. ин-т хим. машиностроения ; под ред. Балакирева и др. – М. : МИХМ, 1983. – 165 с.

244. Rajesh, J. Taboo search algorithm for continuous function optimization / J. Rajesh, V.K. Jayaraman, B.D. Kulkarn. Chem. Eng. Department, National Chemical Laboratory, Pune. India // Che. Eng.: Res and Des. A: Transactions of the Institution of Chemical Engineers. – 2000. – 78. – № 6.

245. Клинков, А.С. Исследование непрерывного процесса вальцевания полимерных материалов : дис. ... канд. техн. наук / А.С. Клинков. – М., 1972.

246. Балашов, М.М. Исследование непрерывного процесса вальцевания полимеров / М.М. Балашов, А.С. Клинков // Пластмассы и каучук. – 1973. – Т. 20, № 4. – С. 291 – 293.

247. Бекин, Н.Г. Валковые машины для переработки резиновых смесей (основы теории) / Н.Г. Бекин. – Ярославль : ЯТИ, 1969.

248. Лукач, Ю.Е. Валковые машины для переработки пластмасс и резиновых смесей / Ю.Е. Лукач, Д.Д. Рябинин, Б.Н. Метлов. – М. : Машиностроение, 1967.

249. Машиностроение: Энциклопедия в 40 т. Раздел IV. Расчет и конструирование машин. Т. IV-12. Машины и аппараты химических и нефтеперерабатывающих производств. – М. : Машиностроение, 2004. – 829 с.
250. Сопрягин, Э.А. Оборудование заводов резиновой промышленности : учебное пособие / Э.А. Сопрягин, В.Н. Красовский ; под ред. Д.Г. Мирзоева. – Мн. : Вышэйшая школа, 1970. – 358 с.
251. Рябинин, Д.Д. Смесительные машины для пластмасс и резиновых смесей / Д.Д. Рябинин, С.Е. Лукач. – М. : Машиностроение, 1972.
252. Оборудование для переработки пластмасс : справочное пособие / под ред. В.К. Завгороднего. – М. : Машиностроение, 1976. – 407 с.
253. Лукач, Ю.Е. Автоматизированное проектирование валковых машин для переработки полимеров / Ю.Е. Лукач, Л.Г. Воронин, Л.И. Ружинская и др. – Киев : Тэхника, 1988. – 208 с.
254. Межуев, В.В. Исследование работы узла пластикации и впрыска шнек-плунжерной литьевой машины при литье резиновых смесей : дис. ... канд. техн. наук / В.В. Межуев. – М., 1972.
255. Басов, Н.И. Оборудование для производства объемных изделий из термопластов / Н.И. Басов, В.К. Ким, В.К. Скуратов. – М. : Машиностроение, 1972. – С. 272.
256. Карпачев, П.С. Машины и аппараты производств заменителей кожи и пленочных материалов / П.С. Карпачев и др. – М. : Легкая индустрия, 1964.
257. Писаренко, Г.С. Справочник по сопротивлению материалов / Г.С. Писаренко, А.Б. Яковлев, В.В. Матвеев. – Киев : Наук. думка, 1975. – 704 с.
258. Феодосев, В.И. Сопротивление материалов / В.И. Феодосев. – М. : Наука, 1974. – 559 с.
259. Анурьев, В.И. Справочник конструктора-машиностроителя / В.И. Анурьев. – М. : Машиностроение, 1998. – Т. 1, 2. – 728 с.
260. Безопасность жизнедеятельности : учебник для вузов / под общ. ред. д-ра техн. наук, проф. С.В. Белова. – 3-е изд., испр. и доп. – М. : Высшая школа, 2001. – 488 с.
261. Безопасность производственных процессов : справочник / под общ. ред. д-ра техн. наук проф. С.В. Белова. – М. : "Машиностроение", 1985. – 446 с.
262. Артамонова, В.Г. Профессиональные болезни : учебное пособие для студентов медицинских ВУЗов / В.Г. Артамонова, Н.А. Мухин. – М. : Медицина, 2006. – 480 с.
263. Басов, Н.И. Виброформование полимеров / Н.И. Басов, С.А. Любартович, В.А. Любартович. – Л. : Химия, 1979. – 160 с.
264. Варсанофьев, В.Д. Вибрационная техника в химической промышленности / В.Д. Варсанофьев, Э.Э. Кольман-Иванов. – М. : Химия, 1985. – С. 240.
265. Киселева, О.Ф. Разработка конструкции экструзионных головок для изготовления профильно-погонных полимерных изделий в условиях наложения ультразвуковых колебаний : автореф. ... канд. техн. наук по спец. 05.02.13 / О.Ф. Киселева. – Уфа : Уфимский Гос. Нефтяной технический университет, 2001. – 21 с.

ОСНОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

- a – температуропроводность, $\text{м}^2/\text{с}$;
 B – ширина винтового канала червяка, м;
 b – температурный коэффициент, $^{\circ}\text{C}^{-1}$;
 c – теплоемкость резиновой смеси, Дж / (кг·К);
 D – диаметр червяка, м;
 $D_{\text{м. вх}}$ – диаметр мундштука на входе, м;
 $D_{\text{м. вых}}$ – диаметр мундштука на выходе, м;
 $D_{\text{м}}$ – средний диаметр мундштука, м;
 d – диаметр вала вальцов, м;
 f – фрикция;
 J_B – критерий (степень) подвулканизации, %;
 e – ширина витка червяка, м;
 F_g, F_p – коэффициенты формы канала червяка;
 h – глубина винтового канала, м;
 $h_{0в}$ – величина минимального зазора между вальцами, м;
 h_{02} – половина величины минимального зазора между вальцами, м;
 L – длина нарезной части червяка, м;
 m_0 – мера консистенции перерабатываемого материала при $T_{\text{см. вх}}$, $\text{Па}\cdot\text{с}^n$;
 n – индекс течения полимерного материала;
 K – мера консистенции перерабатываемого материала, $\text{Па}\cdot\text{с}^n$;
 $l_{\text{в}}$ – длина рабочей части вала, м;
 N – полезная мощность, Вт;
 ΔP – перепад давления по длине червяка, МПа;
 P – удельная мощность, характеризующая интенсивность механического воздействия на обрабатываемый материал, $\text{Вт}/\text{м}^3$;
 q_N – удельная мощность, затрачиваемая на производство 1 кг продукции при вальцевании, $\text{Вт}/\text{кг}$;
 R – радиус вала, м;
 $T_{\text{ц}}$ – температура материального цилиндра, $^{\circ}\text{C}$;
 $T_{\text{см. вх}}, T_{\text{см. вых}}, T_{\text{см. ср}}$ – температура резиновой смеси на входе, выходе и средняя, $^{\circ}\text{C}$;
 t – время переработки материала, с;
 $V_{\text{м}}, V, V_x, V_z$ – скорость перерабатываемого материала, окружная скорость червяка и ее проекции, соответственно, м/с;
 Q – производительность червячной машины, $\text{м}^3/\text{с}$ или $\text{кг}/\text{ч}$;
 $z_{\text{д}}$ – длина винтового канала червяка, м;
 z_j – длина элементарного участка, м;
 α – коэффициент теплоотдачи от резиновой смеси к стенке материального цилиндра и червяка, $\text{Вт} / (\text{м}^2\cdot^{\circ}\text{C})$;
 $\delta_{\text{ц}}$ – зазор между гребнем червяка и внутренней поверхностью материального цилиндра, м;
 $\delta_{\text{ост. э}}, \delta_{\text{ост}}$ – относительное остаточное удлинение образцов резины при разрыве до и после процесса экструзии, соответственно, %;
 δ – относительное изменение размеров поперечного сечения экструдата, %;
 φ – угол наклона винтовой линии, град;
 λ – теплопроводность резиновой смеси, $\text{Вт} / (\text{м}\cdot\text{К})$;
 $[\sigma]$ – допускаемое напряжение материала шнека, МПа;
 ρ – плотность перерабатываемого материала, $\text{кг}/\text{м}^3$;
 $f_{\text{р. э}}$ – условная прочность при разрыве образцов резины до процесса экструзии, МПа;
 $f_{\text{р}}$ – условная прочность при разрыве образцов резины после переработки на вальцах и в червячной машине, МПа;
 $X_{\text{н}}, X_{\text{к}}$ – безразмерные координаты сечений входа и выхода;
 ω – угловая скорость червяка, с^{-1} ;
 μ – вязкость материала при вальцевании, $\text{Па}\cdot\text{с}$;
 ε – относительное удлинение при разрыве, %;
 u – частота вращения переднего вала, об/мин;
 γ – суммарный сдвиг;
 $\gamma_{\text{рс}}$ – суммарный сдвиг в резиносмесителе;
 $\gamma_{\text{ф}}$ – суммарный сдвиг в формующих каналах экструзионной головки;
 $\gamma_{\text{ш}}$ – суммарный сдвиг в канале шнека;
 $\gamma_{\text{в}}$ – суммарный сдвиг при вальцевании;
 η – вязкость материала при экструзии, $\text{Па}\cdot\text{с}$;
Пл – пластичность.

Индексы

в – вальцевание;	р – релаксации;
вх – вход;	р. д – релаксация в дорне;
вых. к – выходной канал;	р. с – резиносмеситель;
д – дорн;	с – суммарная;
зад – заданное;	ср – среднее;
н – начальное;	ш – шнек;
к – конечное;	ф – формующий канал;
м – мундштук;	х – вдоль оси X.
м. д – мундштук-дорн;	

Аббревиатуры

РТЗ – резинотехнические заготовки;
ЭУ – экспериментальная установка.

ПРИЛОЖЕНИЯ

**ОПИСАНИЕ РАБОТЫ АЛГОРИТМА ПОСТРОЕНИЯ
ТРЕХ ЛИНИЙ УРОВНЯ ФУНКЦИИ СОСТОЯНИЯ
ОТ ДВУХ ПЕРЕМЕННЫХ**

Блок 1. Начало.

Блок 2. Ввод исходных данных: $dP, d, \varphi_0, H_0, D_0, W_0, L_0, \varphi^*, H^*, D^*, W^*, L^*, \varphi^*, H^*, D^*, W^*, L^*, e_0, E, dx, \mu, n, RK, K1, K2, K1K, K2K$.

Блок 3. Расчет углового и радиального шагов вычисления

$$HH = 2\pi/MMM; RH = 0,5; MMM = 36.$$

Блок 4. Организация цикла по количеству функций состояния.

Блок 5. Организация цикла по углу сканирования заданной области изменения двух переменных.

Блок 6. Организация цикла по радиусу сканирования заданной области изменения двух переменных.

Блок 7. Пересчет радиуса сканирования.

Блок 8. Расчет координат точек для определения значений функций состояния.

Блок 9. Проверка ограничения расчетной координаты точки по абсциссе.

Блок 10. Проверка ограничения расчетной координаты точки по ординате.

Блок 11. Расчет значений функций состояния в расчетных координатах точек.

Блок 12 и 13. Выбор заданного значения $N1$ функции состояния N .

Блок 14 и 15. Выбор заданного значения $N2$ функции состояния N .

Блок 16 и 17. Выбор заданного значения $N3$ функции состояния N .

Блок 18. Проверка условия сходимости расчетного значения функции состояния и заданного.

Блок 19. Построение точек линии уровня.

Блок 20. Конец.

А. Идентификаторы к программе 1

Наименование величин	Обозначение	Обозначение в программе (идентификаторы)
1. Диаметр шнека, м	D	D
2. Диаметр осевого отверстия шнека, м	d	d_1
3. Длина нарезной части шнека, м	L	L
4. Коэффициент прямого потока	F_α	Fg
5. Коэффициент обратного потока	F_β	Fp
6. Температура выхода резиновой смеси, °С	$T_{см. вых}$	Tz
7. Температура входа резиновой смеси, °С	$T_{см. вх}$	$T0$
8. Функции ограничения	R_i	$R(i)$
9. Общее число переменных	N_x	Nx
10. Общее число ограничений в виде равенств	N_c	Nc
11. Общее число ограничений в виде неравенств	N_{ic}	Nic
12. Осевое усилие, Н	S_{oc}	PI

13. Производительность шнековой машины, м ³ /с	Q	Q
14. Ширина винтового канала шнека, м	W	$W1$
15. Угол наклона винтовой нарезки шнека, град	φ	FI
16. Глубина винтового канала шнека, м	h	h
17. Распределение давления по длине шнека, Па	ΔP	dP
18. Плотность резиновой смеси, кг/м ³	ρ	RO
19. Расчетная координата по абсциссе	$S1$	S1
20. Расчетная координата по ординате	$S2$	S2
21. Расчетное значение функции состояния	$NFF1$	NFF1
22. Заданное значение функции состояния	$N1$	NF1
23. Область допустимых значений по абсциссе	$K1K$	K1K
24. Область допустимых значений по ординате	$K2K$	K2K
25. Критерий Бейли	JB	JB
26. Текущий радиус сканирования	RRX	RRX
27. Текущий радиус сканирования	RRY	RRY
28. Угловой шаг вычисления текущей координаты	HH	HH
29. Радиальный шаг вычисления текущей координаты	RH	RH
30. Переменный угол	AA	AA
31. Переменный радиус	RRX	RRX

Программа 1

Построение линий уровня (Linuиr) функций состояния полезной мощности, производительности, критерия подвулканизации и суммарного сдвига в каналах шнека 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 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

```

Приложение Б

ОПИСАНИЕ РАБОТЫ АЛГОРИТМА РАСЧЕТА СУММАРНОГО СДВИГА, ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В КАНАЛАХ ЭКСТРУЗИОННОЙ ГОЛОВКИ

Блок 1. Начало.

Блок 2. Ввод исходных данных ρ , d , D_k , L_k , ω , dx , μ , n , $T_{вх}$.

Блок 3. Расчет коэффициентов прямого и обратного потоков.

Расчет критерия подвулканизации

$$JB(t) = \int_0^{t'} \frac{\partial t}{\tau [T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau [T(t)]}.$$

Расчет суммарного сдвига γ в каналах экструзионной головки

$$\dot{\gamma}_p = \frac{0,5D\omega \left(\frac{1}{n} + 1 \right)}{h}.$$

Расчет температуры материала на выходе из канала

$$T(l) = T_1 + G_1 \exp\left(\frac{E}{RT_{cp1}}\right) - \left(G_1 \exp\left(\frac{E}{RT_{cp1}}\right) - T_{nb} + T_1 \right) \exp(-A_1 l).$$

Блок 4. Расчет промежуточных значений:

$$JB(t) = \int_0^{t'} \frac{\partial t}{\tau [T(t)]} = \sum_i \int_{t_{i-1}}^{t_i} \frac{\partial t}{\tau [T(t)]}.$$

Блок 5. Вывод результатов на печать γ , $T_{вых}$, JB.

Блок 6. Конец.

Б. Идентификаторы к программе 2

Наименование величин	Обозначение	Обозначение в программе (идентификаторы)
1. Диаметр канала участка 1, м	$D_{к1}$	DK1
2. Длина канала участка 1, м	$L_{к1}$	LK1
3. Скорость сдвига в канале участка 1, c^{-1}	$\dot{\gamma}$	GAMST1

4. Диаметр канала участка 2, м	$D_{к2}$	DK2
5. Длина канала участка 2, м	$L_{к2}$	LK2
6. Скорость сдвига в канале участка 2, c^{-1}	$\dot{\gamma}$	GAMST2
7. Температура стенки канала, $^{\circ}C$	$T_{к}$	TZK
8. Текущая температура материала в канале, $^{\circ}C$	$T_{м}$	TSK
9. Температура материала на входе в канал, $^{\circ}C$	$T_{в.к}$	T0K
10. Температура выхода резиновой смеси, $^{\circ}C$	$T_{см. вых}$	Tz
11. Производительность шнековой машины, m^3/c	Q	Q
12. Скорость материала в канале, м/с	V	W1K
13. Переменная координата для расчета JB нарезки шнека, м	$X_{к}$	XK5
14. Текущая координата по длине канала шнека, м	x	XK1
15. Критерий подвулканизации	JB	JB1
16. Диаметр дорнодержателя, м	$D_{д}$	DKD
17. Диаметр мундштука на входе, м	$D_{в}$	DKK1
18. Скорость сдвига в канале участка 1, c^{-1}	$\dot{\gamma}_{д}$	GAMSTD1
19. Диаметр мундштука на выходе, м	$D_{вых}$	DKK2
20. Плотность резиновой смеси, $кг/м^3$	ρ	RO
21. Суммарная величина сдвига	γ	GAM1
22. Угловая скорость шнека, c^{-1}	ω	W

Программа 2

' Расчет температурного поля по длине формующих каналов

CLS

PRINT " №К|"; " Q,кг/ч|"; " dTK,град|"; "TsrK,град|"; "Tвых.к,грд| "; "JBK,% |"; "|GAMK "; "|TAU "

AL = 100

Q# = .000005 'м³/с

DK1 = .032 'D диаметр канала

LK1 = .1 'L длина цилиндрического канала

MUK = 100000: pm = .2

4 REM "расчет температуры в цилиндрическом канале"

NKD1 = 1'номер канала

TzK = 105: T0K = 98: RO = 1200: C = 2100: LA = .22

КАК = AL * DK1 / LA / 2: b2 = .005

TsK# = TzK

5 'AL = 175 - .833333 * TsK#

'PRINT AL

AK = AL * 3.14 * DK1 / (2 * RO * C * Q#)

W1K = 4 * Q# / (3.14 * DK1 ^ 2)

GAMSTK1 = 8 * W1K / DK1

GK1 = MUK * DK1 ^ 2 * GAMSTK1 ^ (pm + 1) / (4 * КАК * LA)

PRINT "GAMSTK1="; GAMSTK1; "GK1="; GK1;

TK# = TzK + GK1 * (-b2 * TsK#) * (1 + (EXP(-AK * LK1) - 1) / (AK * LK1))

Ts1K# = TK# + (TzK - T0K) * (EXP(-AK * LK1) - 1) / (AK * LK1)

'PRINT "Ts1K="; Ts1K

IF ABS((Ts1K# - TsK#) / Ts1K#) * 100 <= 1 THEN 23 ELSE 19

19 'PRINT "Ts1K#="; Ts1K#; TsK#

TsK# = Ts1K#: GOTO 5

23 TK# = TzK + GK1 * EXP(-b2 * Ts1K#)

TdK# = TK# - (GK1 * EXP(-b2 * Ts1K#) - T0K + TzK) * EXP(-AK * LK1)

```

PRINT "TDK#="; TdK#; KAK
59 REM "РАСЧЕТ ИНТЕГРАЛА БЕЙЛИ JB"
TAUK = 3.14 * DK1 ^ 2 * LK1 / (4 * Q#) / 60
PRINT "TAUK="; TAUK
GAMSTK1 = 8 * W1K / DK1
GAMK = GAMSTK1 * TAUK * 60
dTAU = 1 / 60
TAUS1 = -16.17806; TAUS2 = 3131360
61 JB = 0
JB0 = JB: XK1 = LK1 * dTAU / (TAUK / 60)
FOR XK5 = 0 TO LK1 STEP XK1
TK# = TzK + GK1 * EXP(-b2 * Ts1K#)
TDZK# = TK# - (GK1 * EXP(-b2 * Ts1K#) - T0K + TzK) * EXP(-AK * XK5)
'PRINT "TDZK#="; TDZK#
TDZKK# = TDZK# + 273.15
TAUS = (TAUS1 + TAUS2 / TDZKK# ^ 2) ^ 2
JBK = JB0 + dTAU / TAUS: JBO = JBK
NEXT XK5
EPS = ABS((JBK - JB1K) / JBK) * 100
'PRINT JB1K; JBK; dTAU; EPS
IF EPS < 10 THEN 63 ELSE 62
62 JB1K = JBK: dTAU = dTAU / 1.5: GOTO 61
63 PRINT "TAUK="; TAUK; "JBK="; JBK; LK

```

'расчет температуры по длине дорнодержателя

```

NKD2 = 2 'номер канала
DKD = .003 'D диаметр канала
LKD = .01 'L длина канала дорнодержателя
nk = 3 'количество каналов дорнодержателя
MUD = 100000; pm = .2
TOD = TdK#
TzD = 105
KAD = AL * DKD / LA / 2: b2 = .005
TsD# = TzD
65 'AL = 175 - .833333 * TsK#
'PRINT AL
AD = AL * 3.14 * DKD / (2 * RO * C * Q# / nk)
W1D = 4 * Q# / (nk * 3.14 * DKD ^ 2)
GAMSTD1 = 8 * W1D / DKD
GD1 = MUD * DKD ^ 2 * GAMSTD1 ^ (pm + 1) / (4 * KAD * LA)
'PRINT "GAMSTD1="; GAMSTD1; "GD1="; GD1;
TKD# = TzD + GD1 * (-b2 * TsD#) * (1 + (EXP(-AD * LKD) - 1) / (AD * LKD))
Ts1D# = TKD# + (TzD - TOD) * (EXP(-AK * LKD) - 1) / (AK * LKD)
'PRINT "Ts1D="; Ts1D#
IF ABS((Ts1D# - TsD#) / Ts1D#) * 100 <= 1 THEN 73 ELSE 69
69 PRINT "Ts1D#="; Ts1D#; TsD#
TsD# = Ts1D#: GOTO 65
73 TD# = TzD + GD1 * EXP(-b2 * Ts1D#)
TdD# = TD# - (GD1 * EXP(-b2 * Ts1D#) - T0D + TzD) * EXP(-AD * LKD)
'PRINT "TDD#="; TdD#; KAD
79 REM "РАСЧЕТ ИНТЕГРАЛА БЕЙЛИ JB"
TAUD = 3.14 * DKD ^ 2 * LKD / (4 * Q# / nk) / 60
PRINT "TAUD="; TAUD
GAMSTD1 = 8 * W1D / DKD
GAMD = GAMSTD1 * TAUD * 60
dTAU = 1 / 60
TAUS1 = -16.17806; TAUS2 = 3131360
81 JB = 0
JB0 = JB: XD1 = LKD * dTAU / (TAUD / 60)
FOR XD5 = 0 TO LKD STEP XD1
TD# = TzD + GKD * EXP(-b2 * Ts1D#)
TDZD# = TD# - (GKD * EXP(-b2 * Ts1D#) - T0D + TzD) * EXP(-AD * XD5)
'PRINT "TDZD#="; TDZD#

```



```

TDZDD# = TDZD# + 273.15
TAUS = (TAUS1 + TAUS2 / TDZDD# ^ 2) ^ 2
JBD = JBO + dTAU / TAUS: JBO = JBD
NEXT XD5
EPS = ABS((JBD - JB1D) / JBD) * 100
'PRINT JB1D; JBD; dTAU; EPS
IF EPS < 5 THEN 83 ELSE 82
82 JB1D = JBD: dTAU = dTAU / 1.5: GOTO 81
83 'PRINT "TAUD="; TAUD; "JBD="; JBD; LKD

```

'расчет температуры по длине конического канала

```

DKK1 = .022 'D диаметр конического канала на входе
DKK2 = .008 'D диаметр конического канала на выходе
LKK = .015 'L длина конического канала
MUKK = 100000: pm = .2
NKD3 = 3'номер канала
TzKK = 105: T0KK = TdD#
DKK = (DKK1 + DKK2) / 2
KAKK = AL * DKK / LA / 2: b2 = .005
TsKK# = TzKK
85 'AL = 175 - .833333 * TsK#
'PRINT AL
AKK = AL * 3.14 * DKK / (2 * RO * C * Q#)
W1KK = 4 * Q# / (3.14 * DKK ^ 2)
GAMSTKK = 256 * Q# / (3.14 * (DKK1 + DKK2) ^ 3)
GKK = MUKK * DKK ^ 2 * GAMSTKK ^ (pm + 1) / (4 * KAKK * LA)
'PRINT "GAMSTKK="; GAMSTKK; "GKK="; GKK;
TKK# = TzKK + GKK * (-b2 * TsKK#) * (1 + (EXP(-AKK * LKK) - 1) / (AKK * LKK))
Ts1KK# = TKK# + (TzKK - T0KK) * (EXP(-AKK * LKK) - 1) / (AKK * LKK)
'PRINT "Ts1KK="; Ts1KK
IF ABS((Ts1KK# - TsKK#) / Ts1KK#) * 100 <= 1 THEN 93 ELSE 89
89 'PRINT "Ts1KK="; Ts1KK; TsKK#
TsKK# = Ts1KK#: GOTO 85
93 TKK# = TzKK + GKK * EXP(-b2 * Ts1KK#)
TdKK# = TKK# - (GKK * EXP(-b2 * Ts1KK#) - T0KK + TzKK) * EXP(-AKK * LKK)
PRINT "TDKK#="; TdKK#; KAKK
99 REM "РАСЧЕТ ИНТЕГРАЛА БЕЙЛИ JB"
TAUKK = 3.14 * DKK ^ 2 * LKK / (4 * Q#) / 60
PRINT "TAUKK="; TAUKK
GAMSTKK = 256 * Q# / (3.14 * (DKK1 + DKK2) ^ 3)
GAMKK = GAMSTKK * TAUKK * 60
dTAU = 1 / 60
TAUS1 = -16.17806: TAUS2 = 3131360
101 JB = 0
JB0 = JB: XKK = LKK * dTAU / (TAUKK / 60)
FOR XKK5 = 0 TO LKK STEP XKK
TKK# = TzKK + GKK * EXP(-b2 * Ts1KK#)
TDZKK# = TKK# - (GKK * EXP(-b2 * Ts1KK#) - T0KK + TzKK) * EXP(-AKK * XKK5)
'PRINT "TDZKK#="; TDZKK#
TDZKKK# = TDZKK# + 273.15
TAUS = (TAUS1 + TAUS2 / TDZKKK# ^ 2) ^ 2
JBKK = JB0 + dTAU / TAUS: JBO = JBKK
NEXT XKK5
EPS = ABS((JBKK - JB1KK) / JBKK) * 100
'PRINT JB1KK; JBKK; dTAU; EPS
IF EPS < 10 THEN 103 ELSE 102
102 JB1KK = JBKK: dTAU = dTAU / 1.5: GOTO 101
103 'PRINT "TAUKK="; TAUKK; "JBKK="; JBKK; LKK

```

'расчет температуры по длине цилиндрического канала мундштука

```

DKK = .005 'D диаметр цилиндрического канала мундштука
LKK = .06 'L длина цилиндрического канала мундштука
MUKK = 100000: pm = .2

```

```

NKD4 = 4'номер канала
TzKM = 105: T0KM = 103'TdKK#
KAKK = AL * DKK / LA / 2: b2 = .005
TsKM# = TzKM
115 'AL = 175 - .833333 * TsK#
'PRINT AL
AKK = AL * 3.14 * DKK / (2 * RO * C * Q#)
W1KK = 4 * Q# / (3.14 * DKK ^ 2)
GAMSTKM = 8 * W1KK / DKK
GKK = MUKK * DKK ^ 2 * GAMSTKM ^ (pm + 1) / (4 * KAKK * LA)
'PRINT "GAMSTKM="; GAMSTKM; "GKK="; GKK;
TKM# = TzKM + GKK * (-b2 * TsKM#) * (1 + (EXP(-AKK * LKK) - 1) / (AKK * LKK))
Ts1KM# = TKM# + (TzKM - T0KM) * (EXP(-AKK * LKK) - 1) / (AKK * LKK)
'PRINT "Ts1KM="; Ts1KM
IF ABS((Ts1KM# - TsKM#) / Ts1KM#) * 100 <= 1 THEN 123 ELSE 119
119 PRINT "Ts1KM="; Ts1KM; TsKM#
TsKM# = Ts1KM#: GOTO 115
123 TKM# = TzKM + GKK * EXP(-b2 * Ts1KM#)
    TdKM# = TKM# - (GKK * EXP(-b2 * Ts1KM#) - T0KM + TzKM) * EXP(-AKK * LKK)
PRINT "TDKM#="; TdKM#; KAKK
129 REM "РАСЧЕТ ИНТЕГРАЛА БЕЙЛИ JB"
TAUKM = 3.14 * DKK ^ 2 * LKK / (4 * Q#) / 60
PRINT "TAUKM="; TAUKM
'GAMSTKM = 8 * W1KK / DKK
GAMSTKM = 32 * Q# / (3.14 * DKK ^ 3)
GAMKM = GAMSTKM * TAUKM * 60
dTAU = 1 / 60
TAUS1 = -16.17806: TAUS2 = 3131360
131 JB = 0
JB0 = JB: XKM = LKK * dTAU / (TAUKM / 60)
FOR XKM5 = 0 TO LKK STEP XKM
TKM# = TzKM + GKK * EXP(-b2 * Ts1KM#)
TDZKM# = TKM# - (GKK * EXP(-b2 * Ts1KM#) - T0KM + TzKM) * EXP(-AKK * XKM5)
'PRINT "TDZKM#="; TDZKM#
TDZKKM# = TDZKM# + 273.15
TAUS = (TAUS1 + TAUS2 / TDZKKM# ^ 2) ^ 2
JBKM = JB0 + dTAU / TAUS: JBO = JBKM
NEXT XKM5
EPS = ABS((JBKM - JB1KM) / JBKM) * 100
'PRINT JB1KM; JBKM; dTAU; EPS
IF EPS < 10 THEN 133 ELSE 132
132 JB1KM = JBKM: dTAU = dTAU / 1.5: GOTO 131
133 'PRINT "TAUKM="; TAUKM; "JBKM="; JBKM; LKK

' PRINT "производительность, Q# м^3/с, или кг/ч"
PRINT USING "###.#####"; Q#
'PRINT USING "###.###"; Q# * RO * 3600
'PRINT "перепад температуры, dTK град"
'PRINT USING "###.#"; (TdK# - T0K)
'PRINT "средняя температура, Ts1# град"
'PRINT USING "###.#"; Ts1K#
'PRINT "температура выхода, TdK# град"
'PRINT USING "###.#"; TdK#
'PRINT "критерий Бейли, JBK"
'PRINT USING "#.###"; JBK
QQ = Q# * RO * 3600
PRINT USING "####.###"; NKD1; QQ; (TdK# - T0K); Ts1K#; TdK#; JBK * 100; GAMK; TAUK
PRINT USING "####.###"; NKD2; QQ; (TdD# - T0D); Ts1D#; TdD#; JBD * 100; GAMD; TAUD
PRINT USING "####.###"; NKD3; QQ; (TdKK# - T0KK); Ts1KK#; TdKK#; JBKK * 100; GAMKK; TAUKK
PRINT USING "####.###"; NKD4; QQ; (TdKM# - T0KM); Ts1KM#; TdKM#; JBKM * 100; GAMKM; TAUKM

```

Результаты расчета программы 2

№К	Q, кг/ч	dTK, град	TsrK, град	Tвых, град	JBK, %	GAMK	TAU
1	21.600	0.925	97.876	98.925	0.147	25.000	16.077
2	21.600	2.358	97.997	101.283	0.214	26.667	0.042
3	21.600	0.339	101.150	101.622	0.221	8.000	0.530
4	21.600	7.686	99.849	110.686	0.238	96.000	0.235

Приложение В

ОПИСАНИЕ РАБОТЫ ПРОГРАММЫ ОПТИМИЗАЦИИ ПРОЦЕССА И ОБОРУДОВАНИЯ ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ ПРИ УСЛОВИИ МИНИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ МОЩНОСТИ И ЗАДАННОМ КАЧЕСТВЕ ЭКСТРУДАТА

Блок 1. Начало.

Блок 2. Ввод исходных данных: $\sigma, \rho, dP, d, \varphi_0, H_0, D_0, W_0, L_0, \varphi^*, H^*, D^*, W^*, L^*, e_0, E, dx, \mu, n$.

Блок 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.

Блок 4. Расчет промежуточных значений.

Блок 5. Проверка выполнения условия равенства расчетных значений температуры выхода смеси и суммарной величины сдвига заданным, соответственно.

Блок 6. Проверка выполнения условия неравенства на границы изменения варьируемых параметров.

Блок 7. Проверка минимального значения технологической мощности N .

Блок 8. Вывод результатов процесса оптимизации: $\varphi, h, D, \omega, L, N$.

Блок 9. Конец.

В. Идентификаторы к программе 3

Наименование величин	Обозначение	Обозначение в программе (идентификаторы)
1. Диаметр шнека, м	D	D
2. Диаметр осевого отверстия шнека, м	d	d_1
3. Длина нарезной части шнека, м	L	L
4. Коэффициент прямого потока	F_α	Fg
5. Коэффициент обратного потока	F_β	Fp
6. Температура выхода резиновой смеси, °C	$T_{см. вых}$	Tz
7. Температура входа резиновой смеси, °C	$T_{см. вх}$	$T0$
8. Функции ограничения	R_i	$R(i)$
9. Общее число переменных	N_x	Nx
10. Общее число ограничений в виде равенств	N_c	Nc
11. Общее число ограничений в виде неравенств	N_{ic}	Nic
12. Осевое усилие, Н	S_{oc}	PI
13. Производительность шнековой машины, м ³ /с	Q	Q
14. Ширина винтового канала шнека, м	W	$W1$
15. Угол наклона винтовой нарезки шнека, град	φ	FI
16. Глубина винтового канала шнека, м	h	h
17. Распределение давления по длине вала, Па	ΔP	dP
18. Плотность резиновой смеси, кг/м ³	ρ	RO
19. Касательное напряжение, Па	$\tau(x)$	TAU
20. Модуль упругости 1 рода, Па	E	E

21. Допускаемое напряжение, Па	[σ]	SIG
22. Допускаемый прогиб, м	[W]	WDOP
<i>Продолжение табл. В</i>		
Наименование величин	Обозначение	Обозначение в программе (идентификаторы)
23. Суммарная величина сдвига	γ	GAM1
24. Заданное значение суммарной величины сдвига	$\gamma_{\text{зад}}$	GAMdop
25. Плотность материала шнека, кг/м ³	ρ_1	RO1
26. Критерий Бейли	JB	JB
27. Изгибающий момент, Н·м	$M_{\text{и}}$	Miz
28. Крутящий момент, Н·м	$M_{\text{кр}}$	MKR
29. Эквивалентное напряжение, Па	$\sigma_{\text{эkv}}$	SIGEKV
30. Технологическая мощность, Вт	N	N
31. Угловая скорость шнека, с ⁻¹	ω	W
32. Максимальный прогиб шнека, м	f_{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
  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 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
CALL WRIT
PRINT "Процесс оптимизации завершен. Решение найдено"
PRINT #1, "Процесс оптимизации завершен. Решение найдено"
GOTO 10
80 PRINT "*****"
PRINT #1, "*****"
PRINT " НОМЕР СЧЕТА:"; ICONT, " FDIFER ="; FDIFER#
PRINT #1, " НОМЕР 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 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 консистентности, 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# - Ts#) / Ts1#) * 100 <= 2 THEN 23 ELSE 19
19 'PRINT "Ts1#="; Ts1#; Ts#
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

```

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 м^3/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

Приложение Г

ОПИСАНИЕ АЛГОРИТМА РАСЧЕТА СУММАРНОГО СДВИГА ПРИ ПЕРЕРАБОТКЕ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ВАЛЬЦАХ НЕПРЕРЫВНОГО ДЕЙСТВИЯ

- Блок 1. Начало.
 Блок 2. Ввод исходных данных.
 Блок 3. Выполнять расчет для всех текущих значений безразмерной координаты сечения выхода X_{ki} , когда выполняется условие $X_{ki} > X_{kk}$.
 Блок 4. Расчет безразмерной координаты сечения входа X_n в зависимости от X_k .
 Блок 5. Задается цикл по оси X от X_k до X_n с шагом dX для расчета параметров в зоне деформации материала.
 Блок 6. Расчет скоростей течения материала вдоль осей X и Z на участке dz_i .
 Блок 7. Расчет результирующей скорости v_{xz} на участке dz_i .
 Блок 8. Расчет времени движения материала dt_i на участке dz_i .
 Блок 9. Расчет времени t_j и расстояния z_j , которое проходит материал за один проход.
 Блок 10. После завершения цикла (блок 5 – 9) расчет сдвига за один проход γ_j .
 Блок 11. Расчет суммы текущих значений величин сдвига γ_c , времени t и расстояния l_b .
 Блок 12. Расчет X_{ki} для следующего прохода и возврат на блок 3.
 Блок 13. После завершения цикла (блок 3 – 9) вывод результатов расчета: величин γ_c , t , l_b .
 Блок 14. Конец.

Г. Идентификаторы к программе 4

Наименование величин	Обозначение	Обозначение в программе (идентификаторы)
1. Безразмерная координата выхода (в зоне выгрузки)	X_{k0}	Xk0
2. Текущее значение безразмерной координаты выхода	X_{kk}	Xkt
3. Безразмерная координата входа	X_n	Xn
4. Безразмерная координата выхода	X_k	Xk
5. Среднеинтегральные значения компонентов скорости вдоль оси X , Y и результирующая соответственно, см/с	V_{xi}, V_{zi}, V_{xz}	VxS, VzS, Vp
6. Время, затрачиваемое на прохождение dl_i , с	dt_i	dt
7. Элементарное перемещение материала в j -й зоне деформации, см	z_i	dz
8. Путь по винтовой линии за время t , см	dl_i	dS
9. Путь, пройденный материалом в зоне деформации, см	z_j	dzSdef
10. Время прохождения материалом зоны деформации, с	t_j	Stdef
11. Суммарная деформация сдвига за один проход	γ_j	Gam

12. Время, затрачиваемое на прохождение l_B , с	t	dtS
13. Суммарная деформация сдвига	γ_B	SGam
14. Суммарный путь вдоль оси z, см	$\sum_{j=1}^k z_j \leq l_B$	dzS
15. Длина валка, см	l_B	Lv

Программа 4

```

REM "Программа расчета суммарной величины сдвига"
DECLARE FUNCTION deltaX (dzS, Xkt, Lv)
DECLARE FUNCTION XnXk (Xkt, g, t, Xn)
DECLARE FUNCTION Vxx (Xkt, g, t, Xn, Vx, U0, U1, U2, La, X, Y, H, VxS)
DECLARE FUNCTION Vzz (Xkt, g, t, Xn, Vz, U0, U1, U2, La, Y, X, H, VzS, n2)
DECLARE FUNCTION Gamma (n2, dtSdef, dzSdef, XkSr, XnSr, Gam, U0, h0, R, i)
OPEN "VZ.rez" FOR OUTPUT AS #1
CLS : SCREEN 12
go = .915 'плотность материала, г/см³
Pi = 3.14
h0 = .075 'половина межвалкового зазора, см
Lv = 16 'длина рабочей части валка, см
R = 4 'радиус валка, см
f = 1.2 'фрикция
n = 2
t = 1
FOR n2 = 5 TO 30 STEP 5
'n2 = 25'частота вращения переднего валка, об/мин
'IF n2 = 5 THEN Tau = 720
'IF n2 = 10 THEN Tau = 490
'IF n2 = 15 THEN Tau = 345
'IF n2 = 20 THEN Tau = 240
'IF n2 = 25 THEN Tau = 170
'IF n2 = 30 THEN Tau = 120
n1 = f * n2 'частота вращения заднего валка, об/мин
U1 = (2 * Pi * n1 * R) / 60 'линейная скорость переднего валка, см/сек
U2 = (2 * Pi * n2 * R) / 60 'линейная скорость заднего валка, см/сек
U0 = (U1 + U2) / 2 'средняя линейная скорость, см/сек
La = (U1 - U2) / (2 * U0)
Xk0 = .27
Xkk = .43
dXk = -.05
beta = (Xkk - Xk0) / Lv
dX = .02
hXkt = -.05
g = 3
66
SGam = 0
Gam = 0
ipr = 0
it = 0
dtS = 0
dzS = 0
Xkt = Xkk
DO WHILE Xkt > Xk0
it = it + 1
qX = XnXk(Xkt, g, t, Xn)
IF Xn > 5 THEN dXk = dXk + .005: GOTO 44
Kn = SQR(ABS(Xn ^ 2 - R ^ 2))
Kk = SQR(ABS(Xkt ^ 2 - R ^ 2))
alfa(Kn) = ATN(Xn / (SQR(ABS((Xn * SQR(4 * R * h0)) ^ 2 - R ^ 2)))) * 180 / Pi

```

```

alfa(Kk) = ATN(Xkt / (SQR(ABS((Xkt * SQR(4 * R * h0)) ^ 2 - R ^ 2)))) * 180 / Pi
KNKk = alfa(Kn) + alfa(Kk)
Lokr = 2 * Pi * R
Ldugi = Pi * R * KNKk / 180
dtaui = (Lokr - Ldugi) / U1
dtSdef = 0
dzSdef = 0
FOR X = -Xn TO Xkt STEP dX
H = h0 * (1 + X ^ 2)
qVx = Vxx(Xkt, g, t, Xn, Vx, U0, U1, U2, La, X, Y, H, VxS)
qVz = Vzz(Xkt, g, t, Xn, Vz, U0, U1, U2, La, Y, X, H, VzS, n2)
Vp = SQR(VxS ^ 2 + VzS ^ 2)
alfa = ABS(VxS) / ABS(VzS)
dz = dX / alfa
dS = SQR((dX ^ 2 + dz ^ 2) * SQR(2 * R * h0))
dt = dS / Vp
dzSdef = dzSdef + dz * SQR(2 * R * h0)
dzS = dzS + dz * SQR(2 * R * h0)
dtSdef = dtSdef + dt
dtS = dtS + dt
dSum = dSum + dS
NEXT X
dtSdef = dtSdef + dtaui
Stdef = Stdef + dtSdef
dtS = dtS + dtSdef
Xk1 = Xkt
qdeltaX = deltaX(dzS, Xkt, Lv)
XkSr = (Xk1 + Xkt) / 2
Xn1 = Xn
qX = XnXk(Xkt, g, t, Xn)
XnSr = (Xn1 + Xn) / 2
qG = Gamma(n2, dtSdef, dzSdef, XkSr, XnSr, Gam, U0, h0, R, i)
SGam = SGam + Gam
ipr = ipr + i
44
LOOP
PRINT " dzS="; dzS; "dtS="; dtS
PRINT "SGam="; SGam; "n2="; n2
NEXT n2
END
FUNCTION deltaX (dzS, Xkt, Lv)
aa = .26795796#
b = 2.5275204#
c = -11.109476#
d = -4.1402528#
nt = .00016987554#
Xkt = aa + b / (1 + EXP(-(dzS - c) / d))
EXIT FUNCTION
END FUNCTION
FUNCTION Gamma (n2, dtSdef, dzSdef, XkSr, XnSr, Gam, U0, h0, R, i)
XnSr = -1 * XnSr
g1 = 1.5 * ((1 - (XkSr) ^ 2) * ATN((XkSr - XnSr) / (1 - XnSr * XkSr)) + ((1 + ((XkSr) ^ 2 * XnSr) / (1 + (XnSr) ^ 2)) - (XkSr) ^ 2)) * ((1 - La) / (1 - L * (1 + (XkSr) ^ 2)))
g2 = ((1 - 2 * La ^ 2 * (1 + (XkSr) ^ 2)) / 2 * (1 + (XkSr) ^ 2) * (1 - La ^ 2 * (1 + (XkSr) ^ 2)))
g3 = (XkSr / (1 + (XkSr) ^ 2)) - XnSr / (1 + (XnSr) ^ 2) + ATN((XkSr - XnSr) / (1 - XnSr * XkSr))
g4 = 1 / (2.8 * h0 * dzSdef * (1 + (XkSr) ^ 2) * (XkSr - XnSr))
gg = (g1 + (g2 * g3)) * g4
Gam = gg * (n2 / 30)
Xn = ABS(Xn)
EXIT FUNCTION
END FUNCTION
'**** Расчет скорости Vx*****
FUNCTION Vxx (Xkt, g, t, Xn, Vx, U0, U1, U2, La, X, Y, H, VxS)
CLS : SCREEN 12

```

```

Pi = 3.14
h0 = .075 'половина межвалкового зазора, см
R = 4 'радиус валка, см
n = 2
t = 1
dY = .005
77
Yx = 0
Vxi = 0
DO WHILE Yx < H
Nu = Yx / H
q = (2 - X ^ 2 + 3 * Xkt ^ 2) / 2 + Nu * La * (1 + X ^ 2)
Vx = -(U0 / (1 + X ^ 2)) * (3 / 2 * Nu ^ 2 * (X ^ 2 - Xkt ^ 2) + q)
Vxi = Vxi + Vx * dY
Yx = Yx + dY
LOOP
VxS = Vxi / H
eps = ABS((VxS - VxSi) / VxS)
IF eps < .05 THEN GOTO 78
dY = dY / 2
VxSi = VxS
GOTO 77
END
78
EXIT FUNCTION
END FUNCTION
**** Расчет скорости Vz*****
FUNCTION Vzz (Xkt, g, t, Xn, Vz, U0, U1, U2, La, Y, X, H, VzS, n2)
SCREEN 12
go = .965 'плотность материала, г/см3
R = 4 'радиус валка, см
h0 = .075 'половина межвалкового зазора, см
n = 2
t = 1
dY = .05
qq = 17
79
Yz = 0
Vzi = 0
DO WHILE Yz < H
Xkt = ABS(Xkt)
A = 6 * Xkt * ATN(Xkt) + 2 * Xkt ^ 2 * (3 * Xkt ^ 2 + 5) / (1 + Xkt ^ 2) ^ 2
w3 = 6 * Xkt * ((X + X ^ 3 + (3 / 5) * X ^ 5 + (1 / 7) * X ^ 7) * ATN(X) - (8 / 35) * LOG(1 + X ^ 2))
w2 = A * Xkt - 118 / 35 * X * Xkt ^ 2 + A * X ^ 3 - 116 / 35 * Xkt * X ^ 4 + 3 / 5 * A * X ^ 5 - 6 / 7 * Xkt * X ^ 6 +
1 / 7 * A * X ^ 7 - w3
IF w2 = 0 THEN GOTO 1
w = ((1 + X ^ 2) * ((Yz / H) ^ 2 - 1) * (((-2 * X ^ 2 * (5 + 3 * X ^ 2)) / (1 + X ^ 2) ^ 2) - (6 * Xkt * ATN(X) + A))) /
w2
Vz = (n2 / 30) * 3 * qq * w / 4 * h0 * SQR(2 * R * h0)
Vzi = Vzi + Vz * dY
1 Yz = Yz + dY
LOOP
VzS = Vzi / H
IF ABS(VzS) > (n2 / 30) * 10 THEN VzS = (n2 / 30) * 10
eps = ABS((VzS - VzSi) / VzS)
IF eps < .15 THEN GOTO 80
dY = dY / 2
VzSi = VzS
GOTO 79
END
80
EXIT FUNCTION
END FUNCTION
FUNCTION XnXk (Xkt, g, t, Xn)

```

```

Xk = Xkt
t = 1 / g
e = .009
n = 2
sa1 = 0
'**** Расчет интеграла SA ****
n = 2
33
A = Xk
b = -Xk
dX = (b - A) / n
xb = A + dX / 2
sa = 0
FOR i = 0 TO n - 1
Xa = xb + i * dX
IF Xa ^ 2 > Xk ^ 2 THEN af = ((Xa ^ 2 - Xk ^ 2) ^ t) / ((1 + Xa ^ 2) ^ (2 * t + 1))
IF Xa ^ 2 < Xk ^ 2 THEN af = ((Xk ^ 2 - Xa ^ 2) ^ t) / ((1 + Xa ^ 2) ^ (2 * t + 1))
sa = sa + af * dX
epsa = ABS((sa - sa1) / sa)
NEXT i
IF epsa < e THEN GOTO 22 ELSE 11
11 sa1 = sa: n = n ^ 2
GOTO 33
22
'**** Расчет интеграла SB ****
eb = .001
sb1 = 0
FOR Xn = .002 TO 10.0002 STEP .05
333
A = Xn
b = Xk
dX = (b - A) / n
xb = A + dX / 2
sb = 0
FOR i = 0 TO n - 1
X = xb + i * dX
IF X ^ 2 > Xk ^ 2 THEN bf = ((X ^ 2 - Xk ^ 2) ^ t) / ((1 + X ^ 2) ^ (2 * t + 1))
IF X ^ 2 < Xk ^ 2 THEN bf = ((Xk ^ 2 - X ^ 2) ^ t) / ((1 + X ^ 2) ^ (2 * t + 1))
sb = sb + bf * dX
epsb = ABS((sb - sb1) / sb)
NEXT i
IF epsb < eb THEN GOTO 222 ELSE 111
111 sb1 = sb: n = n * 2
GOTO 333
222
eS = .005
IF g = 1 AND Xk < .165 THEN eS = .0001
IF g = 3 THEN eS = .009
epsS = ABS(sa - sb)
IF epsS < eS THEN GOSUB 55 ELSE 56
56
n = 2
NEXT Xn
551 Xkt = Xk
EXIT FUNCTION
55
GOTO 551
END FUNCTION

```

Результаты расчета программы 4

SGam= 563.4545 n2= 5 об/мин dzS= 18.40935 см dtS= 773.1488 cit= 75
SGam= 1126.909 n2= 10 об/мин dzS= 18.40935 см dtS= 386.5744 cit= 75

SGam= 1690.363 n2= 15 об/мин dzS= 18.40935 см dtS= 257.7162 cit= 75
 SGam= 2253.818 n2= 20 об/мин dzS= 18.40935 см dtS= 193.2872 cit= 75
 SGam= 2817.272 n2= 25 об/мин dzS= 18.40935 см dtS= 154.6295 cit= 75
 SGam= 3380.726 n2= 30 об/мин dzS= 18.40935 см

Приложение Д

**ОПИСАНИЕ АЛГОРИТМА РАСЧЕТА УДЕЛЬНОЙ МОЩНОСТИ, ЗАТРАЧИВАЕМОЙ НА ПРОЦЕСС
 ВАЛЬЦЕВАНИЯ**

Д. Идентификаторы к программе 5

Наименование величин	Обозначение	Обозначение в программе (идентификаторы)
1. Безразмерная координата выхода	X_k	Xk
2. Текущее значение безразмерной координаты выхода	X_{kk}	Xkk
3. Безразмерная координата входа	X_n	Xn
4. Текущее значение безразмерной координаты	X	X
5. Радиус валка, см	R	R
6. Индекс течения материала	n	n
7. Минимальный межвалковый зазор, см	h_{02}	h0

Программа 5

```

REM " Программа расчета удельной мощности P "
DECLARE FUNCTION XnXk (Xkt, g, t, Xn)
5 CLS : SCREEN 12
'**** Построение координатных осей ****
LINE (20, 20)-(20, 460), 4
LINE (20, 440)-(640, 440), 4
  FOR W = 30 TO 550 STEP 10
    LINE (W, 437)-(W, 443), 6
  NEXT W
  FOR w1 = 70 TO 540 STEP 50
    LINE (w1, 430)-(w1, 450), 6
  NEXT w1
  LOCATE 28, 15: PRINT "2"
  LOCATE 28, 28: PRINT "4": LOCATE 28, 41: PRINT "6"
  LOCATE 28, 53: PRINT "8": LOCATE 28, 65: PRINT "10"
  LOCATE 28, 71: PRINT "Xk"
LOCATE 2, 4: PRINT "F*10^"
LOCATE 3, 1: PRINT "-1": LOCATE 9, 1: PRINT "-2"
LOCATE 15, 1: PRINT "-2": LOCATE 22, 1: PRINT "-4"
LOCATE 28, 1: PRINT "-3"
LINE (20, 20)-(10, 40), 4
LINE (20, 20)-(30, 40), 4
  LINE (600, 440)-(580, 430), 4
  LINE (600, 440)-(580, 450), 4
  FOR y = 440 TO 50 STEP -5
    LINE (17, y)-(23, y), 6
  NEXT y
  FOR y1 = 440 TO 40 STEP -50
    LINE (10, y1)-(30, y1), 6
  NEXT y1

'**** Расчет ****

k = 2.302585

```

```

e = .01
R = 4
h0 = .075
n1 = 2
t = 1
s1 = 0
Xk0 = .05
Xkk = .5
p = 9
g = 2

```

**** Расчет знаменателя ****

```

hk = .05
Xk = Xk0
DO WHILE Xk < Xkk
q = XnXk(Xk, g, t, Xn)
Xn = -1 * Xn
Zn = 0
s = 0
RH = 100
dXk = (Xkk - Xk0) / n1
Xkb = Xk0 + dXk / 2
FOR j = 0 TO n1 - 1
Xkt = Xkb + j * dXk
d1 = (8.88 / SQR(RH)) * (1 + Xkt ^ 2) * (RH + (1 + Xkt ^ 2))
d2 = (1 + Xkt ^ 2) * (Xkt + Xn) + (Xn + Xkt + 1 / 3 * (Xn ^ 3 + Xkt ^ 3))
d = (d1 - d2)
a = (((6 * Xkt ^ 4 + 10 * Xkt ^ 2) / ((1 + Xkt ^ 2) ^ 2)) * (Xkt + Xkt ^ 3 + 3 / 5 * Xkt ^ 5 + 1 / 7 * Xkt ^ 7 - Xn - Xn ^
3 - 3 / 5 * Xn ^ 5 - 1 / 7 * Xn ^ 7))
b = 6 * Xkt * ATN(Xn) * (Xn + Xn ^ 3 + 3 / 5 * Xn ^ 5 + 1 / 7 * Xn ^ 7) - 6 * Xkt * ATN(Xkt) * (Xn + Xn ^ 3 + 3
/ 5 * Xn ^ 5 + 1 / 7 * Xn ^ 7) - Xkt ^ 3 * (118 / 35 + 116 / 35 * Xkt ^ 2 + 6 / 7 * Xkt ^ 4)
c = Xkt * Xn ^ 2 * (118 / 35 + 116 / 35 * Xn ^ 2 + 6 / 7 * Xn ^ 4) + 48 / 35 * Xkt * LOG(1 + Xkt ^ 2) - 48 / 35 *
Xn * LOG(1 + Xn ^ 2)
Psi2 = a + b + c
Zn = Zn + Psi2 * d * dXk
eps = ABS(Zn - Zn1) / Zn

```

**** Расчет числителя ****

```

dx = (Xn - Xk) / n1
Xb = Xk + dx / 2
FOR i = 0 TO n1 - 1
X = Xb + i * dx
a = (((6 * Xkt ^ 4 + 10 * Xkt ^ 2) / ((1 + Xkt ^ 2) ^ 2)) * (Xkt + Xkt ^ 3 + 3 / 5 * Xkt ^ 5 + 1 / 7 * Xkt ^ 7 - Xn - Xn ^
3 - 3 / 5 * Xn ^ 5 - 1 / 7 * Xn ^ 7))
b = 6 * Xkt * ATN(Xn) * (Xn + Xn ^ 3 + 3 / 5 * Xn ^ 5 + 1 / 7 * Xn ^ 7) - 6 * Xkt * ATN(Xkt) * (Xn + Xn ^ 3 + 3
/ 5 * Xn ^ 5 + 1 / 7 * Xn ^ 7) - Xkt ^ 3 * (118 / 35 + 116 / 35 * Xkt ^ 2 + 6 / 7 * Xkt ^ 4)
c = Xkt * Xn ^ 2 * (118 / 35 + 116 / 35 * Xn ^ 2 + 6 / 7 * Xn ^ 4) + 48 / 35 * Xkt * LOG(1 + Xkt ^ 2) - 48 / 35 *
Xn * LOG(1 + Xn ^ 2)
Psi2ch = a + b + c
IF X ^ 2 > Xk ^ 2 THEN f = ((X ^ 2 - Xk ^ 2) ^ t) / ((1 + X ^ 2) ^ (2 * t + 1)) * Psi2ch
IF X ^ 2 < Xk ^ 2 THEN f = ((Xk ^ 2 - X ^ 2) ^ t) / ((1 + X ^ 2) ^ (2 * t + 1)) * Psi2ch
s = s + f * dx * dXk
eps = ABS((s - s1) / s)
NEXT i
NEXT j
IF ABS(s - s1) / s < e THEN GOTO 152 ELSE 151
END
151
s1 = s: n1 = n1 * 2: ' PRINT "s="; s; "s1="; s1; "Xk="; Xk; "Xn="; Xn; "n1="; n1
GOTO 3
152 'PRINT "ITOG s="; s; " "ZN="; Zn; "s1="; s1; "Xk="; Xk; "Xn="; Xn; "n1="; n1
n1 = 2

```



```

IF ABS(Zn - Zn1) / Zn < e THEN GOTO 211 ELSE 311
END
311 Zn1 = Zn: n1 = n1 * 2: ' PRINT "Zn="; Zn; "Zn1="; Zn1; "n1="; n1; "eps="; eps
GOTO 3
"Xk="; Xk
W = s / Zn
W = ABS(W)
CIRCLE (20 + 50 * ABS(Xn), 440 + (LOG(.001) / k - LOG(W) / k) * 200), 1, g
CIRCLE (20 + 50 * ABS(Xn), 440 + (LOG(.001) / k - LOG(W) / k) * 200), 2, g
n1 = 2
IF Xk < .25 THEN GOTO 175
IF ABS((Xnt - Xn) / Xn) > .2 THEN hk = hk / 2 ELSE GOTO 175 'hk = .0125:
Xnt = Xn': GOTO 178
175 Xk = Xk + hk
LOOP
END

```

**** Расчет знаменателя ****

```

d1 = (8.88 / SQR(RH)) * (1 + Xkt ^ 2) * (RH + (1 + Xkt ^ 2))
d2 = (1 + Xkt ^ 2) * (Xkt + Xn) + (Xn + Xkt + 1 / 3 * (Xn ^ 3 + Xkt ^ 3))
d = (d1 - d2)
a = (((6 * Xkt ^ 4 + 10 * Xkt ^ 2) / ((1 + Xkt ^ 2) ^ 2)) * (Xkt + Xkt ^ 3 + 3 / 5 * Xkt ^ 5 + 1 / 7 * Xkt ^ 7 - Xn - Xn ^ 3 - 3 / 5 * Xn ^ 5 - 1 / 7 * Xn ^ 7))
b = 6 * Xkt * ATN(Xn) * (Xn + Xn ^ 3 + 3 / 5 * Xn ^ 5 + 1 / 7 * Xn ^ 7) - 6 * Xkt * ATN(Xkt) * (Xn + Xn ^ 3 + 3 / 5 * Xn ^ 5 + 1 / 7 * Xn ^ 7) - Xkt ^ 3 * (118 / 35 + 116 / 35 * Xkt ^ 2 + 6 / 7 * Xkt ^ 4)
c = Xkt * Xn ^ 2 * (118 / 35 + 116 / 35 * Xn ^ 2 + 6 / 7 * Xn ^ 4) + 48 / 35 * Xkt * LOG(1 + Xkt ^ 2) - 48 / 35 * Xn * LOG(1 + Xn ^ 2)
f1 = d * (a + b + c)
f2 = e * (a + b + c)
fp1 = (m1 * u * h0 ^ 2 * R ^ 2 * (1 + f) * ((u / h0) ^ n) * (((1 + 2 * n) / n) ^ n) * f1) / 2 * q
fp2 = (m1 * u * h0 ^ 2 * R ^ 2 * (1 + f) * ((u / h0) ^ n) * (((1 + 2 * n) / n) ^ n) * f2) / 2 * q
Psi2 = a + b + c
Zn = Psi2 * d
s = Psich / d
IF s < 0 THEN GOTO 99
Xkt = ABS(Xkt)
IF ABS(s - s1) / s < e THEN GOTO 2 ELSE 1
1 s1 = s: n = n * 2: ' PRINT "s="; s; "s1="; s1; "n="; n
GOTO 3
IF RH = 50 THEN CIRCLE (20 + 50 * Xn, 440 + (LOG(.001) / k - LOG(s) / k) * 200), 1
IF RH = 100 THEN CIRCLE (20 + 50 * Xn, 440 + (LOG(.001) / k - LOG(s) / k) * 200), 2, g
IF RH = 150 THEN CIRCLE (20 + 50 * Xn, 440 + (LOG(.001) / k - LOG(s) / k) * 200), 3, g
IF RH = 200 THEN CIRCLE (20 + 50 * Xn, 440 + (LOG(.001) / k - LOG(s) / k) * 200), 4, g
n = 2
99 Xkt = ABS(Xkt)
END
FUNCTION XnXk (Xk, g, t, Xn)
t = 1 / g
e = .009
n = 2
sa1 = 0

```

**** Расчет интеграла SA ****

```

n = 2
33 'PRINT "Величина n="; n
a = Xk
b = -Xk
dx = (b - a) / n
Xb = a + dx / 2
sa = 0
FOR i = 0 TO n - 1

```

```

Xa = Xb + i * dx
IF Xa ^ 2 > Xk ^ 2 THEN af = ((Xa ^ 2 - Xk ^ 2) ^ t) / ((1 + Xa ^ 2) ^ (2 * t + 1))
IF Xa ^ 2 < Xk ^ 2 THEN af = ((Xk ^ 2 - Xa ^ 2) ^ t) / ((1 + Xa ^ 2) ^ (2 * t + 1))
sa = sa + af * dx
NEXT i
IF epsa < e THEN GOTO 22 ELSE 11
11 sa1 = sa: n = n ^ 2
GOTO 33
22

```

**** Расчет интеграла SB ****

```

eb = .001
sb1 = 0
FOR Xn = .002 TO 10.0002 STEP .05
a = Xn
b = Xk
dx = (b - a) / n
Xb = a + dx / 2
sb = 0
FOR i = 0 TO n - 1
X = Xb + i * dx
IF X ^ 2 > Xk ^ 2 THEN bf = ((X ^ 2 - Xk ^ 2) ^ t) / ((1 + X ^ 2) ^ (2 * t + 1))
IF X ^ 2 < Xk ^ 2 THEN bf = ((Xk ^ 2 - X ^ 2) ^ t) / ((1 + X ^ 2) ^ (2 * t + 1))
sb = sb + bf * dx
epsb = ABS((sb - sb1) / sb)
NEXT i
IF epsb < eb THEN GOTO 222 ELSE 111
111 sb1 = sb: n = n * 2
GOTO 333
222
eS = .005
IF g = 1 AND Xk < .15 THEN eS = .001
IF g = 2 AND Xk < .36 THEN eS = .0061
IF g = 3 THEN eS = .009
IF g = 4 THEN eS = .008
IF g = 5 THEN eS = .02
epsS = ABS(sa - sb)
IF epsS < eS THEN GOSUB 55 ELSE 56
56: n = 2: NEXT Xn
551 Xkt = Xk: EXIT FUNCTION
55: GOTO 551
END FUNCTION

```

Приложение Е

ОПИСАНИЕ АЛГОРИТМА ОПТИМИЗАЦИИ СТАНИНЫ ПРОМЫШЛЕННЫХ ВАЛЬЦОВ С РАСПОРНЫМ УСИЛИЕМ 1000 кН

Блок 1. Начало

Блок 2. Ввод исходных данных: $[\sigma]$, ρ , a_i , b_i , $H_1^{(0)}$, T , P , μ , C , E .

Блок 3. Расчет максимальных напряжений в опасных сечениях станины вальцов: $\sigma_{1\max}$, $\sigma_{2\max}$, $\sigma_{3\max}$, $\sigma_{4\max}$.

Блок 4. Расчет объема конструкции станины вальцов $V(\bar{x})$.

Блок 5. Проверка выполнения условий прочности и граничных условий варьируемых параметров.

Блок 6. Проверка минимального значения объема конструкции станины вальцов.

Блок 7. Вывод результатов процесса оптимизации: $\sigma_{1\max}$, $\sigma_{2\max}$, $\sigma_{3\max}$, $\sigma_{4\max}$, $V(\bar{x})$, x_i .

Блок 8. Конец.

Е. Идентификаторы к программе 6

Наименование величин	Обозначение	Обозначение в программе
----------------------	-------------	-------------------------

		(идентификаторы)
1. Допускаемое напряжение материала станины при изгибе, МПа	$[\sigma]$	SIG
2. Плотность материала станины, кг/м ³	ρ	RO
3. Распорное усилие, действующее на станину вальцов, Н	P	PP
4. Наименьшие размеры сечений станины, м	a_i	Ai
5. Наибольшие размеры сечений станины, м	b_i	Bi
6. Максимальное напряжение в боковых стойках, Па	σ_1	SIGst
7. Максимальное напряжение в нижнем поясе, Па	σ_2	SIGor
8. Максимальное напряжение в траверсе, Па	σ_3	SIGtr
9. Максимальное напряжение в ригле, Па	σ_4	SIGrg
10. Варьируемые параметры	$H_1^{(0)}$	x_i
11. Объем конструкции станины	$V(x)$	R#(10)

Программа 6

```

REM "имя файла – СтВПрОпт.bas"
REM Минимизация целевой функции методом скользящего допуска
REM " Расчет станин вальцов промышленных"
  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 "СтВПрОпт.res" FOR OUTPUT AS #1
  PRINT #1, " Расчет станины вальцов промышленных"
  PRINT " Расчет станины вальцов промышленных"
  PRINT "-----"
  PRINT #1, " -----"
  FDIFER# = 1#
  NX = 3 '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) = 80# 'координаты
  X#(2) = 80# 'стартовой
  X#(3) = 80# 'точки
  ' CALL prob(3)
'PRINT "ДЛЯ ВВОДА ИСХОДНЫХ ДАННЫХ НАЖМИТЕ КНОПКУ F2 и выберите PROB "
IF FDIFER# < CONVER# THEN GOTO 9999
'PRINT "введите начальные значения варьируемых параметров, [мм]"
  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) * СТЕРО#
FOLD# = FDIFER#
IN = N1
CALL SUMR

81 CLS
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 " 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 prob (INQ)
'PRINT "ввод распорного усилия, [Н]"
PP = 100000
'PRINT "ввод геометрических параметров [мм]"
LL = 1520: h1 = .435 * LL: h2 = .333 * LL: cc = .1 * X#(3)
'PRINT "ввод допускаемого напряжения [МПа]"
SIG = 150
'PRINT "ДЛЯ НАЧАЛА ВЫЧИСЛЕНИЙ НАЖМИТЕ F5"
' Расчет напряжений в опасных сечениях
SIGtr = .362 * PP / .378 / X#(3) ^ 2 + .362 * PP * cc / .00385 / X#(3) ^ 3
SIGst = .0785 * PP * LL / .0112 / X#(1) ^ 3
SIGrg = .004 * PP * LL / .0112 / X#(2) ^ 3 + .885 * PP / .2565 / X#(2) ^ 2
SIGor = .056 * PP * LL / .0112 / X#(1) ^ 3
'PRINT SIGtr; SIGst; SIGrg; SIGor;
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 - SIGtr / SIG
R#(2) = 1 - SIGst / SIG
R#(3) = 1 - SIGrg / SIG
R#(4) = 1 - SIGor / SIG
R#(5) = X#(1) / 100 - 1
R#(6) = 1 - X#(1) / 200
R#(7) = X#(2) / 100 - 1
R#(8) = 1 - X#(2) / 200
R#(9) = X#(3) / 100 - 1
R#(10) = 1 - X#(3) / 200
GOTO 300
'целевая функция
200 R#(11) = 2 * .2565 * X#(1) ^ 2 * (h1 + h2) + .2565 * X#(2) ^ 2 * L + .378 * X#(3) ^ 2 * L
300 END SUB

```

Результаты расчета программы 6

Расчет станины вальцов промышленных

<<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>

ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: 3
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) = 80

X(2) = 80
X(3) = 80
FDIFER = 10 SR(N1) = 15.65090317970266
ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = 3.832676489601564D-03 [м^3]

ВАРЬИРУЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ

ВЕКТОР: X(1) = 80 [мм]
ВЕКТОР: X(2) = 80 [мм]
ВЕКТОР: X(3) = 80 [мм]
G(1): -7.919474283854167D-02
G(2): -12.87183919270833
G(3): -6.625071207682291D-02
G(4): -8.895834147135417
G(5): -.2
G(6): .6
G(7): -.2
G(8): .6
G(9): -.2
G(10): .6

SR(INF) = 8.319824225961794
НОМЕР СЧЕТА: 1 FDIFER = 10
ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = 5.576596715391017D-03 [м^3]

ВАРЬИРУЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ

ВЕКТОР: X(1) = 96.49915822768516 [мм]
ВЕКТОР: X(2) = 90.48875058759963 [мм]
ВЕКТОР: X(3) = 82.0034692133618 [мм]
G(1): -2.710611979166667D-02
G(2): -6.903754069010417
G(3): .2306453959147135
G(4): -4.638346761067709
G(5): -3.500841772314842D-02
G(6): .5175042088615742
G(7): -9.511249412400374D-02
G(8): .5475562470620019
G(9): -.179965307866382
G(10): .589982653933191

НОМЕР СЧЕТА: 11 FDIFER = 5.373434910355122D-04
ОБЪЕКТНАЯ ФУНКЦИЯ = 5.211638984271601D-02 [м^3]

ВАРЬИРУЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ

ВЕКТОР: X(1) = 192.174616889685 [мм]
ВЕКТОР: X(2) = 158.3303924353074 [мм]
ВЕКТОР: X(3) = 188.7423924691182 [мм]
G(1): .6657202657063802
G(2): -7.277425130208334D-04
G(3): .4829780578613281
G(4): .2861050923665365
G(5): .9217461688968498
G(6): 3.912691555157508D-02
G(7): .0533039243530736
G(8): .4733480378234632
G(9): .4374239246911819
G(10): .2812880376544091

ФИНАЛ

-STOP-----

Приложение Ж

**ОПИСАНИЕ АЛГОРИТМА МИНИМИЗАЦИИ МАССЫ
ВАЛКА ВАЛЬЦОВ**

Блок 1. Начало

Блок 2. Ввод исходных данных: $[\sigma]$, $[F]$, D , D_2 , D_3 , A_i , B_i , $D_{0i}^{(0)}$, L_1 , T , P , E , μ , E .

Блок 3. Расчет максимальных напряжений в сечениях валка E , C , A и максимального прогиба: σ_{1max} , σ_{2max} ,

$\sigma_{3\max}, f_{\max}$.

Блок 4. Расчет объема конструкции валка вальцов лабораторных $V(\bar{x})$.

Блок 5. Проверка выполнения условий прочности, прогиба валка и граничных условий варьируемых параметров.

Блок 6. Проверка минимального значения объема конструкции валка.

Блок 7. Вывод результатов процесса оптимизации: $\sigma_{1\max}, \sigma_{2\max}, \sigma_{3\max}, f_{\max}, V(\bar{x}), x_i$

Блок 8. Конец.

Ж. Идентификаторы к программе 7

Наименование величин	Обозначение	Обозначение в программе (идентификаторы)
1. Допускаемое напряжение материала валка при изгибе, МПа	$[\sigma]$	SIG
2. Плотность материала валка, кг/мм ³	ρ	RRO
3. Распорное усилие, действующее на валок, Н	P	PP
4. Наименьшие размеры сечений станины, м	a_i	Ai
5. Наибольшие размеры сечений станины, м	b_i	Bi
6. Максимальное напряжение в сечение E, Па	$\sigma_{1\max}$	SIGb
7. Максимальное напряжение в сечение C, Па	$\sigma_{2\max}$	SIGz
8. Максимальное напряжение в сечение A, Па	$\sigma_{3\max}$	SIGp
9. Максимальный прогиб валка, мм	f_{\max}	fmax
10. Варьируемые параметры	dd_i	x#(i) _i
11. Допускаемый прогиб валка, мм	$[f]$	fdop
12. Объем конструкции валка, мм ³	$V(x)$	R#(11)
13. Минимальный диаметр осевого отверстия валка, мм	d_0	dd0
14. Полезная мощность, Вт	N	NTex
15. Частота вращения валка, об/мин	n	nobor
16. Модуль упругости материала валка, МПа	E	EE
17. Диаметр ведущей фрикционной шестерни, мм	D_1	D1
18. Диаметр зубчатого колеса ведущего валка, мм	D_2	D2
19. Диаметр ведомой фрикционной шестерни, мм	D_3	D3
20. Диаметр рабочей части валка, мм	D	DD
21. Диаметр цапфы валка, мм	d_2	dd2
22. Диаметр приводной части валка, мм	d_3	dd3
23. Длина рабочей части валка, мм	l_1	ll1
24. Длина цапфы валка, мм	l_2	ll2
25. Длина приводной части валка, мм	l_3	ll3

Программа 7

***** ВалЛОПТ *****

* Минимизация целевой функции методом скользящего допуска *

* Расчет *

```
DECLARE SUB FEAS ()
DECLARE SUB STAR ()
DECLARE SUB WRIT ()
DECLARE SUB SUMR ()
DECLARE SUB prob (INQ!)
DIM SHARED X#(100), 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 k1, 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 "ВалЛОПТ.res" FOR OUTPUT AS #1
PRINT #1, " Минимизация объема конструкции валка вальцев лабораторных "
PRINT " Минимизация объема конструкции валка вальцев лабораторных"
PRINT "-----"
PRINT #1, " -----"
FDIFER# = 1#
NX = 3 'общее число переменных
NC = 0 'общее число ограничений в виде равенств
NIC = 10 'общее число ограничений в виде неравенств
SIZE# = 3 'опред. размер деформ. многогранника
CONVER# = .001# 'используется для окончания поиска
ALFA# = 1.1#
BETA# = .5#
GAMA# = .95#
10 PRINT "введите начальные значения варьируемых параметров, [мм]"
STEP0# = SIZE#
X#(1) = 40# 'координаты
X#(2) = 40# 'стартовой
X#(3) = 40# 'точки
PRINT "ДЛЯ ВВОДА ИСХОДНЫХ ДАННЫХ НАЖМИТЕ F2 и выберите PROB"
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
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 prob (INQ)
""ввод распорного усилия [Н]"
PP = 80000
""ввод геометрических параметров, [мм]"
D1 = 150: D2 = 500: D3 = 130: DD = 160: dd2 = 95: dd3 = 80
l11 = 320: l12 = 110: l13 = 115
""ввод минимального диаметра осевого отверстия, [мм]"
dd0 = 40
""ввод технологической мощности, [Вт]"
NTex = 7000
""ввод частоты вращения, [об/мин]"

```

```

nabor = 20
"ввод допускаемого прогиба валка, [мм]"
fdop = .25
"ввод допускаемого напряжения, [МПа]"
SIG = 120
"ввод модуля упругости материала валка, [МПа]"
EE = 200000
"ввод плотности материала валка, [Н/мм^3]"
RRO = 78500 / 1000000000
' "ДЛЯ НАЧАЛА ВЫЧИСЛЕНИЙ НАЖМИТЕ F5"
gg1 = 3.14 / 4 * (DD ^ 2 - X#(1) ^ 2) * l11 * RRO
gg2 = 3.14 / 4 * (dd2 ^ 2 - X#(2) ^ 2) * l12 * RRO
qg = gg1 / l11 + 2 * gg2 / l12
qp = PP / l11
Fr = D1 / D3: Mkr = 9550 * NTex / nabor
Mkr2 = Mkr / (1 + Fr): Mkr1 = Mkr2 * Fr
'PRINT "qp="; qp; "qg="; qg; "Fr="; Fr; "Mkr="; Mkr; "Mkr1="; Mkr1; "Mkr2="; Mkr2
'PRINT #1, "qp="; qp; "Fr="; Fr; "Mkr="; Mkr; "Mkr1="; Mkr1; "Mkr2="; Mkr2
PP1 = 2 * Mkr1 / D1: PP2 = 2 * Mkr2 / D2
RR1 = PP1 * TAN(20 * 3.14 / 180): RR2 = PP2 * TAN(20 * 3.14 / 180)
Ha = (qp * l11 * (.5 * l11 + l12) + PP1 * (l11 + 2 * l12 + l13) - PP2 * l13) / (2 * l12 + l11)
Hb = (qp * l11 * (.5 * l11 + l12) + PP2 * (l11 + 2 * l12 + l13) - PP1 * l13) / (2 * l12 + l11)
Va = (qg * l11 * (.5 * l11 + l12) - RR2 * l13 + RR1 * (l11 + 2 * l12 + l13)) / (2 * l12 + l11)
Vb = (qg * l11 * (.5 * l11 + l12) - RR1 * l13 + RR2 * (l11 + 2 * l12 + l13)) / (2 * l12 + l11)
'PRINT "PP1="; PP1; "PP2="; PP2; "Ha="; Ha; "Hb="; Hb; "Va="; Va; "Vb="; Vb; "l11="; l11
'PRINT #1, "PP1="; PP1; "PP2="; PP2; "Ha="; Ha; "Hb="; Hb; "Va="; Va; "Vb="; Vb; "l11="; l11; "l12="; l12;
"l13="; l13
Mxa = -RR1 * l13: Mya = -PP1 * l13
Mxc = -RR1 * (l12 + l13) + Va * l12
Myc = -PP1 * (l12 + l13) + Ha * l12
Mxe = -RR1 * (l12 + l13 + .5 * l11) + Va * (l12 + .5 * l11)
Mye = -PP1 * (l12 + l13 + (Ha - PP1) / qp) + Ha * (l12 + (Ha - PP1) / qp) - qp * .5 * ((Ha - PP1) / qp) ^ .5
Mua = (Mxa ^ 2 + Mya ^ 2) ^ .5: Muc = (Mxc ^ 2 + Myc ^ 2) ^ .5: Mue = (Mxe ^ 2 + Mye ^ 2) ^ .5:
'PRINT "Mxa="; Mxa; "Mea="; Mya; "Mxc="; Mxc; "Mxe="; Mxe; "Mye="; Mye; "Mua="; Mua; "Mue="; Mue
'PRINT #1, "Mxa="; Mxa; "Mea="; Mya; "Mxc="; Mxc; "Mxe="; Mxe; "Mye="; Mye; "Mua="; Mua; "Mue=";
Mue
Mkrc = Mkr2: Mkra = Mkr2: Mkre = (Mkr + Mkr2) / 2
IF X#(1) < 0 THEN X#(1) = dd0
IF X#(2) < 0 THEN X#(2) = dd0
IF X#(3) < 0 THEN X#(3) = dd0
W0e = 3.14 * DD ^ 3 / 32 * (1 - (X#(1) / DD) ^ 4)
W0c = 3.14 * dd2 ^ 3 / 32 * (1 - (X#(2) / dd2) ^ 4)
W0a = 3.14 * dd3 ^ 3 / 32 * (1 - (X#(3) / dd3) ^ 4)
SIGb = (Mue ^ 2 + Mkre ^ 2) ^ .5 / W0e
SIGz = (Muc ^ 2 + Mkrc ^ 2) ^ .5 / W0c
SIGp = (Mua ^ 2 + Mkra ^ 2) ^ .5 / W0a
'расчет максимального прогиба валка
JJ1 = 3.14 * DD ^ 4 / 64 * (1 - (X#(1) / DD) ^ 4)
JJ2 = 3.14 * dd2 ^ 4 / 64 * (1 - (X#(2) / dd2) ^ 4)
JJ3 = 3.14 * dd3 ^ 4 / 64 * (1 - (X#(3) / dd3) ^ 4)
fxmax1 = (Ha + Hb) * (.5 * l12 * l11 * (.5 * l12 + 1 / 8 * l11) + 1 / 8 * l11 ^ 2 * (.5 * l12 + 1 / 6 * l11))
fxmax2 = (PP1 + PP2) * ((l12 + l13) * (.5 * l12 + 1 / 8 * l11) * .5 * l11 - 1 / 8 * l11 ^ 2 * (.5 * l12 + 1 / 6 * l11))
fxmax3 = 1 / 24 * qp * l11 ^ 3 * (.5 * l12 + 3 / 16 * l11)
fxmax4 = (Ha + Hb) * 1 / 6 * l12 ^ 3 - (PP1 + PP2) * (1 / 4 * l12 ^ 2 * l13 - 1 / 6 * l12 ^ 3)
fymax = 1 / EE / JJ1 * (fxmax1 - fxmax2 - fxmax3) + 1 / EE / JJ2 * fxmax4
fymax1 = (Va + Vb) * (.5 * l12 * l11 * (.5 * l12 + 1 / 8 * l11) + 1 / 8 * l11 ^ 2 * (.5 * l12 + 1 / 6 * l11))
fymax2 = (RR1 + RR2) * ((l12 + l13) * (.5 * l12 + 1 / 8 * l11) * .5 * l11 - 1 / 8 * l11 ^ 2 * (.5 * l12 + 1 / 6 * l11))
fymax3 = 1 / 24 * qg * l11 ^ 3 * (.5 * l12 + 3 / 16 * l11)
fymax4 = (Va + Vb) * 1 / 6 * l12 ^ 3 - (RR1 + RR2) * (1 / 4 * l12 ^ 2 * l13 - 1 / 6 * l12 ^ 3)
fymax = 1 / EE / JJ1 * (fymax1 - fymax2 - fymax3) + 1 / EE / JJ2 * fymax4
fmax = (fxmax ^ 2 + fymax ^ 2) ^ .5
'PRINT "SIGb="; SIGb; "SIGz="; SIGz; "SIGp="; SIGp; "fmax="; fmax
'PRINT #1, "SIGb="; SIGb; "SIGz="; SIGz; "SIGp="; SIGp; "fmax="; fmax

```

```

IF INQ = 2 THEN GOTO 100
IF INQ = 3 THEN GOTO 200
CLS
'PRINT "x#(1)="; X#(1); "x#(2)="; X#(2); "x#(3)="; X#(3)
'PRINT #1, "x#(1)="; X#(1); "x#(2)="; X#(2); "x#(3)="; X#(3)
'PRINT "SIGb="; SIGb; "SIGz="; SIGz; "SIGp="; SIGp; "fmax="; fmax; ""
'PRINT #1, "SIGb="; SIGb; "SIGz="; SIGz; "SIGp="; SIGp; "fmax="; fmax; ""
'PRINT "Mkrc="; Mkrc; "Mkra="; Mkra; "Mkre="; Mkre
'PRINT #1, "Mkrc="; Mkrc; "Mkra="; Mkra; "Mkre="; Mkre
'PRINT "W0e="; W0e; "W0c="; W0c; "W0a="; W0a
'PRINT #1, "W0e="; W0e; "W0c="; W0c; "W0a="; W0a
'PRINT "Mxa="; Mxa; "Mea="; Mya; "Mxc="; Mxc; "Mxe="; Mxe; "Mye="; Mye; "Mua="; Mua; "Mue="; Mue
'PRINT #1, "Mxa="; Mxa; "Mea="; Mya; "Mxc="; Mxc; "Mxe="; Mxe; "Mye="; Mye; "Mua="; Mua; "Mue=";
Mue
'PRINT "qp="; qp; "qg="; qg; "Fr="; Fr; "Mkr="; Mkr; "Mkr1="; Mkr1; "Mkr2="; Mkr2
'PRINT #1, "qp="; qp; "Fr="; Fr; "Mkr="; Mkr; "Mkr1="; Mkr1; "Mkr2="; Mkr2
'PRINT "PP1="; PP1; "PP2="; PP2; "Ha="; Ha; "Hb="; Hb; "Va="; Va; "Vb="; Vb; "I1="; I1
'PRINT #1, "PP1="; PP1; "PP2="; PP2; "Ha="; Ha; "Hb="; Hb; "Va="; Va; "Vb="; Vb; "I1="; I1; "I2="; I2;
"I3="; I3

'ограничений в виде равенств нет
GOTO 300
'ограничения в виде неравенств
100
R#(1) = 1 - 40 / X#(1)
R#(2) = 120 / X#(1) - 1
R#(3) = 1 - 40 / X#(2)
R#(4) = 70 / X#(2) - 1
R#(5) = 1 - 40 / X#(3)
R#(6) = 50 / X#(3) - 1
R#(7) = 1 - SIGb / SIG
R#(8) = 1 - SIGz / SIG
R#(9) = 1 - SIGp / SIG
R#(10) = 1 - fmax / fdop
GOTO 300
'целевая функция
200 R#(11) = 3.14 / 4 * ((DD ^ 2 - X#(1) ^ 2) * I1 + 2 * (dd2 ^ 2 - X#(2) ^ 2) * I2 + 2 * (dd3 ^ 2 - X#(3) ^ 2) * I3)
CLS
PRINT "SIGb="; SIGb; "МПa "; "SIGz="; SIGz; "МПa "; "SIGp="; SIGp; "МПa "; "fmax="; fmax; "мм"
PRINT #1, "SIGb="; SIGb; "МПa "; "SIGz="; SIGz; "МПa "; "SIGp="; SIGp; "МПa "; "fmax="; fmax; "мм"
'PRINT "Mkrc="; Mkrc; "Mkra="; Mkra; "Mkre="; Mkre
'PRINT #1, "Mkrc="; Mkrc; "Mkra="; Mkra; "Mkre="; Mkre
'PRINT "W0e="; W0e; "W0c="; W0c; "W0a="; W0a
'PRINT #1, "W0e="; W0e; "W0c="; W0c; "W0a="; W0a
'PRINT "Mxa="; Mxa; "Mea="; Mya; "Mxc="; Mxc; "Mxe="; Mxe; "Mye="; Mye; "Mua="; Mua; "Mue="; Mue
'PRINT #1, "Mxa="; Mxa; "Mea="; Mya; "Mxc="; Mxc; "Mxe="; Mxe; "Mye="; Mye; "Mua="; Mua; "Mue=";
Mue
Mue
'PRINT "qp="; qp; "qg="; qg; "Fr="; Fr; "Mkr="; Mkr; "Mkr1="; Mkr1; "Mkr2="; Mkr2
'PRINT #1, "qp="; qp; "Fr="; Fr; "Mkr="; Mkr; "Mkr1="; Mkr1; "Mkr2="; Mkr2
'PRINT "PP1="; PP1; "PP2="; PP2; "Ha="; Ha; "Hb="; Hb; "Va="; Va; "Vb="; Vb; "I1="; I1
'PRINT #1, "PP1="; PP1; "PP2="; PP2; "Ha="; Ha; "Hb="; Hb; "Va="; Va; "Vb="; Vb; "I1="; I1; "I2="; I2;
"I3="; I3

300 END SUB

```

Результаты программы 7

Минимизация объема конструкции вала вальцов лабораторных

 <<<<< *НАЧАЛО ВЫЧИСЛЕНИЙ* >>>>>

ОБЩЕЕ ЧИСЛО ПЕРЕМЕННЫХ: 3

ОБЩЕЕ ЧИСЛО ОГРАНИЧЕНИЙ В ВИДЕ: 1).РАВЕНСТВ : 0

2).НЕРАВЕНСТВ: 10

ВЕЛИЧ.ОПРЕД.РАЗМЕР ДЕФОРМ.МНОГОГРАННИКА: 3

ЧИСЛО ОПРЕД.ОКОНЧАНИЕ ПОИСКА: .001

НАЧАЛО ЦИКЛИЧЕСКИХ ВЫЧИСЛЕНИЙ

X(1) = 40

X(2) = 40

X(3) = 40

FDIFER = 6 SR(N1) = 0

НОМЕР СЧЕТА: 1 FDIFER = 6

SIGb= 25.83225 МПа SIGz= 41.61441 МПа SIGp= 33.44678 МПа fmax= .0590967 мм

ЦЕЛЕВАЯ ФУНКЦИЯ 8177737.77320981 [мм^3]

ВАРЬИРУЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ

ВЕКТОР: X(1) = 40 [мм]

ВЕКТОР: X(2) = 40 [мм]

ВЕКТОР: X(3) = 40 [мм]

SIGb= 25.8219 МПа SIGz= 41.47688 МПа SIGp= 33.22105 МПа fmax= 5.900162E-02 мм

НОМЕР СЧЕТА: 16 FDIFER = .7836851284359826

SIGb= 25.9783 МПа SIGz= 42.46962 МПа SIGp= 34.30003 МПа fmax= 5.979632E-02 мм

ЦЕЛЕВАЯ ФУНКЦИЯ 7828076.767784446 [мм^3]

ВАРЬИРУЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ

ВЕКТОР: X(1) = 49.948552643882 [мм]

ВЕКТОР: X(2) = 45.11835944760956 [мм]

ВЕКТОР: X(3) = 43.30010979422386 [мм]

SIGb= 25.96452 МПа SIGz= 42.63084 МПа SIGp= 35.07705 МПа fmax= .0598736 мм

НОМЕР СЧЕТА: 32 FDIFER = .6335212673115439

SIGb= 26.09615 МПа SIGz= 43.86807 МПа SIGp= 34.90074 МПа fmax= 6.078114E-02 мм

ЦЕЛЕВАЯ ФУНКЦИЯ 7572920.435826119 [мм^3]

ВАРЬИРУЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ

ВЕКТОР: X(1) = 54.99999774039859 [мм]

ВЕКТОР: X(2) = 50.69393837881197 [мм]

ВЕКТОР: X(3) = 45.16132503115826 [мм]

SIGb= 26.10781 МПа SIGz= 43.59602 МПа SIGp= 35.64204 МПа fmax= 6.063534E-02 мм

НОМЕР СЧЕТА: 64 FDIFER = .4319217871766445

SIGb= 26.24517 МПа SIGz= 44.59969 МПа SIGp= 38.37674 МПа fmax= 6.141233E-02 мм

ЦЕЛЕВАЯ ФУНКЦИЯ 7268096.810970254 [мм^3]

ВАРЬИРУЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ

ВЕКТОР: X(1) = 59.83328239353806 [мм]

ВЕКТОР: X(2) = 52.89726359556248 [мм]

ВЕКТОР: X(3) = 52.3194539344661 [мм]

SIGb= 26.28406 МПа SIGz= 44.20062 МПа SIGp= 38.1859 МПа fmax= 6.122731E-02 мм

НОМЕР СЧЕТА: 404 FDIFER = 6.660283763050884D-04

SIGb= 37.71792 МПа SIGz= 57.11507 МПа SIGp= 36.90737 МПа fmax= 8.408181E-02 мм

ЦЕЛЕВАЯ ФУНКЦИЯ 4227089.884643417 [мм^3]

ВАРЬИРУЕМЫЕ ПАРАМЕТРЫ

ВЕКТОР: X(1) = 120.1245671867763 [мм]

ВЕКТОР: X(2) = 69.94251388672109 [мм]

ВЕКТОР: X(3) = 49.82012956456423 [мм]

ФИНАЛ

-----STOP-----

Приложение И

**ПРОГРАММА РАСЧЕТА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И
КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЭКСТРУДЕРА**

**Справка по программе для расчета основных технологических и конструктивных параметров
экструдера**

Главное окно программы:

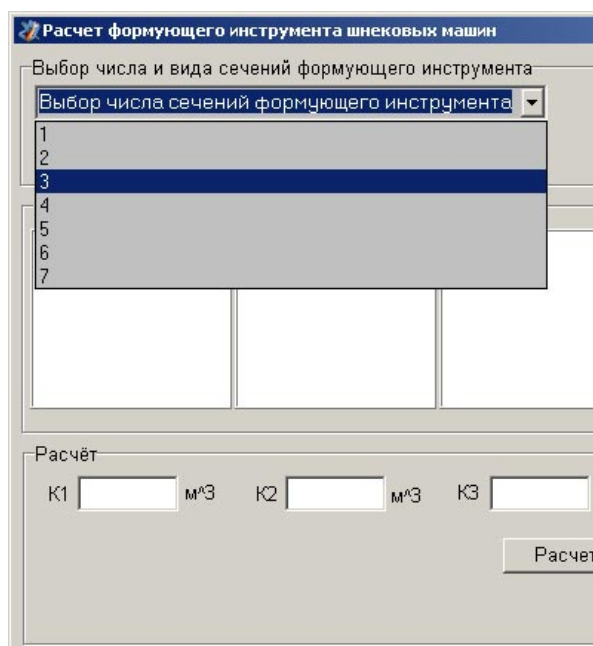


Расчет производится последовательно, по порядку сверху вниз. В результате мы получаем текстовый файл с необходимыми данными, который можно посмотреть и распечатать (Кнопка "Просмотр файла отчета").

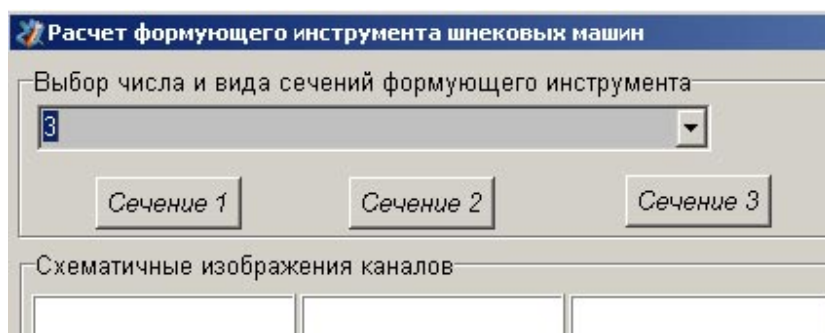
Также вы можете запускать необходимые программы отдельно, но если вы планируете провести полный расчет, то необходимо запускать программы последовательно. Каждая программа по сути является независимой, обмен между программами осуществляется при помощи текстовых файлов. Исходный файл (файл отчета, в котором хранятся все данные) находится в корневом каталоге диска C (C:\Ekstr1.txt).

Итак, начинаем расчет.

1. Расчет коэффициента геометрической формы K .

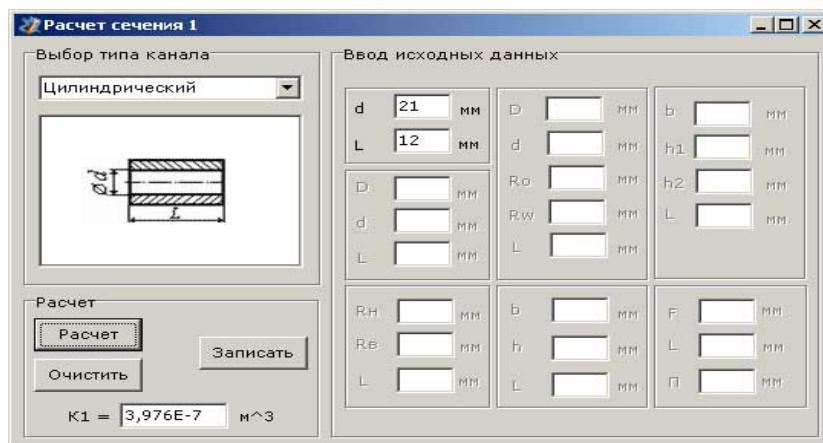


Первым выбирается число сечений формирующего инструмента (из выпадающего списка (от 1 до 7)). После выбора числа сечений вы видите соответственное число кнопок:



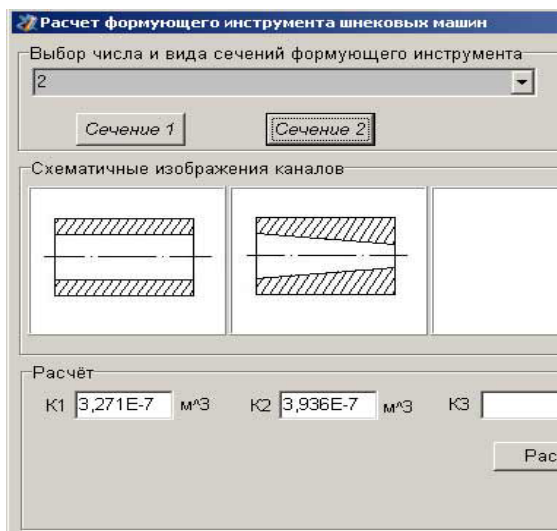
Далее необходимо нажать на одну из кнопок с надписью "Сечение 1", "Сечение 2" и т.п., далее вы увидите

следующее окно:



В данном окне необходимо выбрать тип канала, ввести его исходные данные в соответствующих ячейках справа. После следует нажать на кнопку "Расчет" и вы увидите результат в соответствующей части внизу. Далее необходимо нажать кнопку "Записать" для сохранения данных о типе канала и его коэффициента геометрической формы. Если вы ошиблись или хотите внести изменения в исходные данные, то стоит нажать кнопку "Очистить" и повторно ввести необходимые данные.

Дальнейший расчет коэффициентов для других сечений проводят аналогично.



После того как вы нажали "Записать", окно с выбором данных закроется и вы вернетесь к исходному (главному) окну, в котором увидите выбранный канал (каналы) и соответствующие им коэффициенты геометрической формы (см. выше).

После того, как посчитаны необходимые коэффициенты, необходимо нажать в главном окне кнопку "Расчет" и вы увидите суммарный коэффициент K для всех каналов, который и было необходимо посчитать. Также вы можете сбросить все полученные значения кнопкой "Очистить". После того как вы убедились, что всё посчитано, следует нажать кнопку «Применить и закрыть». Данные о формирующем инструменте (коэффициенты K и суммарный коэффициент (общий)) будут записаны в текстовый файл и окно с данной программой закроется.

2. Расчет производительности и мощности шнековых машин.

В данной программе, если вы производили расчет в первой, сразу появляется рассчитанный коэффициент геометрической формы K . Если вы хотите произвести расчет с 0, то вы должны ввести ВСЕ предложенные исходные данные, после чего нажать кнопку "Расчет". Если хотите просто попробовать произвести расчет, можете выбрать "По умолчанию". По завершении расчета аналогично первой программе необходимо выбрать "Применить и закрыть". Данные будут записаны в файл в соответствующий программе раздел.

Расчет производительности и мощности шнековых машин

Исходные данные по червячной машине		Исходные данные по форм. инструменту	
Диаметр шнека, D	<input type="text"/>	мм	
Шаг нарезки, t	<input type="text"/>	мм	
Глубина нарезки, h	<input type="text"/>	мм	
Ширина гребня, e	<input type="text"/>	мм	
Радиальный зазор, delta	<input type="text"/>	мм	
Длина шнека, L	<input type="text"/>	мм	
Заходность, iz	<input type="text"/>		
Плотность, ρ_0	<input type="text"/>	кг/м ³	
Рабочее число оборотов шнека, n_{rab}	<input type="text"/>	об/мин	
Индекс течения материала, It	<input type="text"/>	г/10 мин	
Мера консистенции, Kk	<input type="text"/>	Па·с ⁿ	
Диам. форм. инструмента, dc	<input type="text"/>	мм	
Угол нарезки, fi	<input type="text"/>	град	
Критическое число оборотов шнека, N _{кр}	<input type="text"/>	м ³ /с	
Производительность шнековой установки, Q	<input type="text"/>	кг/час	
	<input type="text"/>	об/мин	

Расчет мощности шнековых машин	
Общая(технологическая) мощность, N	<input type="text"/> Вт
Мощность привода электродвигателя, Nd	<input type="text"/> Вт

Схема шнека

По умолчанию Расчет Применить и закрыть

3. Расчет на прочность шнековых машин.

Расчет на прочность

Расчет шнека на прочность		Расчет цилиндра на прочность	
Диаметр шнека, D	<input type="text" value="82"/>	мм	
Шаг нарезки, t	<input type="text" value="16"/>	мм	
Глубина нарезки, h	<input type="text" value="4,48"/>	мм	
Ширина гребня, e	<input type="text" value="2,56"/>	мм	
Радиальный зазор, delta	<input type="text" value="0,112"/>	мм	
Длина шнека, L	<input type="text" value="160"/>	мм	
Заходность, iz	<input type="text" value="1"/>		
Рабочее число оборотов шнека, n_{rab}	<input type="text" value="20"/>	об/мин	
Угол наклона винтовой линии, fi	<input type="text" value="9,043"/>	град	
Длина зоны дозирования, l0	<input type="text"/>	мм	
Вязкость материала, Mu	<input type="text"/>	Па·с	
Допускаемое напряжение для материала шнека, σ_{max}	<input type="text"/>	Н/м ²	
Общая мощность, N	<input type="text" value="450,3"/>	Вт	
Максимальное давление развиваемое шнеком, P _{max}	<input type="text"/>		
Максимальное осевое усилие, действующее на шнек, S _{ос}	<input type="text"/>		
Крутящий момент действующий на шнек, M _{кр}	<input type="text"/>		

Внутренний диаметр гильзы, D	<input type="text"/>	мм
Наружный диаметр цилиндра, Dн	<input type="text"/>	мм
Наружный диаметр гильзы, D1	<input type="text"/>	мм
Давление натяга, P0	<input type="text"/>	
Предел текучести материала, Sig _t	<input type="text"/>	
Экв. напряж. на внутр. пов-ти гильзы, Sig _{Gil}	<input type="text"/>	
Экв. напряж. на внутр. пов-ти цилиндра, Sig _{Cil}	<input type="text"/>	

Проверка условия прочности шнека

Проверка условия прочности цилиндра

По умолчанию Расчет Применить и закрыть

В данной программе, если вы производили расчет в предыдущих, сразу появляются рассчитанные или введенные ранее данные (производится их считывание из файла). Если вы хотите произвести расчет с 0, то вы должны ввести ВСЕ предложенные исходные данные (аналогично программе 1 и 2), после чего нажать кнопку "Расчет". Если хотите просто попробовать произвести расчет, можете выбрать "По умолчанию". По завершении расчета аналогично первой и второй программе необходимо выбрать "Применить и закрыть". Данные будут записаны в файл в соответствующий программе раздел.

В данной программе стоит обратить внимание на **проверку условий прочности шнека и цилиндра!!!** Если они не выполняются, необходимо еще раз проверить все расчеты или варьировать величины до тех пор, пока не увидите "Условие прочности выполняется".

Программа 8

Расчет технологических и конструктивных параметров экструдера

```
unit Unit1;

interface

uses
  Windows, Messages, SysUtils, Classes, Graphics, Controls, Forms, Dialogs,
  jpeg, ExtCtrls, StdCtrls, QuickRpt, ShellAPI;
type
  TForm1 = class(TForm)
    Panel1: TPanel;
    Image1: TImage;
    Button2: TButton;
    Button3: TButton;
    Button4: TButton;
    Button6: TButton;
    Button1: TButton;
    procedure Button2Click(Sender: TObject);
    procedure Button3Click(Sender: TObject);
    procedure Button4Click(Sender: TObject);
    procedure Button5Click(Sender: TObject);
    procedure Button6Click(Sender: TObject);
    procedure Button1Click(Sender: TObject);
  private
    { Private declarations }
  public
    { Public declarations }
  end;
var
  Form1: TForm1;
implementation
  {$R *.DFM}
  procedure TForm1.Button2Click(Sender: TObject);
  begin
    WinExec('K.exe', SW_SHOW)
  end;
  procedure TForm1.Button3Click(Sender: TObject);
  begin
    WinExec('Proiz_N.exe', SW_SHOW)
  end;
  procedure TForm1.Button4Click(Sender: TObject);
  begin
    WinExec('Prochn.exe', SW_SHOW)
  end;
  procedure TForm1.Button5Click(Sender: TObject);
  begin
    WinExec('pro.exe', SW_SHOW)
  end;
  procedure TForm1.Button6Click(Sender: TObject);
  begin
    ShellExecute(Self.Handle, 'open', 'C:/Ekstr1.txt', nil, nil, SW_SHOWMAXIMIZED);
  end;
  procedure TForm1.Button1Click(Sender: TObject);
  begin
    ShellExecute(Self.Handle, 'open', 'Read me.rtf', nil, nil, SW_SHOWMAXIMIZED);
  end;
end.
unit Unit1;
interface
uses
  Windows, Messages, SysUtils, Classes, Graphics, Controls, Forms, Dialogs,
```


StdCtrls, ExtCtrls, jpeg, IniFiles;

type

```
TForm1 = class(TForm)
  GroupBox1: TGroupBox;
  GroupBox2: TGroupBox;
  GroupBox3: TGroupBox;
  Panel1: TPanel;
  Panel2: TPanel;
  Panel3: TPanel;
  Panel4: TPanel;
  Panel5: TPanel;
  Panel6: TPanel;
  Panel7: TPanel;
  Imgphoto1: TImage;
  Imgphoto2: TImage;
  Imgphoto3: TImage;
  Imgphoto4: TImage;
  Imgphoto5: TImage;
  Imgphoto6: TImage;
  Imgphoto7: TImage;
  Button1: TButton;
  Button2: TButton;
  Label9: TLabel;
  Label11: TLabel;
  Label10: TLabel;
  Label12: TLabel;
  edtK4: TEdit;
  Label13: TLabel;
  Label14: TLabel;
  edtK5: TEdit;
  edtK6: TEdit;
  Label15: TLabel;
  edtK7: TEdit;
  Label16: TLabel;
  edtKobch: TEdit;
  btnSech1: TButton;
  btnSech2: TButton;
  btnSech3: TButton;
  btnSech4: TButton;
  btnSech5: TButton;
  btnSech6: TButton;
  btnSech7: TButton;
  edtK1Main: TEdit;
  Label2: TLabel;
  Label3: TLabel;
  Label4: TLabel;
  Label5: TLabel;
  Label6: TLabel;
  Label7: TLabel;
  Label8: TLabel;
  Label17: TLabel;
  edtK2: TEdit;
  edtK3: TEdit;
  CBchisloSech: TComboBox;
  Button3: TButton;
  procedure btnSech1Click(Sender: TObject);
  procedure FormCreate(Sender: TObject);
  procedure Button2Click(Sender: TObject);
  procedure btnSech2Click(Sender: TObject);
  procedure btnSech3Click(Sender: TObject);
  procedure btnSech4Click(Sender: TObject);
  procedure btnSech5Click(Sender: TObject);
  procedure btnSech6Click(Sender: TObject);
  procedure btnSech7Click(Sender: TObject);
```

```

    procedure Button1Click(Sender: TObject);
    procedure CBchisloSechChange(Sender: TObject);
    procedure Button3Click(Sender: TObject);
    private
    { Private declarations }
    public
    { Public declarations }
    end;
var
    Form1: TForm1;
    IniFile: TIniFile;
implementation
uses Unit2, Unit3, Unit4, Unit7, Unit5, Unit6, Unit8;
{$R *.DFM}
procedure TForm1.btnSech1Click(Sender: TObject);
begin
FrmSech1.ShowModal;
end;
procedure TForm1.FormCreate(Sender: TObject);
begin
btnSech1.hide;
btnSech2.hide;
btnSech3.hide;
btnSech4.hide;
btnSech5.hide;
btnSech6.hide;
btnSech7.hide;
end;
procedure TForm1.Button2Click(Sender: TObject);
begin
edtK1Main.text:="";
edtK2.text:="";
edtK3.text:="";
edtK4.text:="";
edtK5.text:="";
edtK6.text:="";
edtK7.text:="";
edtKobch.text:="";
Imgphoto1.hide;
Imgphoto2.visible:=false;
Imgphoto3.visible:=false;
Imgphoto4.visible:=false;
Imgphoto5.visible:=false;
Imgphoto6.visible:=false;
Imgphoto7.visible:=false;
btnSech1.visible:=false;
btnSech2.visible:=false;
btnSech3.visible:=false;
btnSech4.visible:=false;
btnSech5.visible:=false;
btnSech6.visible:=false;
btnSech7.visible:=false;
end;
procedure TForm1.btnSech2Click(Sender: TObject);
begin
FrmSech2.ShowModal;
end;
procedure TForm1.btnSech3Click(Sender: TObject);
begin
FrmSech3.ShowModal;
end;
procedure TForm1.btnSech4Click(Sender: TObject);
begin
FrmSech4.ShowModal;
end;

```

```

end;
procedure TForm1.btnSech5Click(Sender: TObject);
begin
FrmSech5.ShowModal;
end;
procedure TForm1.btnSech6Click(Sender: TObject);
begin
FrmSech6.ShowModal;
end;
procedure TForm1.btnSech7Click(Sender: TObject);
begin
FrmSech7.ShowModal;
end;
procedure TForm1.Button1Click(Sender: TObject);
var
Kobsch,K1,K2,K3,K4,K5,K6,K7:single;
Filled:boolean;
begin
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=7 THEN //Filled:=false;
begin
K1:=StrToFloat(edtK1Main.Text);
K2:=StrToFloat(edtK2.Text);
K3:=StrToFloat(edtK3.Text);
K4:=StrToFloat(edtK4.Text);
K5:=StrToFloat(edtK5.Text);
K6:=StrToFloat(edtK6.Text);
K7:=StrToFloat(edtK7.Text);
Kobsch:=1/((1/K1)+(1/K2)+(1/K3)+(1/K4)+(1/K5)+(1/K6)+(1/K7));
edtKobch.text:=FloatToStrF(Kobsch,ffGeneral,4,7);
end ;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=6 THEN //Filled:=false;
begin
K1:=StrToFloat(edtK1Main.Text);
K2:=StrToFloat(edtK2.Text);
K3:=StrToFloat(edtK3.Text);
K4:=StrToFloat(edtK4.Text);
K5:=StrToFloat(edtK5.Text);
K6:=StrToFloat(edtK6.Text);
Kobsch:=1/((1/K1)+(1/K2)+(1/K3)+(1/K4)+(1/K5)+(1/K6));
edtKobch.text:=FloatToStrF(Kobsch,ffGeneral,4,7);
end ;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=5 THEN //Filled:=false;
begin
K1:=StrToFloat(edtK1Main.Text);
K2:=StrToFloat(edtK2.Text);
K3:=StrToFloat(edtK3.Text);
K4:=StrToFloat(edtK4.Text);
K5:=StrToFloat(edtK5.Text);
Kobsch:=1/((1/K1)+(1/K2)+(1/K3)+(1/K4)+(1/K5));
edtKobch.text:=FloatToStrF(Kobsch,ffGeneral,4,7);
end ;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=4 THEN //Filled:=false;
begin
K1:=StrToFloat(edtK1Main.Text);
K2:=StrToFloat(edtK2.Text);
K3:=StrToFloat(edtK3.Text);
K4:=StrToFloat(edtK4.Text);
Kobsch:=1/((1/K1)+(1/K2)+(1/K3)+(1/K4));
edtKobch.text:=FloatToStrF(Kobsch,ffGeneral,4,7);
end ;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=3 THEN //Filled:=false;
begin
K1:=StrToFloat(edtK1Main.Text);
K2:=StrToFloat(edtK2.Text);

```

```

K3:=StrToFloat(edtK3.Text);
Kobsch:=1/((1/K1)+(1/K2)+(1/K3));
edtKobch.text:=FloatToStrF(Kobsch,ffGeneral,4,7);
end ;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=2 THEN //Filled:=false;
begin
K1:=StrToFloat(edtK1Main.Text);
K2:=StrToFloat(edtK2.Text);
Kobsch:=1/((1/K1)+(1/K2));
edtKobch.text:=FloatToStrF(Kobsch,ffGeneral,4,7);
end ;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=1 THEN //Filled:=false;
begin
K1:=StrToFloat(edtK1Main.Text);
Kobsch:=K1;
edtKobch.text:=FloatToStrF(Kobsch,ffGeneral,4,7);
end ;
end;
procedure TForm1.CBchisloSechChange(Sender: TObject);
var
Filled:boolean;
begin
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=1 then btnSech1.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=1 then btnSech2.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=1 then btnSech3.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=1 then btnSech4.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=1 then btnSech5.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=1 then btnSech6.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=1 then btnSech7.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=2 then btnSech2.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=2 then btnSech1.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=2 then btnSech3.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=2 then btnSech4.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=2 then btnSech5.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=2 then btnSech6.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=2 then btnSech7.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=3 then btnSech3.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=3 then btnSech2.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=3 then btnSech1.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=3 then btnSech4.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=3 then btnSech5.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=3 then btnSech6.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=3 then btnSech7.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=4 then btnSech4.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=4 then btnSech3.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=4 then btnSech2.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=4 then btnSech1.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=4 then btnSech5.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=4 then btnSech6.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=4 then btnSech7.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=5 then btnSech5.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=5 then btnSech4.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=5 then btnSech3.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=5 then btnSech2.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=5 then btnSech1.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=5 then btnSech6.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=5 then btnSech7.hide;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=6 then btnSech6.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=6 then btnSech5.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=6 then btnSech4.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=6 then btnSech3.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=6 then btnSech2.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=6 then btnSech1.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=6 then btnSech7.hide;

```

```

if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=7 then btnSech7.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=7 then btnSech6.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=7 then btnSech5.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=7 then btnSech4.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=7 then btnSech3.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=7 then btnSech2.show;
if (CBchisloSech.ItemIndex+1)=7 then btnSech1.show;
end;
procedure TForm1.Button3Click(Sender: TObject);
var
myFile : TextFile;
MyIni: TiniFile;
begin
try
MyIni := TIniFile.Create('C:\Ekstr1.txt');
//MyIni := TIniFile.Create(ExtractFilePath(Application.ExeName));
MyIni.WriteString('*****1.Расчет формующего инструмента*****','K1, м^3',edtK1Main.text);
MyIni.WriteString('*****1.Расчет формующего инструмента*****','K2, м^3',edtK2.text);
MyIni.WriteString('*****1.Расчет формующего инструмента*****','K3, м^3',edtK3.text);
MyIni.WriteString('*****1.Расчет формующего инструмента*****','K4, м^3',edtK4.text);
MyIni.WriteString('*****1.Расчет формующего инструмента*****','K5, м^3',edtK5.text);
MyIni.WriteString('*****1.Расчет формующего инструмента*****','K6, м^3',edtK6.text);
MyIni.WriteString('*****1.Расчет формующего инструмента*****','K7, м^3',edtK7.text);
MyIni.WriteString('*****1.Расчет формующего инструмента*****','К общий, м^3',edtKobch.text);
finally
MyIni.Destroy;
Form1.close
end;
end;
end.
unit ChnekMachin;
interface
uses
Windows, Messages, SysUtils, Classes, Graphics, Controls, Forms, Dialogs,
StdCtrls, Math, Menus, Grids, ExtCtrls, ComCtrls, ExtDlgs, jpeg, IniFiles;
type
TForm1 = class(TForm)
GroupBox4: TGroupBox;
Label3: TLabel;
Label4: TLabel;
Label5: TLabel;
Label6: TLabel;
Label14: TLabel;
Label15: TLabel;
Label16: TLabel;
Label20: TLabel;
Label21: TLabel;
Label48: TLabel;
Label49: TLabel;
Label50: TLabel;
Label51: TLabel;
Label1: TLabel;
Label10: TLabel;
Label11: TLabel;
Label12: TLabel;
Label8: TLabel;
Label9: TLabel;
EdtL: TEdit;
Edth: TEdit;
Edte: TEdit;
Edtt: TEdit;
Edtdelta: TEdit;
EdtQchm: TEdit;
EdtQcho: TEdit;
EdtNkp: TEdit;

```

```

Edtnrab: TEdit;
EdtD: TEdit;
EdtDfi: TEdit;
Edtiz: TEdit;
EdtRo: TEdit;
GroupBox1: TGroupBox;
Label13: TLabel;
Label17: TLabel;
EdtK: TEdit;
GroupBox2: TGroupBox;
Image1: TImage;
Button1: TButton;
Btn: TButton;
BtnUmo: TButton;
GroupBox3: TGroupBox;
Label18: TLabel;
Label19: TLabel;
EdtNobch: TEdit;
Label22: TLabel;
Label23: TLabel;
Label24: TLabel;
EdtNd: TEdit;
Label25: TLabel;
Label26: TLabel;
Edtdc: TEdit;
Label27: TLabel;
Label28: TLabel;
EdtIt: TEdit;
Label29: TLabel;
Label30: TLabel;
EdtKk: TEdit;
Label31: TLabel;
procedure BtnClick(Sender: TObject);
procedure BtnUmoClick(Sender: TObject);
procedure Button1Click(Sender: TObject);
procedure FormCreate(Sender: TObject);
private
  { Private declarations }
public
  { Public declarations }
end;
var
  Form1: TForm1;
implementation
  {$R *.DFM}
procedure TForm1.BtnClick(Sender: TObject);
var
  D,i,delta,nkr,nrab,pi,K,dg,lg,alfa,betta,gamma,iz,Qm,Qv,fi:single;
  e,dc,Sc,S1,S2,It,Muc,Mu1,Mu2,deltaP:single;
  L,t,h1,h2,h,ld,Ro,N,N1,N2,Kk,Nd,nu:real;
begin
  nu:=0.3;//коэффициент полезного действия;
  dc:=StrToFloat(Edtdc.text)*power(10,-3);
  pi:=3.141592654;//число Пи;
  iz:=StrToFloat(Edtiz.text);//число заходов червяка;
  D:=StrToFloat(EdtD.text)*power(10,-3); //диаметр шнека, мм;
  t:=StrToFloat(Edtt.text)*power(10,-3); // шаг нарезки шнека;
  It:=StrToFloat(EdtIt.text);//индекс течения материала, г/10 мин;
  Kk:=StrToFloat(EdtKk.text);//мера консистентности, Па*с^n;
  Ro:=StrToFloat(EdtRo.text);//плотность полимерной композиции, кг/м^3;
  nrab:=StrToFloat(Edtnrab.Text);//число оборотов червяка, об/мин;
  h:=StrToFloat(Edth.Text)*power(10,-3);
  K:=StrToFloat(EdtK.text);
  L:=StrToFloat(EdtL.text)*power(10,-3);//длина шнека, м

```

```

e:=StrToFloat(Edte.text)*power(10,-3);//ширина гребня, м;
delta:=StrToFloat(Edtdelta.text)*power(10,-3);//радиальный зазор между внутренней поверхностью корпуса и
наружной витка червяка, м;
nkr:=42.4/(Sqrt(D));//критическое число оборотов червяка, 1/с;
fi:=ArcTan(t/(pi*D))*180/Pi;
alfa:=(pi*D*h*(t-iz*e)*sqr(cos(fi*Pi/180)))/2;//постоянная прямого потока, м^3;
beta:=(power(h,3)*(t-iz*e)*sin(2*fi*Pi/180))/(24*L);//постоянная обратного потока, м^3;
gamma:=(sqr(Pi)*sqr(D)*power(delta,3)*TAN(fi*Pi/180)*sin(fi*Pi/180))/(10*e*L);
Qv:=(alfa*K/K+beta+gamma)*nrab/60;//объёмная производительность экструдера, м^3/с;
Qm:=Qv*Ro*3600;//массовая производительность экструдера, кг/час;
Sc:=32*Qv/(Pi*power(dc,3));//скорость сдвига в формующей полости, 1/с;
S1:=(power(PI,2)*((D-h)*(D-2*h))*nrab)/(60*h*sqr((power(PI,2)*sqr(D-2*h)+power(t,2))));
//скорость сдвига в винтовом канале шнека;
S2:=(power(PI,2)*power(D,2)*nrab)/(60*delta*sqr(power(PI,2)*power(D,2)+power(t,2)));//скорость сдвига в зазоре
между гребнем нарезки и цилиндром, 1/с;
Muc:=Kk*power(Sc,(It-1));//эффективная вязкость материала в формующей полости, Па*с;
Mu1:=Kk*power(S1,(It-1));//эффективная вязкость в винтовом канале шнека, Па*с;
Mu2:=Kk*power(S2,(It-1));//эффективная вязкость в зазоре между гребнем нарезки и цилиндром, Па*с;
deltaP:=Qv*Muc/(K);//перепад давления в головке, Па;
N1:=((power(PI,3)*power(D,3)*power(nrab,2)*Mu1*L)/(h*sqr(60)))+(power(PI,2)*power(D,2)*nrab*h*TAN(fi*Pi/1
80))/(2*60)*deltaP;
//мощность на принудительное проталкивание массы по винтовому каналу шнеку, Вт;
N2:=(power(PI,3)*power(D,3)*power(nrab,2)*Mu2*L*e)/(delta*t*sqr(60));
//мощность на срез материала в зазоре между вершиной витка нарезки и стенкой цилиндра, Вт;
N:=N1+N2;//общая (технологическая) мощность, затрачиваемая на продвижение материала в цилиндре
шнековой машины, Вт;
Nd:=(N1+N2)/nu;//мощность привода электродвигателя, Вт;
EdtQchm.text:=FloatToStrf(Qm,ffGeneral,4,7);
EdtQcho.text:=FloatToStrf(Qv,ffGeneral,4,7);
EdtNobch.text:=FloatToStrf(N,ffGeneral,4,7);
EdtNd.text:=FloatToStrf(Nd,ffGeneral,4,7);
Edtfi.text:=FloatToStrf(fi,ffGeneral,4,7);
EdtNkp.text:=FloatToStrf(nkr,ffGeneral,4,7);
end;
procedure TForm1.BtnUmoClick(Sender: TObject);
begin
EdtKk.Text:='355380';
EdtIt.text:='0,22';
EdtRo.text:='1250';
Edtiz.Text:='1';
Edtdc.Text:='5';
EdtD.Text:='32';
EdtK.text:=FloatToStr(3.271E-7);
Edtt.text:='16';
Edtnrab.Text:='20';
Edth.Text:='4,48';
Edte.Text:='2,56';
Edtdelta.Text:='0,112';
EdtL.Text:='160';
end;
procedure TForm1.Button1Click(Sender: TObject);
var
myFile : TextFile;
MyIni: TiniFile;
begin
try
MyIni := TiniFile.Create('C:\Ekstr1.txt');
//MyIni := TiniFile.Create(ExtractFilePath(Application.ExeName));
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Диаметр шнека,
мм',EdtD.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Шаг нарезки,
мм',Edtt.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Глубина нарезки,
мм',Edth.text);

```

```

MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Ширина гребня,
мм',Edte.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Радиальный зазор,
мм',Edtdelta.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Длина шнека,
мм',EdtL.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Заходность',Edtiz.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Плотность,
кг/м^3',EdtRo.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Рабочее число оборотов
шнека, об/мин',Edtnrab.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Индекс течения
материала, г/10 мин',EdtIt.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Мера консистентности,
Па*c^n',EdtKk.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Диаметр формующего
инструмента, мм',Edtdc.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Угол нарезки винтовой
линии, град',Edtfti.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Критическое число
оборотов шнека , м^3/с',EdtNkp.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Производительность,
кг\ч',EdtQchm.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Производительность,
об\мин',EdtQcho.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Общая(технологическая)
мощность, Вт',EdtNobch.text);
MyIni.WriteString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Мощность привода
электродвигателя, Вт',EdtNd.text);
finally
  MyIni.Destroy;
  Form1.close
end;
end;
procedure TForm1.FormCreate(Sender: TObject);
var
  myFile : TextFile;
  MyIni: TiniFile;
  Kg:single;
begin
  try
    MyIni:= TiniFile.Create('C:\Ekstr1.txt');
    EdtK.text:=MyIni.ReadString('*****1.Расчет формующего инструмента*****','К общий, м^3,");
  finally
    MyIni.Destroy;
  end;
end;
end.
unit Unit1;
interface
uses
  Windows, Messages, SysUtils, Classes, Graphics, Controls, Forms, Dialogs,
  StdCtrls,Math, IniFiles, ComCtrls, jpeg, ExtCtrls;
type
  TForm1 = class(TForm)
    GroupBox1: TGroupBox;
    Label1: TLabel;
    Label2: TLabel;
    Label4: TLabel;
    Label5: TLabel;
    Label6: TLabel;
    Label7: TLabel;
    Label8: TLabel;
    Label3: TLabel;

```


Label9: TLabel;
Label10: TLabel;
Label11: TLabel;
Label12: TLabel;
Label13: TLabel;
Label14: TLabel;
Label15: TLabel;
Label21: TLabel;
Label19: TLabel;
Label20: TLabel;
Label28: TLabel;
Label29: TLabel;
Label27: TLabel;
Label34: TLabel;
Label35: TLabel;
Label36: TLabel;
Label37: TLabel;
Label38: TLabel;
Label39: TLabel;
Label40: TLabel;
Label41: TLabel;
Label42: TLabel;
Label43: TLabel;
cbD: TEdit;
cbi: TEdit;
edte: TEdit;
edtI0: TEdit;
edtdelta: TEdit;
edtPmax: TEdit;
Edtt: TEdit;
edth: TEdit;
edtfi: TEdit;
EdtMu: TEdit;
edtSoc: TEdit;
edtMkr: TEdit;
Edit1: TEdit;
Edtn: TEdit;
EdtLshn: TEdit;
GroupBox2: TGroupBox;
Label16: TLabel;
Label17: TLabel;
Label18: TLabel;
Label22: TLabel;
Label23: TLabel;
Label24: TLabel;
Label25: TLabel;
Label30: TLabel;
Label31: TLabel;
Label32: TLabel;
EdtDgil: TEdit;
EdtDn: TEdit;
EdtD1: TEdit;
EdtSigGil: TEdit;
EdtSigCil: TEdit;
EdtP0: TEdit;
EdtSigt: TEdit;
GroupBox3: TGroupBox;
Label33: TLabel;
GroupBox4: TGroupBox;
Label26: TLabel;
Button2: TButton;
Button1: TButton;
Button5: TButton;
Label44: TLabel;

```

EdtNo: TEdit;
Label45: TLabel;
procedure Button1Click(Sender: TObject);
procedure Button2Click(Sender: TObject);
//procedure Button3Click(Sender: TObject);
procedure Button5Click(Sender: TObject);
procedure FormCreate(Sender: TObject);
procedure BtnApplyClick(Sender: TObject);
private
  { Private declarations }
public
  { Public declarations }
end;
var
  Form1: TForm1;
implementation
{$R *.DFM}
//Кнопка расчет
procedure TForm1.Button1Click(Sender: TObject);
var
D,h,t,i,e,fi,l0,W,n,Mu:single;
alfa,betta,gamma,delta:single;
Fa,Fb,Pmax:single;
Pi:single;
F,Soc:single;
No,Mkr,TauMax,Mumax,F1,WHO,Sigmamax,SigmaR:single;
Sigdop,Lshn:single;
Dgil,D1,Dn:single;
C,C1,C2,P0:single;
SigGil,SigCil:single;
Sigt,k:single;
begin
//ввод исходных данных
Pi:=3.141592654; //число Пи
D:=StrToFloat(cbD.text)*power(10,-3); //диаметр шнека, мм
l0:=StrToFloat(edtl0.text)*power(10,-3); //длина шнека, м
i:=StrToFloat(cbi.text); //заходность
e:=StrToFloat(edte.text)*power(10,-3); //ширина гребня, м
h:=StrToFloat(edth.text)*power(10,-3); //глубина нарезки, м
delta:=StrToFloat(edtdelta.text)*power(10,-3); //радиальный зазор, м
n:=StrToFloat(Edtn.text); // число оборотов шнека
Mu:=StrToFloat(EdtMu.text);
No:=StrToFloat(EdtNo.text);
fi:=StrToFloat(edtfi.text);
Sigdop:=StrToFloat(Edit1.Text);
Lshn:=StrToFloat(EdtLshn.Text)*power(10,-3);
t:=StrToFloat(Edtt.Text)*power(10,-3);
//Расчетные формулы
alfa:=(Pi*D*h*(t-i*e)*sqr(cos(fi*Pi/180)))/2;//постоянная прямого потока шнека с постоянными геометрическими
размерами, м^3
betta:=(power(h,3)*(t-i*e)*sin(2*fi*Pi/180))/(24*l0);//постоянная обратного потока шнека с постоянными
геометрическими размерами, м^3
gamma:=(sqr(Pi)*sqr(D)*power(delta,3)*TAN(fi*Pi/180)*sin(fi*Pi/180))/(10*e*10);{постоянная потока утечек для
шнеков с постоянными
геометрическими размерами, переменными шагом и глубиной нарезки в зоне дозирования, м3}
W:=t-e;//м
Fa:=0.19191+0.81888*exp(-(h/W));//коэффициент прямого потока
Fb:=0.0614+0.9504*exp(-(h/W));//коэффициент противотока
Pmax:=(alfa*Fa*n*Mu)/(betta*Fb);
F:=(Pi*sqr(D))/4;
Soc:=Pmax*F;
Mkr:= 573*(No/n);
TauMax:=16*Mkr/(Pi*power(D,3)*(1-power(alfa,4))); //максимальные касательные напряжения
F1:=(Pi*sqr(D)*(1-sqr(alfa)))/4;

```

```

Mumax:=(gamma*F1*sqr(Lshn))/2;
WHO:=(Pi*power(D,3)*(1-power(alfa,4)))/32;
Sigmamax:=(Soc/F1)+(Mumax/WHO);
SigmaR:=sqrt(sqr(Sigmamax)+4*sqr(TauMax));
if SigmaR <= Sigdop then Label33.Caption:='Условие прочности выполняется'
else Label33.Caption:='Условие прочности НЕ выполняется!!!!';
//Расчет цилиндра
Dgil:=StrToFloat(EdtDgil.text)*power(10,-3);
Dn:=StrToFloat(EdtDn.text)*power(10,-3);
D1:=StrToFloat(EdtD1.text)*power(10,-3);
//Pmax:=StrToFloat(edtPmax.text);
P0:=StrToFloat(EdtP0.text);
Sigt:=StrToFloat(EdtSigt.text);
C:=Dgil/Dn;
C1:=Dgil/D1;
C2:=D1/Dn;
SigGil:=(((sqrt(3+power(C,4)))/(1-power(C,2)))*Pmax)-(2/(1-power(C1,2))*P0);
EdtSigGil.text:=FloatToStrf(SigGil,ffGeneral,4,7);
SigCil:=((C+sqrt(3+power(C2,4)))/(1-power(C,2))*Pmax)+(sqrt(3+power(C2,4)))/(1-power(C2,2)));
EdtSigCil.text:=FloatToStrf(SigCil,ffGeneral,4,7);
k:=Sigt/2;
if SigGil <= k then Label26.Caption:='Условие прочности выполняется'
else Label26.Caption:='Условие прочности НЕ выполняется!!!!';
//Запись результата
edtPmax.text:=FloatToStrf(Pmax,ffGeneral,4,7);
edtSoc.text:=FloatToStrf(Soc,ffGeneral,4,7);
edtMkr.text:=FloatToStrf(Mkr,ffGeneral,4,7);
end;
//Кнопка Умолчание
procedure TForm1.Button2Click(Sender: TObject);
begin
cbD.text:=FloatToStr(32);
cbi.text:=FloatToStr(1);
edtl0.text:=FloatToStr(160);
edth.text:=FloatToStr(4.48);
edte.text:=FloatToStr(2.56);
edtdelta.text:=FloatToStr(0.112);
EdtMu.text:=FloatToStr(1000000);
edtfi.text:=FloatToStr(17);
Edtn.Text:=FloatToStr(10);
EdtLshn.Text:=FloatToStr(448);
Edtt.text:=FloatToStr(16);
Edit1.text:=FloatToStr(2000);
EdtNo.text:=FloatToStr(2000);
EdtDgil.text:=FloatToStr(32);
EdtDn.text:=FloatToStr(50);
EdtD1.text:=FloatToStr(36);
EdtP0.text:=FloatToStr(5000);
EdtSigt.text:=FloatToStr(21000);
//Pmax:=1.571E11;
end;
procedure TForm1.Button5Click(Sender: TObject);
var
MyIni: TIniFile;
begin
try
MyIni := TIniFile.Create('C:\Ekstr1.txt');
//MyIni := TIniFile.Create(ExtractFilePath(Application.ExeName));
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','ПРОВЕРКА УСЛОВИЯ
ПРОЧНОСТИ ДЛЯ ШНЕКА',Label33.Caption);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Длина зоны дозирования,
мм',edtl0.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Вязкость материала,
Па*c',EdtMu.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Допускаемое напряжение

```

```

для материала шнека, H/м2',Edit1.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Максимальное давление
развиваемое шнеком,H',edtPmax.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Максимальное осевое
усилие, действующее на шнек',edtSoc.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Крутящий момент
действующий на шнек, H·м',edtMkr.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','ПРОВЕРКА УСЛОВИЯ
ПРОЧНОСТИ ДЛЯ ЦИЛИНДРА',Label26.Caption);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Внутренний диаметр
гильзы, мм',EdtDgil.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Наружный диаметр
цилиндра, мм',EdtDn.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Наружный диаметр гильзы,
мм',EdtD1.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Давление натяга,
Па',EdtP0.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Предел текучести
материала',EdtSigt.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Экв. напряж. на внутр. пов-
ти гильзы',EdtSigGil.text);
MyIni.WriteString('*****3.Расчет на прочность шнека и цилиндра*****','Экв. напряж. на внутр. пов-
ти цилиндра',EdtSigCil.text);
finally
MyIni.Destroy;
Form1.close
end;
end;
procedure TForm1.FormCreate(Sender: TObject);
var
MyIni: TiniFile;
begin
try
MyIni:= TiniFile.Create('C:\Ekstr1.txt');
cbD.Text:=MyIni.ReadString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Диаметр шнека,
мм,');
EdtT.Text:=MyIni.ReadString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Шаг нарезки,
мм,');
edth.Text:=MyIni.ReadString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Глубина
нарезки, мм,');
edte.Text:=MyIni.ReadString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Ширина гребня,
мм,');
edtdelta.Text:=MyIni.ReadString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Радиальный
зазор, мм,');
EdtLshn.Text:=MyIni.ReadString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Длина
шнека, мм,');
cbl.Text:=MyIni.ReadString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Заходность,');
Edtn.Text:=MyIni.ReadString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Рабочее число
оборотов шнека, об/мин,');
edtfi.Text:=MyIni.ReadString('*****2.Расчет производительности и мощности*****','Угол нарезки
винтовой линии, град,');
EdtNo.Text:=MyIni.ReadString('*****2.Расчет производительности и
мощности*****','Общая(технологическая) мощность, Вт,');
finally
MyIni.Destroy;
end;
end;
//end;
procedure TForm1.BtnApplyClick(Sender: TObject);
var
MyIni: TiniFile;
begin
try
finally
MyIni.Destroy;

```

```
end;  
end;  
end.  
//Конец
```

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
1. ПРОЦЕСС ТЕЧЕНИЯ АНОМАЛЬНО ВЯЗКИХ ЖИДКОСТЕЙ. РАСЧЕТ ЭКСТРУЗИОННОГО И ВАЛКОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ИХ ПЕРЕРАБОТКИ	5
1.1. Анализ процесса течения аномально вязких жидкостей в винтовых каналах шнека	5
1.2. Экструзионное оборудование и технологический процесс с учетом качества экструдата	29
1.2.1. Типичные длинномерные резинотехнические изделия и схема их производства	29
1.2.2. Экструдер	30
1.2.3. Установки ультравысокой частоты	31
1.2.4. Установки с соляными ваннами	32
1.3. Критерии качества изделий при переработке аномально вязких жидкостей	33
1.3.1. Оценка подвулканизации экструдата при переработке резиновых смесей	33
1.3.2. Оценка изменения размеров поперечного сечения экструдата при переработке резиновых смесей	37
1.4. Современные задачи оптимизации процесса и оборудования экструзии полимерных материалов	44
1.5. Методы оптимизации	52
1.6. Описание процесса вальцевания полимерных материалов ...	55
1.6.1. Гидромеханический метод расчета процесса вальцевания ньютоновских и неньютоновских жидкостей ...	55
1.6.2. Критерии качества изделий при вальцевании полимерных материалов	58
Выводы	59
2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА НЕПРЕРЫВНОГО ВАЛЬЦЕВАНИЯ И ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ С УЧЕТОМ КАЧЕСТВА ПЛАСТИКАТА И ЭКСТРУДАТА	61
2.1. Математическая модель процесса непрерывного вальцевания резиновых смесей с учетом качества пластика	62
2.1.1. Математическая модель непрерывного процесса вальцевания	62
2.1.2. Определение величины сдвига при периодическом режиме вальцевания резиновых смесей	67
2.1.3. Определение суммарной величины сдвига при непрерывном режиме вальцевания резиновых смесей ..	68
2.2. Математическое моделирование процесса экструзии резиновых смесей с учетом подвулканизации и степени	70

пластикация экструдата	
Выводы	83
3. ОЦЕНКА АДЕКВАТНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ РЕАЛЬНОМУ СОВМЕЩЕННОМУ ПРОЦЕССУ ВАЛЬЦЕВАНИЯ И ЭКСТРУЗИИ	84
3.1. Проверка адекватности математической модели процесса переработки резиновых смесей с учетом качества экструдата	84
3.1.1. Объект исследования	84
3.1.2. Описание экспериментальной установки и методики исследований	92
3.1.3. Проверка адекватности математической модели процесса переработки резиновых смесей на экспериментальной установке МЧХ-32/10	97
3.1.4. Проверка адекватности математической модели процесса переработки резиновых смесей на экспериментальной установке МЧХ-60/10	115
3.1.5. Проверка адекватности математической модели процесса переработки резиновых смесей на червячной машине МЧХ-90/10-Л-ЧБ	120
3.2. Влияния степени пластикация на физико-механические показатели резиновой смеси при непрерывном режиме вальцевания	125
3.2.1. Описание экспериментальной установки	125
3.2.2. Методика проведения экспериментов	128
3.2.3. Результаты экспериментальных исследований	135
3.3. Определение соотношения величин сдвига при вальцевании и экструзии	140
Выводы	141
4. ВЛИЯНИЕ РЕЖИМНЫХ ПЕРЕМЕННЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ЭНЕРГОЗАТРАТЫ, ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ И КРИТЕРИИ КАЧЕСТВА ПРИ ЭКСТРУЗИИ И ВАЛЬЦЕВАНИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ. ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ УПРАВЛЕНИЯ	143
4.1. Влияние режимных переменных и конструктивных параметров на процесс переработки резиновых смесей с учетом качества экструдата	143
4.2. Влияние режимных переменных и конструктивных параметров на процесс непрерывного вальцевания резиновых смесей с учетом качества пластика	164
4.3. Выбор параметров управления	165
Выводы	166
5. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМНЫХ ПЕРЕМЕННЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ОБОРУДОВАНИЯ С УЧЕТОМ МИНИМИЗАЦИИ ПОЛЕЗНОЙ МОЩНОСТИ	167
5.1. Оптимизация процесса и оборудования экструзии резиновых смесей	167
5.1.1. Постановка задачи оптимизации	167
5.1.2. Теоретические исследования влияния оптимальных режимных параметров процесса и конструктивных параметров оборудования на полезную мощность	171

5.1.3. Проверка адекватности решения задачи оптимизации на экспериментальной установке МЧХ-32/10	174
5.1.4. Проверка адекватности решения задачи оптимизации на экспериментальной установке МЧХ-60/10	177
5.2. Оптимизация совмещенных процессов экструзии и вальцевания резиновых смесей	179
5.2.1. Постановка задачи оптимизации совмещенных процессов	179
5.2.2. Проверка адекватности решения задачи оптимизации совмещенного процесса экструзии и непрерывного вальцевания на экспериментальной установке МЧХ-32/10	181
Выводы	182
6. ОПТИМАЛЬНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ СТАНИН И ВАЛКОВ ВАЛЬЦОВ	183
6.1. Расчет станин вальцов	183
6.2. Расчет на прочность и жесткость валков вальцов	188
6.3. Оптимальное проектирование станин вальцов	198
6.3.1. Оптимизация конструктивных параметров станины лабораторных вальцов с максимальным усилием 40 кН	198
6.3.2. Оптимизация конструктивных параметров станины промышленных вальцов с распорным усилием 1000 кН	200
6.4. Оптимизация конструкции валка вальцов	206
6.4.1. Оптимизация конструкции валка лабораторных вальцов СМ 160/160 320	206
6.4.2. Оптимизация конструкции валка промышленных вальцов СМ 320/320 550	209
Выводы	211
7. МЕТОДИКА ИНЖЕНЕРНОГО РАСЧЕТА СОВМЕЩЕННОГО ПРОЦЕССА И ОБОРУДОВАНИЯ ВАЛЬЦЕВАНИЯ И ЭКСТРУЗИИ РЕЗИНОВЫХ СМЕСЕЙ ..	212
7.1. Методика инженерного расчета процесса и оборудования для непрерывного вальцевания резиновых смесей	212
7.1.1. Расчет основных параметров процесса и валкового оборудования при его модернизации	212
7.1.2. Проектный расчет основных параметров процесса и валкового оборудования	217
7.2. Методика инженерного расчета процесса и оборудования экструзии резиновых смесей	219
7.3. Методика расчета формующих каналов экструзионных головок	222
7.4. Методика инженерной оптимизации экструзионного и валкового оборудования для совмещенного процесса	222
Выводы	224
8. ПРИМЕНЕНИЕ УЛЬТРАЗВУКА ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ДЛИННОМЕРНЫХ РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК ЗАДАННОГО КАЧЕСТВА	225
8.1. Оценка влияния ультразвука на организм человека	225

8.2. Применение ультразвуковых установок при переработке полимеров	229
8.3. Технологический процесс воздействия ультразвука на заготовки из полимерных материалов	231
8.4. Экспериментальная установка и методика исследования влияния ультразвука на длинномерные резинотехнические заготовки	233
8.5. Экспериментальные исследования процесса экструзии с применением ультразвука	235
8.5.1. Методика проведения эксперимента и определение оптимальных режимов работы экструдера	235
8.5.2. Результаты экспериментальных исследований	236
Выводы	239
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	240
ОСНОВНОЕ СОДЕРЖАНИЕ МОНОГРАФИИ ИЗЛОЖЕНО В СЛЕДУЮЩИХ ПУБЛИКАЦИЯХ	242
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ	250
ОСНОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ	264
ПРИЛОЖЕНИЯ	266
Приложение А. Описание работы алгоритма построения трех линий уровня функции состояния от двух переменных	266
Приложение Б. Описание работы алгоритма расчета суммарного сдвига, температурного поля в каналах экструзионной головки	272
Приложение В. Описание работы программы оптимизации процесса и оборудования экструзии резиновых смесей при условии минимизации технологической мощности и заданном качестве экструдата	280
Приложение Г. Описание алгоритма расчета суммарного сдвига при переработке полимерных материалов на вальцах непрерывного действия	291
Приложение Д. Описание алгоритма расчета удельной мощности, затрачиваемой на процесс вальцевания	299
Приложение Е. Описание алгоритма оптимизации станины промышленных вальцов с распорным усилием 1000 кН	304
Приложение Ж. Описание алгоритма минимизации массы вальца вальцов	311
Приложение И. Программа расчета технологических и конструктивных параметров экструдера	321