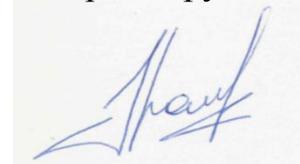


ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ АВТОНОМНОЕ
ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ
ЮЖНО-УРАЛЬСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ УНИВЕРСИТЕТ
(НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ)

На правах рукописи



Храмков Евгений Владимирович

**Повышение эффективности изготовления горячедеформированных
труб на основе физического и математического моделирования
процесса редуцирования**

Специальность 05.16.05 – Обработка металлов давлением

Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук,
профессор А.В. Выдрин

Челябинск 2017

ОГЛАВЛЕНИЕ

Список сокращений и условных обозначений	4
Введение	6
1 Теория и технология получения горячедеформированных труб из сталей типа 13Cr	13
1.1 Особенности изготовления труб из сталей типа 13Cr.....	13
1.2 Особенности процесса редуцирования бесшовных труб	20
1.3 Высокотемпературная термомеханическая обработка сталей	25
1.4 Постановка задач исследования	30
2 Теоретические исследования процесса редуцирования труб в трехвалковых калибрах	33
2.1 Описание геометрии очага деформации.....	33
2.2 Описание кинематики процесса	40
2.3 Энергетический баланс процесса	50
2.4 Равновесие сил в очаге деформации	67
2.5 Численная реализация математической модели процесса.....	69
2.6 Численное исследование математической модели.....	72
2.6.1 Исследование случая прокатки в одной клетке.....	72
2.6.2 Исследование случая прокатки в группе клетей.....	74
Выводы по главе 2.....	84
3 Экспериментальное исследование процесса редуцирования труб	86
3.1 Экспериментальное исследование деформационных процессов.....	86
3.1.1 Определение коэффициента трения при редуцировании	86
3.1.2 Физическое моделирование процесса редуцирования труб	88
3.2.3 Обработка результатов эксперимента.....	94
3.2 Экспериментальное исследование формирования свойств	96
3.2.1 Особенности пластической деформации стали 20X13	96

3.2.2 Разработка режимов высокотемпературной термомеханической обработки применительно к редуционно-растяжному стану ТПЦ-2 АО «ВТЗ»	104
Выводы по главе 3.....	111
4 Опытнo-промышленное опробование результатов исследования.....	112
4.1 Разработка методики расчета скоростных режимов редуцирования	112
4.1.1 Влияние распределения межклетевых натяжений на длину утолщенных концов	113
4.1.2 Компьютерное моделирование процесса редуцирования	121
4.2 Проектирование режимов производства труб	124
4.3 Результаты производства опытной партии труб.....	129
4.4 Определение экономического эффекта	136
4.5 Редуцирование труб с использованием чередующихся приводных и неприводных клеток	138
Выводы по главе 4.....	144
Выводы по работе.....	146
Библиографический список.....	149
Приложение А – Акт внедрения результатов диссертационного исследования...	162
Приложение Б – Свидетельство регистрации программы для ЭВМ	163
Приложение В – Замеры передних концов труб из стали 32Г2	164
Приложение Г – Замеры труб из стали 20Х13	166
Приложение Д – Акт внедрения результатов диссертационного исследования...	168

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

- ОАО «РосНИТИ» – Открытое акционерное общество «Российский Научно-Исследовательский Институт Трубной Промышленности»;
- ПАО «ЧТПЗ» – Публичное акционерное общество «Челябинский трубопрокатный завод»;
- ПНТЗ – Первоуральский новотрубный завод;
- АО «ВТЗ» – Акционерное общество «Волжский Трубный Завод»;
- ПАО «СинТЗ» – Публичное акционерное общество «Синарский Трубный Завод»;
- НЛЗ – непрерывно литая заготовка;
- ЦБЛЗ – центробежнолитая заготовка;
- НКТ – насосно-компрессорная труба;
- ТПА – трубопрокатный агрегат;
- РРС – редуционно-растяжной стан;
- ЭУ-ПППТ – экспериментальная установка для исследования процесса продольной прокатки труб;
- ТМО – термомеханическая обработка;
- НТМО – низкотемпературная термомеханическая обработка;
- ВТМО – высокотемпературная термомеханическая обработка;
- ТУ – технические условия;
- ТИ – технологическая инструкция;
- ПК – передний конец готовых труб;
- ЗК – задний конец готовых труб;
- S – толщина стенки подката и готовых труб, мм;

- m – относительное обжатие по наружному диаметру;
- σ_b – временное сопротивление, МПа;
- ρ, φ, z – координаты в цилиндрической системе координат;
- v_ρ, v_φ, v_z – составляющие вектора скорости металла трубы, мм/с;
- D_b – диаметр бочки валка, мм;
- $D_{ид} (R_{ид})$ – идеальный диаметр (радиус) валка (расстояние от оси вращения валка до оси прокатки), мм;
- B_i – высота калибра, мм;
- A_i – ширина калибра, мм;
- λ – коэффициент вытяжки;
- l – длина очага деформации в направлении прокатки, мм;
- $D(R)$ – наружный диаметр (радиус) трубы, мм;
- R_b – радиус валка в плоскости перпендикулярной оси валка, мм;
- e – эксцентриситет калибра, мм;
- α_0 – угол захвата металла валками, град;
- $\Delta r_{вн}$ – абсолютное обжатие по внутреннему диаметру трубы, мм;
- n – частота вращения валков РРС, об/мин;
- F_i – площадь поперечного сечения трубы, мм;
- v_0, v_l – скорость металла трубы вдоль оси прокатки на входе и выходе очага деформации;
- $\xi_{\rho\rho}, \xi_{\varphi\varphi}, \xi_{zz}$ – главные компоненты тензора скорости деформации, с⁻¹;
- НМК – неразрушающий магнитный контроль;
- АМР – автоматизированная методика расчета.

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность работы.

В последнее время к трубам нефтегазового сортамента предъявляются все более высокие требования, как по точности, так и по механическим свойствам. Достижение указанных требований на строящихся и действующих трубопрокатных и трубопрессовых агрегатах (ТПА) достигается за счет совершенствования технологии на всех переделах. Не последнюю роль в технологической цепочке играет операция редуцирования, так как это окончательная операция горячего передела.

Кроме того, применение редуциционных станов в составе современных высокопроизводительных ТПА позволяет расширить сортамент прокатываемых труб, как по наружному диаметру, так и по толщине стенки. Существенное расширение сортамента труб достигается за счет изменения скоростных и деформационных режимов работы стана, что позволяет вести процесс с межклетевыми натяжениями трубы, которые способствуют повышению точности труб, но в тоже время приводят к увеличению расхода металла по причине образования утолщенных концов.

Однако в существующих теоретических знаниях по процессу редуцирования вопросы, связанные с определением и анализом межклетевых натяжений, освещены недостаточно либо имеют в своей основе эмпирические зависимости, полученные на базе практических данных по работе конкретных промышленных редуциционных станов или лабораторных установок.

Также для обеспечения комплекса механических свойств труб используются различные технологические приемы: дополнительное легирование сталей или особые режимы термической обработки. Наличие редуциционного стана в линии ТПА позволяет сочетать деформацию металла (при определенных степени, скорости и температуре деформации) с термической обработкой, то есть проводить одну из разновидностей термомеханической обработки (ТМО):

высокотемпературную (ВТМО). Применение ВТМО снижает затраты по переделу за счет упрощения режимов термической обработки и исключения дополнительного легирования.

Степень разработанности темы исследования.

В середине прошлого века редуционные станы получили широкое развитие, как в отечественном, так и зарубежном производстве труб. В настоящее время большинство ТПА оснащены редуционными станами в основном с 2-ух и 3-ех валковыми клетями, работающими с натяжением трубы в межклетевых промежутках. Теоретические основы процесса редуцирования заложены отечественными учеными: А.А. Шевченко, В.П. Анисифоров, Г.И. Гуляев, В.Н. Выдрин, В.Л. Колмогоров, Г.Я. Гун, Ю.М. Матвеев, Н.Н. Дружинин, А.З. Глейберг, В.А. Юргеленас, П.Н. Ившин и др.

Первые методики расчета технологических параметров процесса редуцирования основываются на эмпирических (полуэмпирических) зависимостях, которые получены авторами, исследовавшими процесс редуцирования до 1960-х годов. Зачастую они не учитывали влияние межклетевого натяжения. Позднее исследователи стали учитывать влияние натяжения, а также толстостенности трубы на изменение толщины стенки и диапазоны применимости формул увеличились. Дальнейшее развитие теории редуцирования труб характеризуется более углубленным и детальным описанием процесса. В связи с развитием электронно-вычислительной техники работы ученых в период с 1970-х годов и по настоящий момент характеризуются освещением не отдельных аспектов технологии редуцирования, а разработкой комплексных математических моделей.

Целью работы является повышение эффективности изготовления горячедеформированных труб на основе физического и математического моделирования процесса редуцирования.

Для достижения поставленной цели решены следующие задачи исследования:

1. Разработка математической модели процесса редуцирования труб в трехвалковых калибрах, позволяющей проводить научно-обоснованный анализ технологии;

2. Разработка новых научно-обоснованных технических решений, обеспечивающих снижение расхода металла и получение требуемых механических свойств продукции;

3. Проведение в лабораторных условиях экспериментальных исследований с целью проверки теоретических результатов работы и разработанных технических решений;

4. Выполнение промышленного опробования новых технических решений.

Научная новизна:

1. На основе энергетического метода получены новые аналитические зависимости для расчета геометрических и кинематических параметров очага деформации при безопрочной прокатке труб в трехвалковых калибрах, а также для расчета составляющих уравнения энергетического баланса, позволяющие рассчитывать технологические параметры процесса редуцирования труб, в том числе и межклетевые натяжения;

2. Впервые проведено научно-обоснованное исследование влияния различных факторов на межклетевые натяжения трубы, что позволило определить основные параметры, влияющие на точность труб готового размера;

3. На основе экспериментального исследования получено новое выражение для расчета величины коэффициента опережения металла при безопрочной прокатке труб в трехвалковых калибрах от коэффициента трения, обжатия и натяжения;

4. Получена новая инженерная методика расчета скоростных режимов редуцирования, которая позволяет обеспечить режим межклетевого натяжения труб, уменьшающий длину утолщенных концов более чем на 20 %;

5. Впервые определены параметры осуществления высокотемпературной термомеханической обработки труб из стали марки 20Х13 в линии редуционного стана для обеспечения требуемого уровня механических свойств.

Теоретическая и практическая значимость работы.

Разработанная математическая модель процесса редуцирования в трехвалковых калибрах и методика расчета технологических параметров на ее основе прошли успешную апробацию на редуционно-растяжном стане АО «ВТЗ».

Разработанный алгоритм расчета технологических параметров процесса редуцирования реализован в программном продукте «ЕХ-Рам», который успешно внедрен в эксплуатацию в АО «ВТЗ».

Математическая модель и созданный на ее основе программный продукт использован как инструмент анализа технологических параметров процесса редуцирования на других трубопрокатных агрегатах специалистами ОАО «РосНИТИ».

Результаты диссертационной работы, связанные с разработкой режимов осуществления высокотемпературной термомеханической обработки, реализованы в виде рекомендаций в АО «ВТЗ».

Представленные в диссертации исследования использованы в учебном процессе в курсе лекций по дисциплине «Теоретические основы обработки металлов давлением», при подготовке курсовых и дипломных проектов студентами, обучающимися по направлению 22.04.02 «Металлургия» по программе «Обработка металлов давлением», а также в материалах учебного пособия «Технологии и оборудование для изготовления горячепрессованных труб».

Основные положения, выносимые на защиту:

1. Математическая модель процесса редуцирования труб в трехвалковых калибрах.

2. Результаты экспериментального исследования процесса редуцирования труб в трехвалковых калибрах и определения коэффициента трения при волочении.

3. Результаты экспериментального исследования режимов высокотемпературной термомеханической обработки стали 20Х13.

4. Результаты промышленного опробования разработанных технических решений.

Методы исследований и достоверность полученных результатов.

Для исследования процессов продольной безоправочной прокатки труб использовалось компьютерное и математическое моделирование. Было проведено экспериментальное исследование процесса редуцирования и процесса формирования свойств металла в процессе ВТМО. Лабораторные исследования проводились в ОАО «РосНИТИ» на универсальном комплексе оборудования для исследования процессов продольной прокатки труб, опытно-промышленное изготовление труб осуществлялось в условиях трубопрессового агрегата усилием 55 МН с редуционно-растяжным станом АО «ВТЗ».

Математические модели получены на основе фундаментальных принципов энергетической теории прокатки, а также с использованием программы лицензионной QForm 3D, основанной на методе конечных элементов, при этом построение геометрических моделей прокатного инструмента и очагов деформации осуществлялось в лицензионной САД системе трехмерного твердотельного моделирования КОМПАС-3D. Достоверность результатов, получаемых с применением разработанного программного продукта, подтверждена тестовыми расчетами. Численные значения, получаемые с помощью математической модели, не противоречат результатам экспериментальных исследований. Результаты моделирования согласуются с данными опытно-промышленных и лабораторных испытаний на АО «ВТЗ» и ОАО «РосНИТИ».

Личный вклад автора:

1. Выдвижение основных идей и гипотез, их научное обоснование.
2. Личное участие в конструкторских, экспериментальных и опытно-промышленных работах.
3. Непосредственное участие в анализе и интерпретации результатов.
4. Инициирование и написание научных трудов по основным результатам диссертационного исследования, выдвижение идей для выступлений с докладами на научно-технических конференциях и семинарах.

Апробация работы.

Основные результаты исследований опубликованы в ряде научно-технических изданий и обсуждались на конференциях различного уровня, в том числе, международных: 65-ая научная конференция профессорско-преподавательского состава, аспирантов и сотрудников ФГБОУ ВПО «ЮУрГУ», г. Челябинск, 2013 г.; IX международный симпозиум по фундаментальным и прикладным проблемам науки, г. Миасс, 2014 г.; XXI Международная научно-практическая конференция «Трубы-2014. Трубная промышленность России. Вектор инноваций», г. Челябинск, 2014 г.; XV международная научно-техническая уральская школа-семинар металлургов-молодых ученых, г. Екатеринбург, 2014 г.; VI конференция молодых специалистов «Перспективы развития металлургических технологий», г. Москва, 2015 г.; XIX международная конференция «Физика прочности и пластичности материалов», г. Самара, 2015 г.; II Международная научно-практическая конференция «Инновационные процессы обработки металлов давлением: фундаментальные вопросы связи науки и производства», г. Магнитогорск, 2016 г.

Публикации.

Основные результаты диссертации опубликованы в 10 печатных работах, из них 5 в изданиях, рекомендованных ВАК РФ, издано учебное пособие, получены патент РФ и свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ.

Структура и объем работы.

Диссертационная работа состоит из введения, четырех глав, заключения, изложена на 168 страницах машинописного текста, включающего 57 рисунков, 18 таблиц, список использованных источников из 117 наименований отечественных и зарубежных авторов, 5 приложений.

1 ТЕОРИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ ГОРЯЧЕДЕФОРМИРОВАННЫХ ТРУБ ИЗ СТАЛЕЙ ТИПА 13Cr

1.1 Особенности изготовления труб из сталей типа 13Cr

Конечное качество насосно-компрессорных труб из коррозионностойких сталей мартенситного класса типа 13Cr зависит от всех металлургических переделов: сталеплавильного (режим выплавки, рафинирования и разливки стали); заготовительного (деформационный передел слитков или НЛЗ на обжимных станах, ковочных прессах, молотах или радиально-ковочных машинах); трубного, который помимо деформирующих стадий включает термическую обработку, отделку и пр.

Ниже представлен краткий анализ используемых и возможных деформационных схем трубного передела. При этом остальные составляющие металлургического цикла и их характеристики освещены только в аспекте их влияния на трубный передел.

Особенностями сталей типа 13Cr [1-3] (российский аналог – сталь марки 20X13) являются узкий температурный режим их прокатки, находящийся в диапазоне от 1160 до 1200 °С, и пониженная технологическая пластичность. По имеющимся данным, при испытании на пластичность методом горячего кручения стали марки 20X13 при оптимальной по пластичности температуре от 1160 до 1200 °С число кручений до разрушения составило от 24 до 26 [4]. Для сравнения, на углеродистых трубных сталях при оптимальной температуре пластичности от 1200 до 1250 °С число кручений составляет от 125 до 132 [5].

Наиболее распространенными заготовками при изготовлении труб из сталей типа 13Cr являются катаная и кованая трубная заготовка. Предпочтение следует отдать кованой заготовке, как имеющей более плотную и однородную структуру по сравнению с катаной заготовкой.

При прессовании с предварительным экспандированием заготовка подвергается дополнительной обточке со съемом металла не менее 2,5 мм, обкатке и сверлению. Эта схема связана с расходами металла на выпрессовку и пресс-остаток, имеет более низкую, по сравнению с прокатными технологиями производительность.

Помимо этого, при прессовании с предварительным экспандированием невозможно изготавливать трубы необходимой длины. Так, для обсадной трубы в соответствии с API 5CT [6] наружным диаметром 244,48 мм и толщиной стенки 11,99 мм максимальная длина, например, из технологических ограничений трубопрессового агрегата 5500 АО «ВТЗ» составляет не более 5,7 м. Ограничение определяется максимальной длиной контейнера прессы.

Схема прессования обсадных труб из непрерывнолитой недеформированной и предварительно обжатой заготовок имеет те же недостатки, что и из катаной или кованой заготовки. Однако себестоимость этих труб несколько ниже. Обжатая непрерывнолитая заготовка в этом случае предпочтительнее, так как имеет более плотную структуру осевой зоны [7].

Сверление заготовок при таких технологических схемах, как правило, полностью не удаляет дефекты осевой рыхлости и пористости. Остатки этих дефектов преобразуются при деформации во внутренние плены, волосовины и трещины.

При обжатии непрерывнолитой заготовки (НЛЗ) осевые дефекты частично завариваются или трансформируются в сторону уменьшения размеров. Следует отметить, что процесс устранения дефектов осевой зоны НЛЗ наиболее эффективен при обжатии на радиально-ковочных машинах. Далее по эффективности следует продольная прокатка в непрерывном заготовочном стане [8]. Обжатие НЛЗ на трехвалковом стане поперечно-винтовой прокатки наименее эффективно с точки зрения уплотнения осевой зоны.

Основной поставщик на мировой рынок обсадных труб из сталей типа 13Cr и супер 13Cr – японская компания «JFE STEEL CORPORATION» использует для

обжатия непрерывнолитого блюма непрерывный заготовочный стан продольной прокатки, при этом коэффициент вытяжки находится в диапазоне значений от 1,85 до 2,55 [9]. Данная технологическая схема может быть использована для производства передельных насосно-компрессорных труб.

Заслуживают рассмотрения технологические схемы, когда используют метод прямого прессования центробежнолитых заготовок (ЦБЛЗ), как термообработанных, так и без термообработки. Для сталей типа 13Cr допустимо применение только термообработанной заготовки, так как механическая обработка наружной и внутренней поверхностей заготовки, охлажденной на воздухе, затруднительна из-за высокой твердости (до 50 HRC).

Метод прямого прессования из термообработанной ЦБЛЗ исключает операции сверления, первого нагрева, экспандирования, что несколько снижает потери металла. При этом половина оборудования линии трубопрессового агрегата не используется. Отмеченные факторы снижают расходы по прессовому переделу и увеличивают производительность, что может повысить экономические показатели производства труб.

Процесс прямого прессования труб с применением ЦБЛЗ из высоколегированных марок стали, использован на трубопрессовых агрегатах бывшего Южнотрубного завода [10]. К сожалению, метод прямого прессования ЦБЛЗ может быть использован только на ограниченной части сортамента труб по стандарту API 5CT, что связано с ограничением по длине получаемых труб. Еще одним недостатком применения ЦБЛЗ является образование дефектов на внутренней и наружной поверхности при их получении, что приводит к повешению себестоимости при обточке и расточке заготовок.

Более распространен, по сравнению с прессованием, способ производства труб из сталей типа 13Cr прокаткой на автоматических станах «дуо» в овальных калибрах за 2 или 3 прохода. Эти станы в силу маневренности при переходе к прокатке на другой размер и относительно большого диапазона размеров

прошиваемых толстостенных гильз способны прокатывать трубы наиболее широкого сортамента по размерам, маркам сталей и техническим требованиям.

Большой опыт в производстве труб из сталей типа 13Cr и супер 13Cr достигнут японскими компаниями Sumitomo, JFE [9, 11], в которых одним из элементов является использование традиционных ТПА с автоматическими станами [12].

Однако, основываясь на данных по ТПА-140-1, ТПА-220 Первоуральского новотрубного завода (ПНТЗ), а также ТПА-140-2 и ТПА-350 бывшего Никопольского Южнотрубного завода, можно сделать следующие выводы. При прокатке труб из сталей типа 13Cr вводится ограничение по максимальной длине гильзы и, соответственно, заготовки, а именно, не более 5,5 м. Это ограничение вызвано низкой стойкостью оправок прошивного стана. Сменяемая для каждой гильзы монолитная неохлаждаемая оправка не выдерживает большую длину гильзы по причине недопустимого износа за 1 цикл прокатки. Свой отрицательный вклад вносит также узкий температурный режим прокатки сталей данных классов, находящийся в диапазоне от 1160 до 1200 °С, и пониженная технологическая пластичность, приводящая к образованию дефектов на внутренней поверхности гильз и труб.

На автоматических станах прокатка ведется в 3 прохода с коэффициентами вытяжки не более 1,6, глубокому редуцированию трубы из коррозионностойких сталей, как правило, не подвергаются. По этим причинам для толщин стенок более 14 мм существует ограничение по максимальным длинам труб. Кроме того, если компания JFE на ТПА с одним прошивным станом производит трубы наружным диаметром до 177,8 мм, то ТПА-220 ПНТЗ способен по условиям прошивки производить трубы из сталей типа 13Cr наружным диаметром не более 159 мм при толщине стенки не менее 12,0 мм [13].

На больших автоматических ТПА размера «250», «350», «400» используют два прошивных стана. Стойкость оправок при двухстадийной поперечно-винтовой прошивке выше по сравнению с одностадийной прошивкой. Более того,

гильзы из высокохромистых сталей за одностадийную прошивку получить невозможно по условиям стойкости оправок даже при минимальных длинах гильз [14].

Трубы, в том числе насосно-компрессорные, на малых и больших ТПА с автоматическими станами изготавливаются преимущественно из сплошной катаной или ковальной заготовок. Для повышения качества труб за счет удаления осевой дефектной и загрязненной зоны, а также для повышения стойкости оправок используется и сверленая заготовка.

ТПА с пилигримовыми станами также используются для производства труб из коррозионностойких сталей, в частности на Челябинском трубопрокатном заводе [15-17]. Заготовка для этого способа может быть катаной (кованой) сплошной и сверленной, непрерывнолитой необжатой, обжатой или сверленной. В последнее время на пилигримовом ТПА 203-406 ОАО «ЧТПЗ» используют ЭШП-слиток [18, 19], полученный в кольцевом кристаллизаторе и механически обработанный по наружной и внутренней поверхностям.

Определенные перспективы имеет реализация производства труб из сталей типа 13Cr на ТПА с непрерывными станами [20, 21]. Этот способ обеспечивает наилучшие показатели готовых труб по точности геометрических размеров и качеству наружной и внутренней поверхностей.

Компания Sumitomo также изготавливает коррозионностойкие обсадные трубы на ТПА с непрерывным станом, работающим по схеме с плавающей свободной оправкой [22]. По этому варианту изготавливают трубы наружным диаметром до 178 мм, то есть используется только одна прошивка [23, 24]. Трубы изготавливают как из необжатой, так и из обжатой заготовки.

Опыт изготовления насосно-компрессорных труб из стали марки 20Х13 по кооперации АО «ВТЗ» и ПАО «СинТЗ» [25] показал, что себестоимость полученных труб из покупной трубной заготовки выше рыночной цены, то есть является экономически не выгодным в связи с повышенным расходом металла. Данная технология подразумевает прессование труб однократной длины на

трубопрессовой установке усилием 20 МН. Для уменьшения расхода металла необходимо выявить альтернативные технологические схемы производства труб из стали типа 13Cr.

В условиях АО «ВТЗ» производить трубы из стали типа 13Cr можно на ТПА 159-426 с непрерывным раскатным станом. При этом двойная прошивка невозможна из-за схемы перемещения раската по ТПА. Использование сверленной заготовки при нагреве штанги 2-х или 3-х кратной длины и последующем раскросе ее на прокатываемые длины в настоящее время не имеет практического решения из-за ограниченности глубины сверления. Использование ЦБЛЗ ограничено минимально допускаемой длиной нагреваемых заготовок, определяемой шагом балок нагревательной печи с шагающими балками (ПШБ).

Остается единственно возможная схема, то есть прокатка труб на ТПА 159-426, с одной прошивкой, что приведет к повышенному износу инструмента и в настоящий момент является экономически нецелесообразным. Следует отметить, что температурный интервал осуществления прошивки заготовок из высокохромистых сталей может привести к появлению дефектов в виде разрывов при последующей раскатке на непрерывном стане.

Другим способом уменьшения расхода металла является прессование насосно-компрессорных труб 2-х или 3-х кратной длины, что позволяет выполнить трубопрессовая установка усилием 55 МН. На рисунке 1 представлена схема производства НКТ из стали типа 13Cr.

Основными операциями, повышающими расход металла, при данной технологической схеме являются: обточка, сверление, отрезка пресс-остатка после прессования, отрезка утолщенных концов после редуцирования. Производство труб 3-х кратной длины позволяет значительно уменьшить расход металла в виде пресс-остатка. Тогда наиболее проблемным местом технологии, с точки зрения расхода металла, будет являться процесс редуцирования.

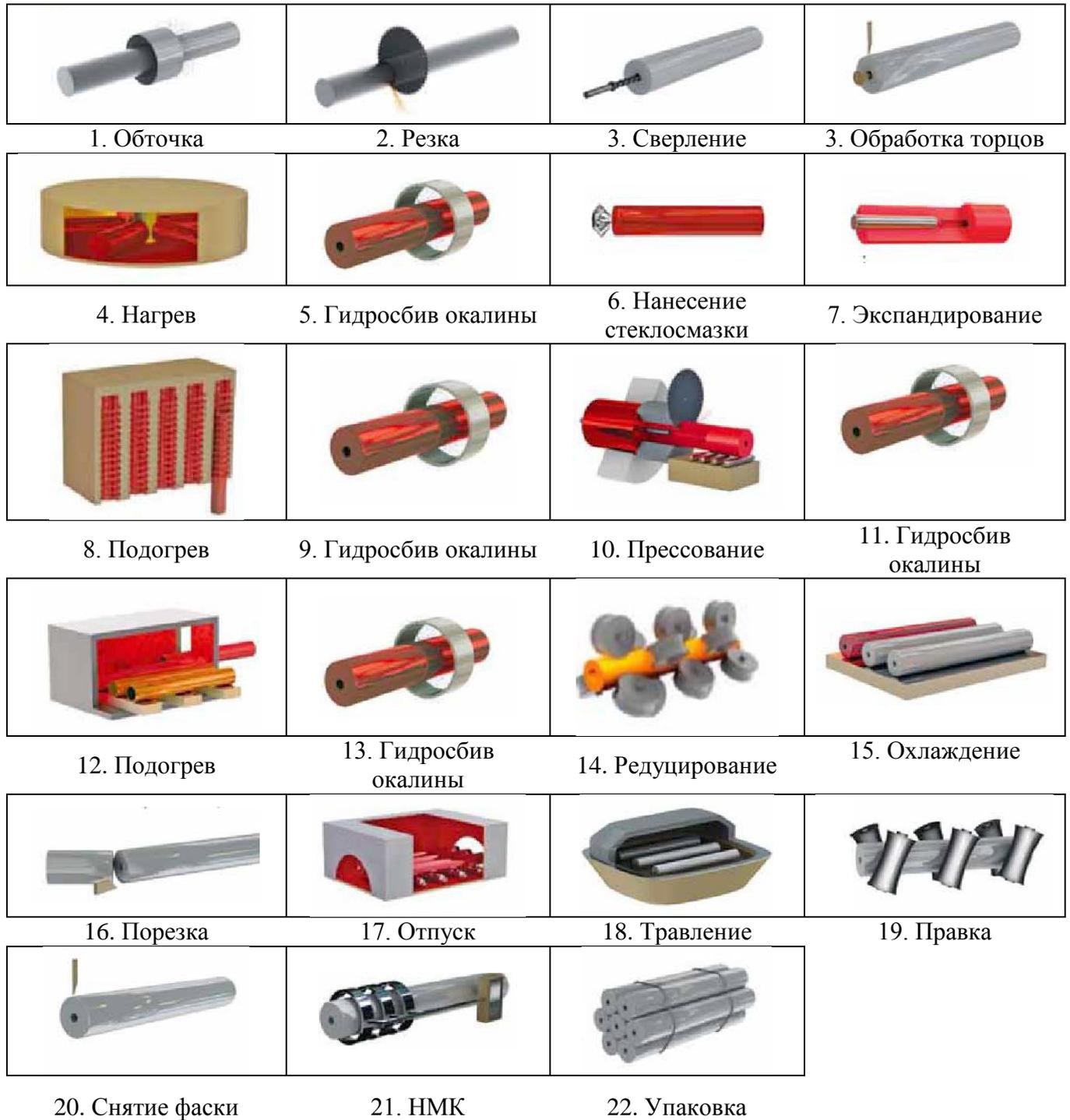


Рисунок 1 – Схема производства НКТ из стали типа 13Cr на АО «ВТЗ»

1.2 Особенности процесса редуцирования бесшовных труб

В середине прошлого века редуциционные станы получили широкое развитие, как в отечественном, так и зарубежном производстве труб. В настоящее время большинство ТПА оснащены редуциционными станами в основном с 2-х и 3-х валковыми клетями, работающими с натяжением трубы в межклетевых промежутках. Применение редуциционных станов в линии трубопрокатных и трубопрессовых агрегатов позволяет значительно увеличить производительность последних, а также расширить сортамент прокатываемых труб за счет изготовления тонкостенных труб малых размеров. Современные редуциционные станы, работающие с натяжением, позволяют уменьшать наружный диаметр до 80 % и толщину стенки до 40 %.

Особенностью процесса редуцирования с натяжением является наличие утолщенных концов. Причиной образования утолщенных концов является неравномерное натяжение, действующее на концевые участки трубы при ее прохождении через клетки во время прокатки. В результате этого концы труб прокатываются без натяжения, и возникает концевая разнотолщинность. Другой отличительной особенностью процесса является свободное формоизменение деформируемого металла на внутренней поверхности трубы во время прокатки. Помимо этого описание процесса редуцирования усложняется наличием большого количества прокатных клеток, взаимодействующих между собой посредством прокатываемой трубы.

В связи с этим можно выделить следующие аспекты процесса редуцирования, которые требуют более детального рассмотрения:

1. Изменение толщины стенки;
2. Расчет энергосиловых параметров;
3. Наличие утолщенных концов труб;
4. Скоростной режим;
5. Влияние межклетевого натяжения на протекание процесса.

Теоретические основы процесса редуцирования заложены отечественными учеными: А.А. Шевченко, В.П. Анисифоров, Г.И. Гуляев, В.Н. Выдрин, В.Л. Колмогоров, Г.Я. Гун, Ю.М. Матвеев, Н.Н. Дружинин, А.З. Глейберг, В.А. Юргеленас, П.Н. Ившин и др.

Методы расчета изменения толщины стенки в процессе редуцирования основываются на эмпирических (полуэмпирических) формулах, либо на теоретических исследованиях. Эмпирические зависимости получены авторами, исследовавшими процесс редуцирования до 1960-х годов. Зачастую они не учитывали влияние межклетевого натяжения [26-28]. Позднее исследователи стали учитывать влияние натяжения, а также толстостенности трубы на изменение толщины стенки и диапазоны применимости формул увеличилась [29, 30].

Наибольший интерес представляют зависимости, основанные на теоретических исследованиях, которые находят свое применение и по сегодняшний день. Большинство из них были получены на основе положений теории оболочек.

Так в работе [31] авторы на основе положений безмоментной теории тонких оболочек с учетом поправочной функции неравномерности изменения толщины стенки по периметру калибра получили зависимость, которую в последствии развил Колмогоров В.Л. [32, 33], для расчета изменения толщины стенки.

Методика Анисифорова В.П. [34] учитывает влияние условий внешнего трения и внеконтактной деформации на величину контактного давления и показывает хорошую сходимость с экспериментальными результатами при больших и средних значениях натяжения.

Известна методика, представленная в работе [35], которая также получена на основе вариационных методов механики сплошных сред, использование которой для расчета изменения средней толщины стенки в группе клеток затруднительно.

В работах [36, 37] авторами решалось уравнение энергетического баланса процесса редуцирования. Недостатком данной работы является рассмотрение редуцирования как процесса деформации труб в штампах.

Подробный анализ процесса редуцирования выполнен Г.И. Гуляевым в работах [38, 39], который совместно с Ившиным П.Н. разработал новую методику [40, 41], имеющую более универсальный характер. Данная методика была основана на положениях механики сплошных сред и учитывала широкий диапазон условий редуцирования труб, такие как, количество валков клетки, величины натяжения, толстостенность труб, а также позволяла производить расчеты, как для группы клеток, так и для отдельной клетки.

Следует отметить, что также большое внимание уделялось факторам, влияющим на наведение поперечной разностенности труб [42-44].

Дальнейшее развитие теории редуцирования труб характеризуется более углубленным и детальным описанием процесса. В связи с развитием электронно-вычислительной техники работы ученых в период с 1970-х годов и по настоящий момент характеризуются освещением не отдельных аспектов технологии редуцирования, а разработкой комплексных математических моделей. Математическое моделирование позволяет получать полную информацию о протекании процесса, анализ которой дает возможность оценить режим работы непрерывного стана, найти пути совершенствования процесса, выявить резервы и разработать новые технические решения [45].

Математическая модель процесса редуцирования труб основанная на аналитическом методе исследования процессов непрерывной прокатки с привлечением вариационного принципа, представленная в работах [46, 47], позволила оценить влияние исходной толщины стенки, коэффициента трения, температуры и скорости редуцирования, межклетевого натяжения, изменения скорости вращения валков одной клетки, скоростного режима на протекание процесса и конечное качество трубы [48].

Математическое описание редуцирования, как любого процесса продольной прокатки труб в круглых и овальных калибрах имеет общую схему разработки: геометрия и кинематика очага деформации, напряженное состояние, составляющие энергетического баланса, определение основных параметров процесса [49]. По данной схеме проведено исследование продольной прокатки труб в многовалковых калибрах [50-53], особенностью которой является возможность ее использования при продольной прокатки труб как в двух-, так и трех- и четырехвалковых калибрах [54].

Помимо теоретического исследования процесса математические модели позволяют производить оперативную настройку стана. В таком случае управление процессом сводится к контролю входных параметров перед прокаткой очередной трубы, вычислению настройки стана, обеспечивающей получение готовой трубы с заданными геометрическими размерами [55]. Такое применение математической модели управления средней толщиной стенки труб реализовано на редуцирующем стане с дифференциально-групповым приводом агрегата 30-102 Никопольского Южно-трубного завода [56]. При этом в основу работы авторы положили исследования, выполненные с привлечением энергетической теории [57, 58].

К настоящему моменту накоплена значительная теоретическая база описания процесса редуцирования труб [59], однако в связи с освоением новых типоразмеров, материалов, модернизацией старых и строительством новых трубопрокатных агрегатов исследование процесса редуцирования не останавливается. С целью получения более точных, простых и универсальных математических моделей разрабатываются новые методы исследования процессов обработки металлов давлением [60].

Из последних теоретических исследований процесса редуцирования следует выделить математическую модель непрерывной безоправочной прокатки труб, представленную в работах [61, 62]. Особенностью данной математической модели является то, что кинематические, деформационные и энергосиловые параметры безоправочной прокатки труб определяются на основе решения системы

уравнений, объединяющей параметры деформации во всех клетях непрерывного стана [63].

Существующие математические модели позволяют учитывать отмеченные ранее особенности процесса редуцирования. В частности, в более ранних работах были получены эмпирические зависимости для расчета энергосиловых параметров [64], в настоящее время определены методики расчета на основе аналитического описания процесса [65, 66]. Это же касается и расчета скоростных режимов редуцирования. Следует отметить, что практически во всех методиках при расчете скоростного режима учитывается закон постоянства секундных объемов [67]. Развитие теории редуцирования позволило более точно определять значение катающего диаметра [68].

Образование утолщенных концов происходит в начальный и конечный периоды процесса, поэтому этот фактор изучен не в полной мере, так как большинство аналитических исследований выполнены для установившейся стадии редуцирования. Другим фактором, повлиявшим на малую освещенность этого вопроса, является зависимость длины утолщенных концов от конструкции и состояния самого стана. Однако большинство авторов сходятся во мнении, что наибольшее влияние оказывают величины межклетевых натяжений и расстояние между клетями [69]. Таким образом, известные зависимости для определения длины утолщенных концов носят полуэмпирический характер и достоверно описывают только конкретный стан [70-72].

Влияние межклетевых натяжений на протекание процесса редуцирования также достаточно хорошо изучено [73], причем в начальный период развития теории редуцирования в качестве характеристики, учитывающей это влияние, выступал кинематический коэффициент межклетевого натяжения, который некорректно описывал особенности процесса редуцирования [74]. Позднее стали использовать пластический коэффициент межклетевого натяжения, который актуален и по настоящее время [75].

Таким образом, особенности процесса редуцирования бесшовных труб хорошо описаны как теоретически, так и экспериментально, однако следует выделить тот факт, что разработанные методики и математические модели не позволяют или непригодны для расчета значений межклетевых натяжений при других известных параметрах, что является их общим недостатком.

1.3 Высокотемпературная термомеханическая обработка сталей

Помимо геометрических характеристик готовых труб важным фактором, обуславливающим их качество, является комплекс физико-механических свойств.

Насосно-компрессорные трубы эксплуатируются в интервале рабочих температур от - 60 до 200° С, при знакопеременных нагрузках, а также в агрессивных средах. В этой связи металл труб должен обладать высокой прочностью и пластичностью, сопротивлением усталостному и хрупкому разрушению, а зачастую и повышенной коррозионной стойкостью.

Свойства стали типа 13Сг позволяют использовать трубы в таких неблагоприятных условиях. Требования к обсадным и насосно-компрессорным трубам из стали типа 13Сг регламентируются стандартом API 5СТ. Российские предприятия выпускают данную продукцию в соответствие с техническими условиями [76]. Требования к химическому составу насосно-компрессорных труб в соответствие с данными ТУ представлены в таблице 1.

Сталь 20Х13 обладает механическими свойствами, удовлетворяющими требованиям к группам прочности L80 и C95 [77]. Однако обеспечение хладостойкого исполнения затруднительно в связи с присущим ей ряду недостатков: склонность к хрупкому разрушению при отрицательных температурах; стойкость к сероводородному растрескиванию под напряжением (СРН) резко снижается при парциальном давлении сероводорода 10^{-2} МПа и

более. Получение труб более высоких групп прочности возможно за счет применения марок стали типа супер-13Cr [78].

Таблица 1 – Химический состав сталей для изготовления НКТ в соответствии с ТУ

Группа прочности, вид климатического исполнения	Массовая доля элементов, %											
	C		Mn		Cr		Ni	Cu	P	S	Si	Mo
	мин.	макс.	мин.	макс.	мин.	макс.	не более					
L80 тип 13Cr C95 тип 13Cr	–	0,22	0,25	1	12	14	2,5	0,25	0,02	0,01	1	–
L80 тип 13CrS C95 тип 13CrS P110 тип 13CrS	–	0,18	–	1	12	14	5,3	–	0,02	0,01	0,5	2,5
C95 тип 13CrSL P110 тип 13CrSL	–	0,12	–	1	12	14	6,5	–	0,02	0,01	0,5	2,5

Стали типа супер 13Cr получают за счет дополнительного легирования элементами: никелем, молибденом, марганцем и прочим. Дополнительное легирование осуществляют с целью измельчения зерна, упрочнения феррита за счет образования твердых растворов внедрения и замещения, и изменения прокаливаемости. Это приводит к резкому увеличению себестоимости отливок и, как следствие, стоимости готовой продукции [79]. Улучшение физико-механических свойств в разной степени также может быть достигнуто за счет: модифицирования [80], изотермической закалки [81], совмещением термомеханической и термической обработок [82], комбинированной термической обработки [83] и др.

Особый интерес представляет термомеханическая обработка (ТМО) стали. Она представляет собой совокупность пластической обработки с термической обработкой и позволяет улучшить характеристики стали [84]. Существует большое количество разновидностей ТМО, стоит выделить две наиболее известные:

1. Низкотемпературная термомеханическая обработка (НТМО). При этом сталь нагревают до аустенитного состояния, а затем охлаждают ниже температуры рекристаллизации, но выше температуры начала мартенситного превращения, в этом интервале еще сохраняется аустенитная структура. Затем производится деформация стали, которая вызывает наклеп аустенита, при этом процесс рекристаллизации в этих условиях не происходит. Затем проводится закалка, в результате чего образуется мартенсит, который наследует дислокации, а значит и упрочнение, полученное при деформации. Технологически НТМО трудно осуществить ввиду узкого интервала температур осуществления деформации;

2. Высокотемпературная термомеханическая обработка (ВТМО) заключается в совмещении горячей пластической деформации аустенита с последующей закалкой на мартенсит. При этом закалка осуществляется не только с целью получения мартенситной структуры, но и с исключением развития рекристаллизации горячедеформированного аустенита. Окончательной операцией при ВТМО является отпуск. Использование ВТМО обеспечивает повышение прочностных свойств многих сталей и, что особенно важно, при такой обработке одновременно удается сохранить на высоком уровне характеристики пластичности, вязкости и сопротивления хрупкому разрушению или даже увеличить их [85]. Особенность этой обработки заключается в том, что она эффективно ослабляет развитие многих видов интеркристаллитной хрупкости [86].

Так на линиях ВТМО и термоотделов получают насосно-компрессорные трубы заданной группы прочности и муфтовые заготовки из углеродистых и легированных марок сталей (20, 35, 32Г2 и др.) [87]. Полученный уровень свойств металла после ВТМО высок. Разброс значений минимален в пределах всей плавки, что позволяет использовать отпуск или теплую деформацию в широких пределах в зависимости от требований к потребительским свойствам. Как показано в исследованиях [88], ВТМО обеспечивает для высокохромистой стали

сравнительно небольшое повышение прочностных свойств и ощутимо повышает ее ударную вязкость.

Во время горячей деформации протекают два конкурирующих процесса: упрочнение и разупрочнение. Разупрочнение обусловлено процессами динамического возврата и динамической рекристаллизации, упрочнение происходит за счет образования новых дефектов кристаллической решетки, в особенности дислокаций. Для анализа особенностей поведения материала при горячей деформации используют диаграммы деформации, построенные в координатах напряжение - деформация, которые позволяют судить о процессах, протекающих в деформируемом материале.

В общем случае по окончании горячей обработки стали в зависимости от условий деформации, определяемых величинами напряжений, температуры и скорости деформации, а также последеформационными выдержками, микроструктура металла может быть следующей [89]:

1. Состояние горячего наклепа с неупорядоченным распределением дислокаций, когда при последующей закалке наблюдается повышение прочности при одновременном снижении сопротивления хрупкому разрушению;

2. Состояние, соответствующее началу образования субструктуры в результате динамического возврата, когда происходит смягчение (падение прочности) и повышается пластичность, вязкость, а также сопротивление хрупкому разрушению, при этом может частично сохраняться состояние горячего наклепа;

3. Совершенная и устойчивая субструктура, образующаяся в результате динамической полигонизации, природа которой определяет наиболее высокий комплекс механических свойств, когда наряду с упрочнением созданы предпосылки для релаксации напряжений в местах их концентрации, уменьшающей опасность преждевременного хрупкого разрушения;

4. Состояние динамической рекристаллизации, определяющей смягчение при сильном горячем наклепе.

Данные виды микроструктуры впоследствии наследуются при мартенситном превращении во время закалки. Режимы горячей деформации при осуществлении ВТМО должны обеспечить получение развитой субструктуры в результате динамической полигонизации. При этом не только повышается плотность дислокаций в мартенсите, но и происходит измельчение мартенситных кристаллов. Именно в этом случае при ВТМО будет получен устойчивый комплекс свойств высокой прочности и высокого сопротивления хрупкому разрушению [90]. Важной особенностью структуры, формирующейся при осуществлении ВТМО, является искаженность границ зерен, выраженной в наличии зубчатости по границам зерен. Наличие зубчатости обусловлено миграцией большеугловых границ, которая неравномерна (миграция) вследствие неоднородности распределения структурных несовершенств.

Следует учитывать, что на протекание процессов упрочнения-разупрочнения помимо самого материала (его химического состава, наличия дисперсных выделений в его структуре и т.п.) влияют такие параметры, как скорость, степень и температура деформации. Поэтому данные параметры деформации важны при назначении режима ВТМО.

Высокие температура, степень и скорость деформации могут привести к развитию процессов рекристаллизации как динамической, так и статической во время междеформационных пауз. При низкой температуре затруднено протекание динамического возврата, также слабо протекает процесс упрочнения при малых степенях деформации, а при низкой скорости деформации начинают превалировать процессы разупрочнения.

Рекомендуемые диапазоны параметров осуществления ВТМО для многих среднелегированных сталей следующие: температура – от 800 до 900 °С; степень деформации – от 20 до 50 %; скорость деформации – от 1 до 10 с⁻¹.

Наибольшее упрочнение стали при ВТМО наблюдается при низком отпуске, в этом случае сохраняется высокая плотность дислокаций и может выделяться

большее количество и более дисперсные карбидные частицы, чем при обычной термической обработке.

Эффект термомеханического упрочнения с повышением температуры отпуска уменьшается, однако в легированных сталях он может сохраняться достаточно значительным и в высокоотпущенном состоянии.

Как показано на рисунке 1, заключительной операцией горячей пластической деформации труб является редуцирование. С точки зрения осуществления ВТМО, наиболее удачным местом осуществления ВТМО является редуционный стан, так как характеристики деформации при редуцировании соответствуют рекомендуемым. В частности, при производстве труб наружным диаметром 73 мм с толщиной стенки 5,5 мм суммарная степень деформации составляет 57,6 %, скорость деформации находится в диапазоне от 1 до 2,5 с⁻¹, а температура трубы на выходе из стана колеблется от 870 до 930 °С.

1.4 Постановка задач исследования

Производство насосно-компрессорных труб из стали типа 13Cr в соответствии с предъявляемыми требованиями является актуальной задачей. Обзор применяемых схем изготовления данной продукции позволил определить наиболее рациональную технологическую структуру производства труб, включающую методы горячего прессования и редуцирования.

При этом в связи с высокой конкуренцией на рынке, необходимо уменьшать себестоимость производства этих труб при прочих равных условиях. Одним из путей снижения себестоимости является снижение расхода металла, а именно, уменьшение длины утолщенных концов при редуцировании. Анализ особенностей процесса редуцирования показал, что наибольшее влияние на процесс образования утолщенных концов оказывает межклетевое натяжение трубы и расстояние между клетями.

Анализ теоретической базы по редуцированию не выявил методик по корректному определению значений межклетевых натяжений. Наличие такой методики позволит определить рациональный скоростной режим редуцирования, позволяющий уменьшить длину отрезаемых концов.

Другой путь уменьшения себестоимости продукции – это использование стали марки 20Х13, то есть стали типа 13Cr без дополнительного легирования никелем. Однако при этом данная сталь не обеспечивает требования, предъявляемые к ударной вязкости.

Анализ способов повышения физико-механических свойств показал, что достичь требуемых характеристик можно за счет применения ВТМО. Особенности осуществления высокотемпературной обработки соответствует процесс редуцирования. Помимо улучшения характеристик стали ВТМО позволит исключить операцию закалки как отдельный процесс, что также положительно скажется на себестоимости труб.

Таким образом, с целью разработки технологии производства насосно-компрессорных труб из стали 20Х13 с повышенной ударной вязкостью требуется решить следующие задачи:

1. Для процесса редуцирования труб разработать математическую модель расчета геометрических и кинематических параметров очага деформации при прокатке в трехвалковом непрерывном безоправочном стане, учитывающую характер формоизменения деформируемого металла по периметру калибра;

2. С применением энергетического метода разработать математическую модель процесса редуцирования труб в трехвалковых калибрах. Определить аналитические зависимости для расчета составляющих уравнения энергетического баланса. Разработать алгоритм решения уравнений энергетического баланса для всего стана и каждой клетки в отдельности, позволяющий научно-обосновано определять межклетевое натяжение трубы при безоправочной прокатке в трехвалковых калибрах

3. Достоверность полученных аналитических зависимостей по определению кинематических характеристик процесса подтвердить результатами лабораторных исследований;

4. Разработать на основе математической модели методику расчета скоростных режимов редуцирования, позволяющую уменьшить длину утолщенных концов;

5. Проверить возможность осуществления ВТМО при редуцировании и разработать режимы осуществления ВТМО, позволяющие изготавливать трубы соответствующие предъявляемым требованиям;

6. Предложить новые технические решения, повышающие эффективность процесса;

7. Провести промышленно-экспериментальное опробование результатов исследования.

2 ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА РЕДУЦИРОВАНИЯ ТРУБ В ТРЕХВАЛКОВЫХ КАЛИБРАХ

Как отмечалось выше, математическое описание процесса редуцирования труб при прокатке на непрерывном безоправочном стане осуществляется в следующем порядке: описание геометрии очага деформации; описание кинематики процесса; определение составляющих энергетического баланса процесса; решение уравнения равновесия сил в очаге деформации. В соответствие с этим алгоритмом была разработана математическая модель процесса редуцирования труб на трехвалковом непрерывном стане, представленная ниже [91, 92].

2.1 Описание геометрии очага деформации

При редуцировании труб в трехвалковом калибре наиболее распространенной используемой калибровкой является овальная форма калибра. При этом калибр полностью определяется значениями овальности калибра θ_i и величиной обжатия m_i , которые в свою очередь определяются шириной A_i и высотой ручья калибра B_i (рисунок 2):

$$\theta_i = \frac{A_i}{B_i}; \quad (1)$$

$$m_i = \frac{D_{i-1} - D_i}{D_{i-1}}, \quad (2)$$

где D_{i-1} , D_i – средний наружный диаметр трубы на выходе из (i-1)-ой и i-ой клетки РРС.

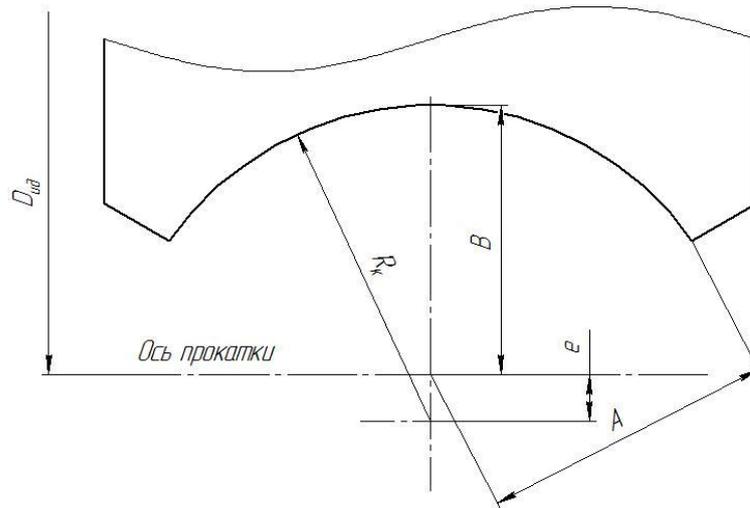


Рисунок 2 – Схема овального калибра трехвалкового стана

Учитывая допущение, что средний наружный диаметр трубы на выходе из i -ой клетки определяется суммой высоты и ширины ручья калибра и выражением (1), получено:

$$m_i = 1 - \frac{A_i(1 + \theta_i)}{D_{i-1}\theta_i}$$

откуда

$$A_i = \frac{\theta_i D_{i-1}(1 - m_i)}{1 + \theta_i}. \quad (3)$$

При известных ширине и высоте калибра радиус калибра $R_{ки}$ для трехвалковой клетки составит:

$$R_{ки} = \frac{A_i^2 - A_i B_i + B_i^2}{2B_i - A_i}. \quad (4)$$

При этом эксцентриситет калибра e составит (рисунок 3):

$$e_i = R_{ки} - B_i. \quad (5)$$

Наиболее удобной для анализа геометрии очага деформации в рассматриваемом случае является цилиндрическая система координат (ρ, φ, z) (рисунок 3). В данной системе поверхность валка в плоскости осей валков и

соответственно наружная поверхность трубы на выходе из калибра описывается уравнением:

$$R_i = \sqrt{R_{ki}^2 - e_i^2 \cos^2 \varphi} - e_i \sin \varphi. \quad (6)$$

В данном случае R_i является наружным радиусом трубы на выходе из очага деформации i -ой клетки, зависящем от угла φ .

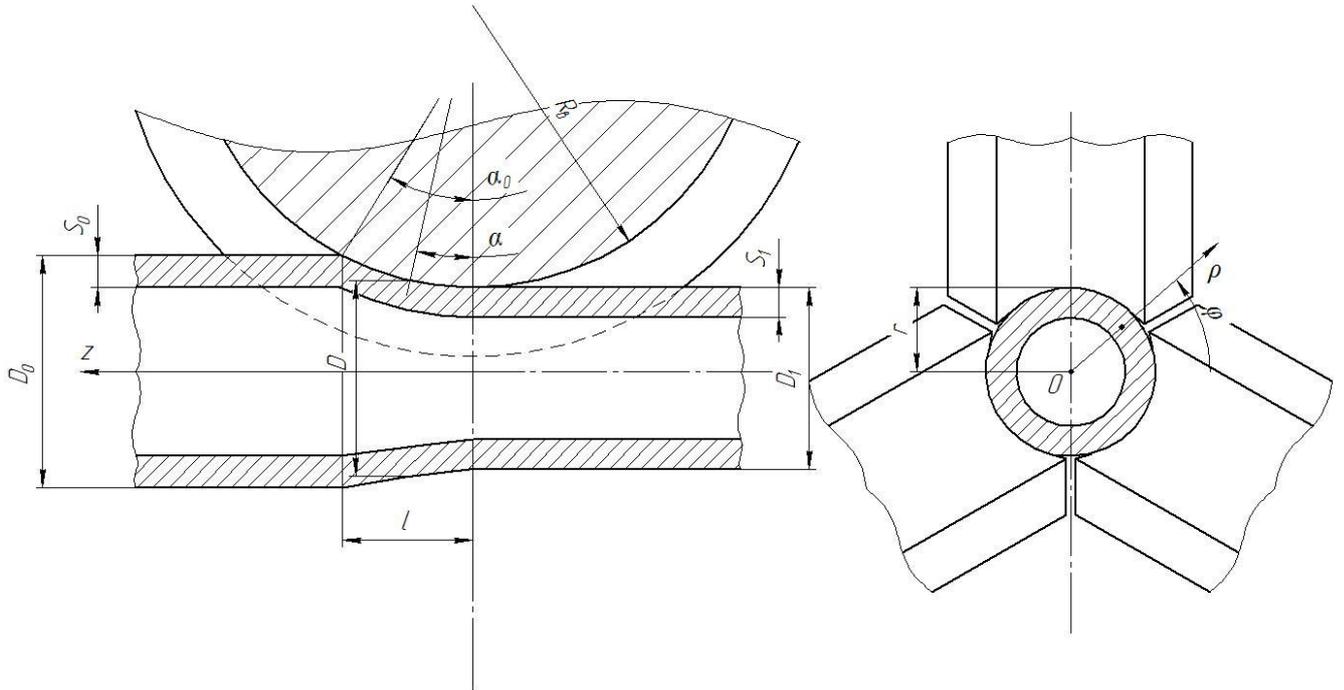


Рисунок 3 – Схема очага деформации в цилиндрической системе координат

Для описания поверхности валка, участвующей в деформации заготовки, рассмотрена произвольная точка C очага деформации (рисунок 4). В декартовой системе координат ее положение с учетом уравнения (6) можно описать:

$$\begin{cases} x = (\sqrt{R_{ki}^2 - e_i^2 \cos^2 \varphi} - e_i \sin \varphi) \cos \varphi + \Delta x \\ y = (\sqrt{R_{ki}^2 - e_i^2 \cos^2 \varphi} - e_i \sin \varphi) \sin \varphi + \Delta y, \\ z = z \end{cases}$$

где Δx , Δy – приращение абсциссы и ординаты точки C относительно плоскости, проходящей через ось валка. При допущении, что угол φ по длине очага не изменяется, $\Delta x=0$ (рисунок 4).

Из треугольника ABC (рисунок 4) приращение ординаты составит:

$$\Delta y = R_6 - \sqrt{R_6^2 - z^2},$$

где R_6 – радиус валка в плоскости перпендикулярной оси валка, равный:

$$R_6 = R_{ид} - \left(\sqrt{R_{ки}^2 - e_i^2 \cos^2 \varphi} - e_i \sin \varphi \right) \sin \varphi, \quad (7)$$

где $R_{ид}$ – идеальный радиус валков.

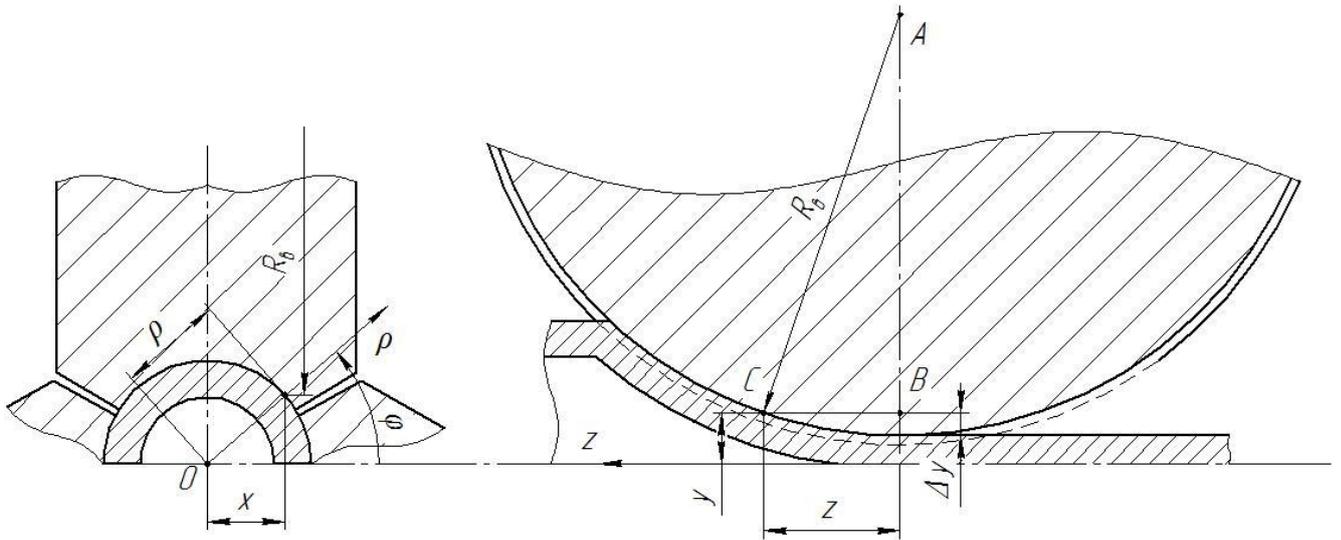


Рисунок 4 – К определению координат точки C

С учетом того, что квадрат координаты ρ определяется как сумма квадратов ординаты и абсциссы, получим:

$$R_{iz} = \sqrt{\left(\sqrt{R_{ки}^2 - e_i^2 \cos^2 \varphi} \cos \varphi - \frac{e}{2} \sin 2\varphi \right)^2 + \left(R_{ид} - \sqrt{\left(R_{ид} - \sqrt{R_{ки}^2 - e_i^2 \cos^2 \varphi} \sin \varphi + e_i \sin^2 \varphi \right)^2 - z^2} \right)^2}. \quad (8)$$

Как видно, уравнение (6) является частным случаем уравнения (8) при $z=0$.

Оценка точности функции (8) произведена с помощью твердотельного моделирования в программном комплексе Компас-3D для случая деформации трубной заготовки наружным диаметром 152 мм и толщиной стенки 6 мм в одной трехвалковой клетки с обжатием 2,5 %. При этом приняты следующие параметры

калибра: высота ручья 73,04 мм, ширина ручья 76,64 мм, овальность калибра 1,0493, идеальный диаметр валков 380 мм. По предварительным расчетам длина очага деформации при прокатке трубы наружным диаметром 152 мм не превышает 30 мм, поэтому построение осуществлено для сечения, находящегося на расстоянии $z=30$ мм от оси валков, представленное на рисунке 5.

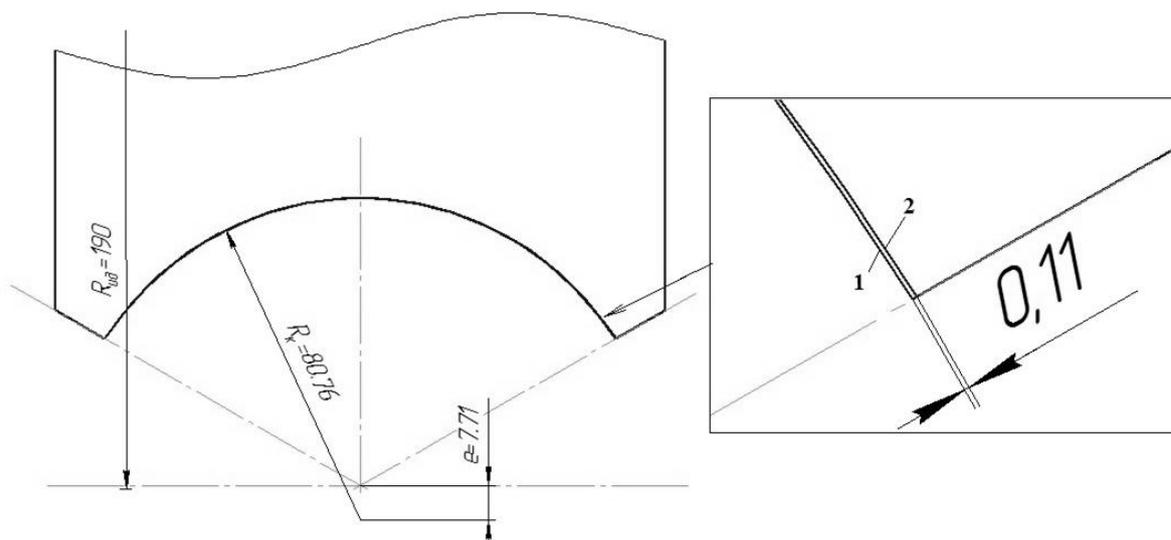


Рисунок 5 – Сечение вала, полученное: 1 – построением функции (8);
2 – с помощью твердотельного моделирования

Как видно из рисунка 5, наибольшее отклонение функции (8) от поверхности калибра наблюдается в выпуклостях калибра, обусловленное принятым допущением о постоянстве угла φ , причем данное отклонение составляет 0,07 % диаметра трубной заготовки, что не является критичным.

Так как при прокатке в трехвалковых клетях прокатываемый трубный профиль имеет три оси симметрии, то целесообразно рассматривать только шестую часть калибра, то есть $\varphi \in [\pi/6; \pi/2]$.

Наружную поверхность трубной заготовки на входе в i -ую клеть можно описать следующим уравнением:

$$\rho = \frac{D_{i-1}}{2} = R_{i-1}. \quad (9)$$

Совместное решение уравнений (8) и (9) позволяет определить поверхность контакта трубной заготовки и поверхности валков первой клетки при допущении отсутствия внеконтактной деформации (по причине малой величины деформации). Так получено выражение для определения дуги контакта l металла трубной заготовки и поверхности валков первой клетки:

$$l_i = \sqrt{\left(R_{\text{ИД}} + e_i - \sqrt{R_{\kappa}^2 - R_{i-1}^2 \cos^2 \varphi}\right)^2 - \left(R_{\text{ИД}} - R_{i-1} \sin \varphi\right)^2}. \quad (10)$$

Анализ известных зависимостей для расчета дуги захвата, представленных в работах [26, 34, 38, 48], показал, что наибольшую сходимость результатов имеет зависимость, полученная Анисифоровым В.П.:

$$l_i = \sqrt{2(R_{\text{ИД}} - B_i)(R_{i-1} - B_i)^2}. \quad (11)$$

Поскольку расхождение результатов расчета длины очага деформации по зависимостям (10) и (11) не превышает 1 %, возможно использование более простой зависимости (11).

Совместное решение уравнений (6) и (8) позволит определить поверхность контакта металла трубной заготовки и валков последующих клеток. Однако необходимо учитывать, что валки соседних клеток повернуты друг относительно друга на 60° , поэтому в выражении (6) к углу φ необходимо добавлять $\pi/3$.

Также при описании очага деформации важным параметром является угол захвата α_0 и аналогичный угол рассматриваемого сечения α (рисунок 3), определяемые [67]:

$$\alpha_0 = \sqrt{\frac{D_{i-1} - D_i}{R_{\text{ei}}}}, \quad (12)$$

$$\alpha = \frac{z}{R_{\text{ei}}}.$$

Наружный радиус трубы R_{iz} в рассматриваемом сечении очага деформации легко определяется из выражения (8), а наружный радиус трубы R_i на выходе из очага деформации по выражению (6). Для определения толщины стенки трубы в

описываемом сечении S и на выходе из очага деформации рассмотрен элемент площади в произвольном сечении очага деформации (рисунок 6).

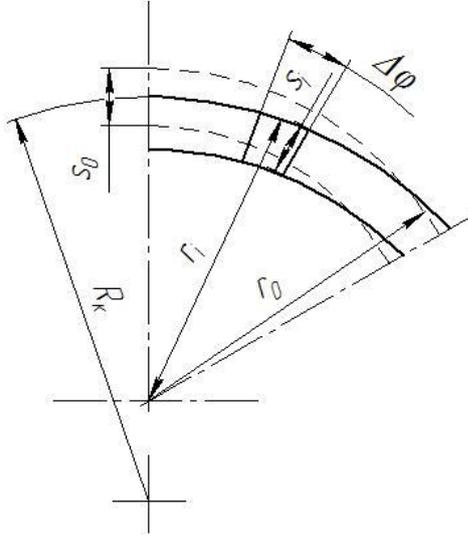


Рисунок 6 – Схема определения толщины стенки трубы

Если обозначить площадь элемента, ограниченного r_0 , S_0 и $\Delta\varphi$, как F_0 , а площадь элемента, ограниченного r_i , S_i и $\Delta\varphi$, как F_i , то справедливо следующее:

$$F_{i-1} = \lambda_i F_i;$$

$$(D_0 - S_0)S_0 = \lambda_i (D_i - S_i)S_i$$

или

$$S_i^2 - D_i S_i + \frac{(D_{i-1} - S_{i-1})S_{i-1}}{\lambda_i} = 0.$$

Решив данное квадратное уравнение относительно S_i , получим:

$$S_i = \frac{D_i - \sqrt{D_i^2 - 4 \frac{(D_{i-1} - S_{i-1})S_{i-1}}{\lambda_i}}}{2}$$

или

$$S_i = R_i - \sqrt{R_i^2 - \frac{(2R_{i-1} - S_{i-1})S_{i-1}}{\lambda_i}}. \quad (13)$$

Здесь λ_i коэффициент вытяжки в рассматриваемом сечении. Можно считать, что он изменяется линейно вдоль очага деформации:

$$\lambda_{iz} = 1 + \frac{(l_i - z)(\lambda_i - 1)}{l_i}. \quad (14)$$

Таким образом, математически описаны основные геометрические характеристики процесса редуцирования труб в трехвалковых клетях, а именно, толщина стенки и наружный диаметр труб на входе, выходе и длине очага деформации. Уширение при этом не учитывалось.

2.2 Описание кинематики процесса

Решение кинематической задачи при редуцировании труб нефтяного сортамента подразумевает построение поля скоростей металла трубы и определение тензора скорости деформации.

Вектор скорости в цилиндрической системе координат может быть представлен в виде (рисунок 7):

$$\vec{v} = \begin{pmatrix} v_z \\ v_\rho \\ v_\varphi \end{pmatrix}$$

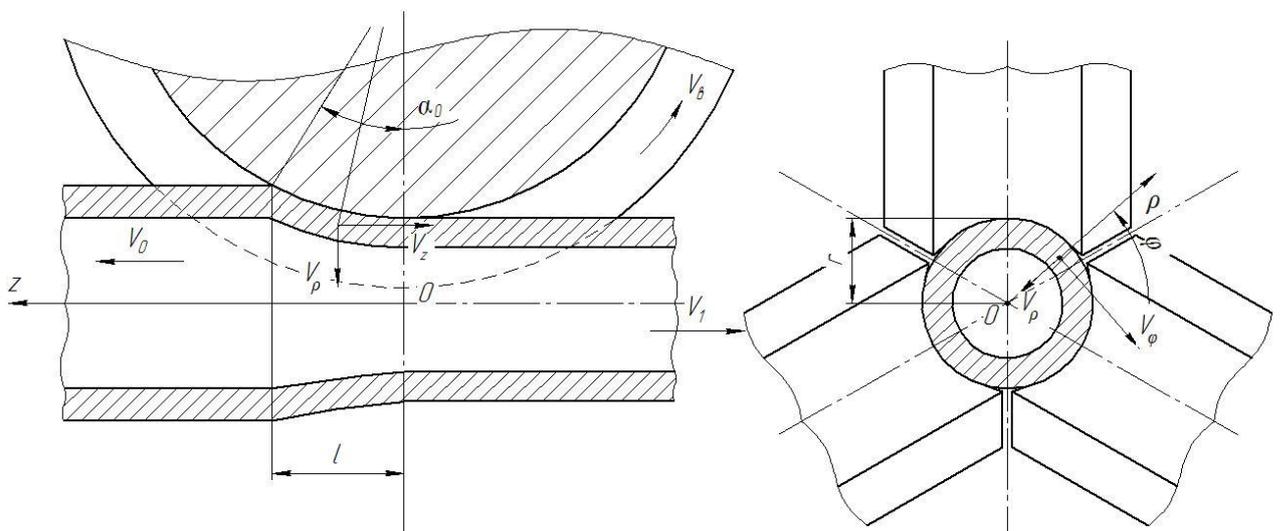


Рисунок 7 – Компоненты вектора скорости

Компонента вектора скорости v_z в любом поперечном сечении очага деформации должна распределяться равномерно по этому сечению, так как в противном случае появится изгиб или кручение трубы. Поскольку считаем, что прокатный стан настроен правильно, подобные явления должны отсутствовать. Следовательно, данная компонента вектора скорости является функцией координаты z : $v_z = v_z(z)$. Поскольку границей продольного сечения очага деформации, соответствующей контактной поверхности, является дуга окружности, можно предположить, что:

$$v_z = a_0 + a_1 z + a_2 z^2. \quad (15)$$

При этом

$$\frac{dv_z}{dz} = a_1 + 2a_2 z.$$

Для определения коэффициентов a_0 , a_1 и a_2 использованы следующие очевидные условия конечных параметров формоизменения (рисунок 7):

$$v_z|_{z=0} = v_1 = \lambda v_0;$$

$$v_z|_{z=l} = v_0;$$

$$\left. \frac{dv_z}{dz} \right|_{z=0} = 0,$$

где v_1 – скорость трубы на выходе из очага деформации;

v_0 – скорость трубы на входе в очаг деформацию.

С учетом этого получено:

$$v_z|_{z=0} = a_0 = \lambda v_0;$$

$$v_z|_{z=l} = a_0 + a_1 l + a_2 l^2 = v_0;$$

$$\left. \frac{dv_z}{dz} \right|_{z=0} = a_1 = 0,$$

из чего следует:

$$a_0 = \lambda v_0;$$

$$a_1 = 0,$$

$$a_2 = \frac{v_0 - a_0}{l^2} = \frac{v_0 - \lambda v_0}{l^2} = -\frac{v_0}{l^2}(\lambda - 1).$$

Окончательно можно записать:

$$v_z = \lambda v_0 - \frac{v_0}{l^2} (\lambda - 1) z^2. \quad (16)$$

На рисунке 8 представлен график изменения компоненты скорости v_z по длине очага деформации.

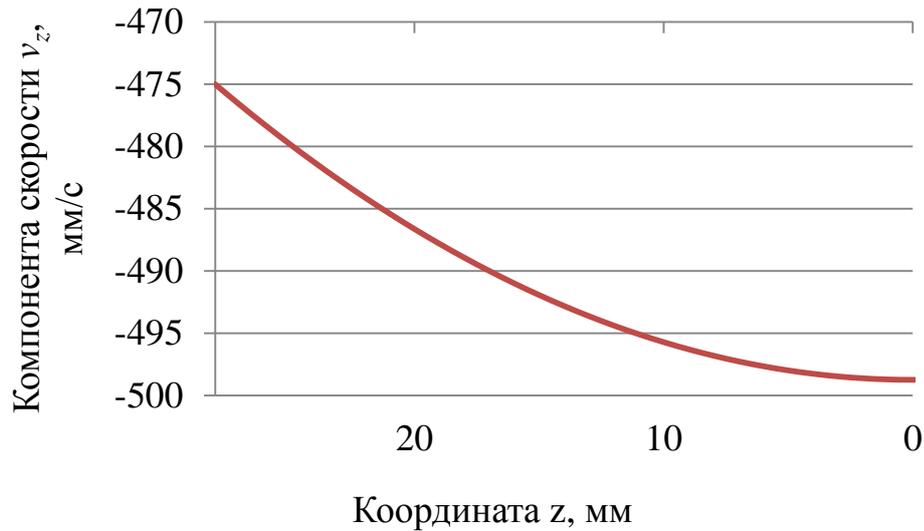


Рисунок 8 – График изменения компоненты скорости v_z по длине очага деформации

Квадратичный характер изменения скорости от координаты соответствует равноускоренному движению. Тогда время прохождения точкой, принадлежащей заготовке, очага деформации t_l составит:

$$t_l = \frac{2l}{v_0 + v_1} = \frac{2l}{v_0(1 + \lambda)}. \quad (17)$$

Ввиду рассмотрения прокатки тонкостенных труб, можно считать, что закон распределения $v_\rho(\rho)$ близок к линейному. Для его определения необходимо найти скорости наружной $v_{\rhoн}$ и внутренней $v_{\rhoвн}$ поверхности трубной заготовки в радиальном направлении.

На контактной поверхности трубы и вала вектор скорости металла трубы должен быть направлен по касательной к этой окружности. Так как относительное скольжение металла заготовки по поверхности вала не оказывает влияние на

процессы утолщения-утонения стенки трубы, тогда $v_{\rho_H} = v_B \sin \alpha \sin \varphi$ (рисунок 7). Это, в свою очередь, определяет соотношение между v_{ρ_H} и координатой z :

$$v_B = \frac{\pi n R_B}{30};$$

$$\sin \alpha = \frac{z}{R_B}.$$

Тогда:

$$v_{\rho_H} = \frac{\pi n z}{30} \sin \varphi, \quad (18)$$

где n – частота вращения валков, об/мин;

v_B – окружная скорость валка.

Можно принять, ввиду рассмотрения деформации тонкостенных труб, что $v_{\rho_{BH}}$ вдоль очага деформации также изменяется по линейному закону:

$$v_{\rho_{BH}} = b_0 + b_1 z.$$

Для определения коэффициентов b_0 и b_1 использованы следующие условия по параметрам конечного формоизменения:

$$v_{\rho_{BH}} \Big|_{z=0} = 0;$$

$$v_{\rho_{BH}} \Big|_{z=l} = \frac{\Delta r_{BH}}{t_l},$$

где Δr_{BH} – радиальное перемещение точки, принадлежащей внутренней поверхности заготовки, за время прохождения очага деформации t_l , равное:

$$\Delta r_{BH} = r_0 - s_0 - r_1 + s_1.$$

Отсюда следует:

$$v_{\rho_{BH}} \Big|_{z=0} = b_0 = 0;$$

$$v_{\rho_{BH}} \Big|_{z=l} = b_0 + b_1 \cdot l = \frac{\Delta r_{BH}}{t_l}.$$

Тогда:

$$b_0 = 0;$$

$$b_1 = \frac{\Delta r_{\text{BH}}}{t_l \cdot l}.$$

Окончательно можно записать:

$$v_{\rho_{\text{BH}}} = \frac{\Delta r_{\text{BH}} \cdot z}{t_l \cdot l}, \quad (19)$$

Поскольку принято, что закон распределения $v_\rho(\rho)$ близок к линейному:

$$v_\rho = c_0 + c_1 \rho \quad (20)$$

при следующих граничных условиях:

$$v_\rho \Big|_{\rho=r} = \frac{\pi n z}{30} \sin \varphi ;$$

$$v_\rho \Big|_{\rho=r-s} = \frac{\Delta r_{\text{BH}} z}{t_l l},$$

получено:

$$c_0 + c_1 r = \frac{\pi n z}{30} \sin \varphi ;$$

$$c_0 + c_1 (r - s) = \frac{\Delta r_{\text{BH}} z}{t_l l},$$

где r, s – наружный радиус и толщина стенки трубы в рассматриваемом сечении очага деформации, определяемые из выражения (8) и (13) соответственно.

При определении разности выражений последней системы уравнений, получено:

$$c_1 = \frac{\pi n z}{30 s} \sin \varphi - \frac{\Delta r_{\text{BH}} z}{t_l l s};$$

$$c_0 = \frac{\pi n z}{30} \sin \varphi + c_1 r = \frac{\pi n z}{30} \sin \varphi - \frac{\pi n z}{30 s} r \sin \varphi + \frac{\Delta r_{\text{BH}} z}{t_l l s} r,$$

или

$$c_0 = \frac{\pi n z \sin \varphi}{30} \left(\frac{r}{s} - 1 \right) - \frac{\Delta r_{\text{BH}} z r}{t_l l s}.$$

Окончательно для v_ρ можно записать:

$$v_\rho = \left[\frac{\pi n \sin \varphi}{30} \left(\frac{r}{s} - 1 \right) - \frac{\Delta r_{\text{BH}} r}{t_l l s} - \left(\frac{\pi n \sin \varphi}{30 s} - \frac{\Delta r_{\text{BH}}}{t_l l s} \right) \rho \right] z \quad (21)$$

Поскольку изменение внутреннего радиуса трубы зависит от изменения наружного радиуса трубы, то есть абсолютного обжатия и изменения толщины стенки трубы (утолщение или утонение), то в первом приближении в расчетах можно принять, что $\Delta r_{\text{вн}}$ равно абсолютному обжатию по наружному радиусу трубы. Это также обусловлено незначительным изменением толщины стенки в одной клетки. На рисунке 9 представлено изменение радиальной компоненты вектора скорости по толщине стенки.

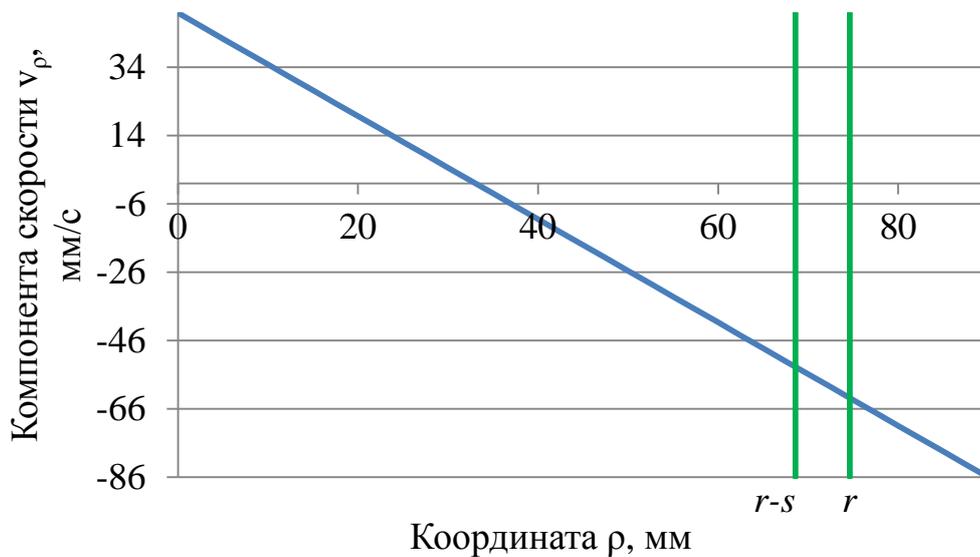


Рисунок 9 – График изменения радиальной компоненты вектора скорости

Для определения компоненты вектора скорости v_φ использовано условие несжимаемости [93]. Условие несжимаемости имеет вид: $\xi = 0$, где ξ – скорость относительного изменения объема, которая является первым инвариантом тензора скоростей деформации. Следовательно, можно записать:

$$\xi = \xi_{\rho\rho} + \xi_{\varphi\varphi} + \xi_{zz} = 0,$$

где $\xi_{\rho\rho}$, $\xi_{\varphi\varphi}$, ξ_{zz} – компоненты тензора скорости деформации, расположенные на главной диагонали. В цилиндрической системе координат с учетом принятых функций их распределения они вычисляются следующим образом [93]:

$$\xi_{\rho\rho} = \frac{\partial v_\rho}{\partial \rho} = c_1;$$

$$\xi_{\varphi\varphi} = \frac{\partial V_{\varphi}}{\rho \partial \varphi} + \frac{V_{\rho}}{\rho} = \frac{\partial V_{\varphi}}{\rho \partial \varphi} + \frac{c_0}{\rho} + c_1;$$

$$\xi_{zz} = \frac{\partial V_z}{\partial z} = 2a_2 z.$$

Отсюда получено:

$$\frac{\partial v_{\varphi}}{\partial \varphi} = \left(-c_1 - \frac{c_0}{\rho} - c_1 - 2a_2 z \right) \rho \quad (22)$$

или

$$v_{\varphi} = - \left(2c_1 + \frac{c_0}{\rho} + 2a_2 z \right) \rho \varphi + C;$$

$$v_{\varphi} = \left(\frac{2\pi n z}{30s} - \frac{4\Delta r_{\text{BH}} z}{t_l l s} - \frac{\pi n z}{30\rho} \left(\frac{r}{s} - 1 \right) + \frac{2\Delta r_{\text{BH}} z r}{t_l l s \rho} + \frac{2v_0(\lambda - 1)}{l^2} z \right) \rho \varphi + C.$$

Как уже отмечалось, при прокатке в трехвалковом калибре прокатываемый трубный профиль всегда имеет три оси симметрии, каждая из которых проходит через плоскость разъема калибра. Естественно, что благодаря этому тангенциальное течение металла в плоскости разъема калибра будет отсутствовать. Следовательно, для определения константы интегрирования C можно воспользоваться условием:

$$v_{\varphi} \Big|_{\varphi=\pi/6} = 0,$$

тогда:

$$C = - \left[\frac{\pi n}{30s} \left(2 - \frac{r-s}{\rho} \right) + \frac{2\Delta r_{\text{BH}}}{t_l l s} \left(\frac{r}{\rho} - 2 \right) + \frac{2v_0(\lambda - 1)}{l^2} \right] \rho z \frac{\pi}{6}.$$

Окончательно для трехвалкового калибра для v_{φ} можно записать:

$$v_{\varphi} = \left[\frac{\pi n}{30s} \left(2 - \frac{r-s}{\rho} \right) + \frac{2\Delta r_{\text{BH}}}{t_l l s} \left(\frac{r}{\rho} - 2 \right) + \frac{2v_0(\lambda - 1)}{l^2} \right] \rho z \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right). \quad (23)$$

На рисунке 10 представлено изменение угловой компоненты вектора скорости по части периметра калибра.

Построенное поле скоростей позволяет определить компоненты тензора скоростей деформации для трехвалкового калибра [93]:

$$\xi_{\rho\rho} = \frac{\partial v_{\rho}}{\partial \rho};$$

$$\xi_{\varphi\varphi} = \frac{\partial v_{\varphi}}{\rho \partial \varphi} + \frac{v_{\rho}}{\rho};$$

$$\xi_{zz} = \frac{\partial v_z}{\partial z};$$

$$\xi_{\rho\varphi} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_{\varphi}}{\partial \rho} + \frac{\partial v_{\rho}}{\rho \partial \varphi} - \frac{v_{\varphi}}{\rho} \right);$$

$$\xi_{\varphi z} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_z}{\rho \partial \varphi} + \frac{\partial v_{\varphi}}{\partial z} \right);$$

$$\xi_{z\rho} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_{\rho}}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial \rho} \right).$$

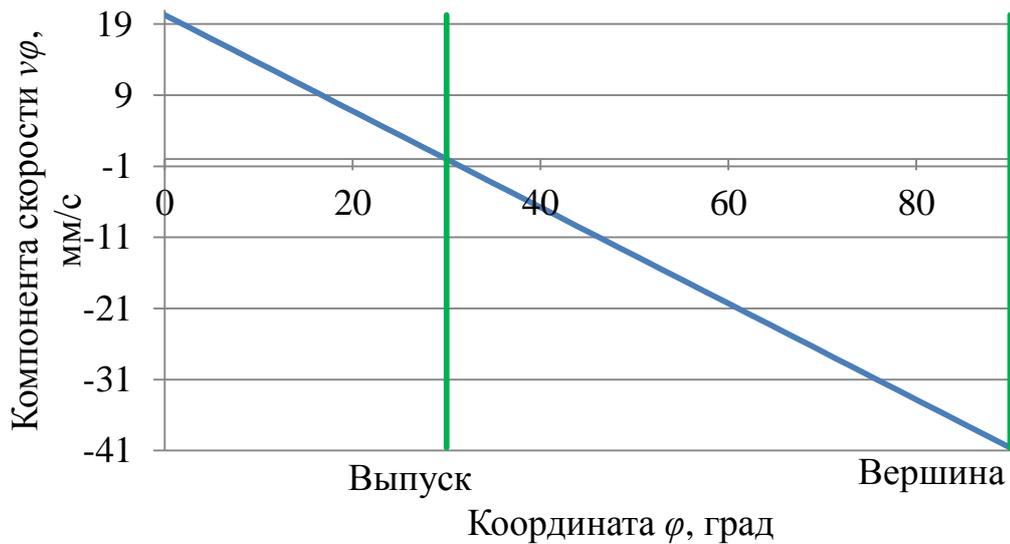


Рисунок 10 – График изменения угловой компоненты вектора скорости по части периметра калибра

С учетом принятых и полученных уравнений изменения компонент вектора скорости (16), (21) и (23) получим:

$$\xi_{\rho\rho} = c_1 = -\frac{\pi n z}{30 s} + \frac{2 \Delta r_{\text{вн}z}}{t_1 l s}; \quad (24)$$

$$\xi_{\varphi\varphi} = -c_1 - 2a_2z = \left(\frac{\pi n}{30s} - \frac{2\Delta r_{\text{BH}}}{t_l s} - 2 \frac{v_0}{l^2} (\lambda - 1) \right) z;$$

$$\xi_{zz} = -2a_2z = 2 \frac{v_0}{l^2} (\lambda - 1) z;$$

$$\xi_{\rho\varphi} = \frac{1}{2} \left[- \left(2c_1 + \frac{c_0}{\rho} + 2a_2z \right) \varphi + 0 + \left(2c_1 + \frac{c_0}{\rho} + 2a_2z \right) \varphi \right] = 0;$$

$$\xi_{\varphi z} = \frac{1}{2} \cdot \left(0 + \left[\frac{\pi n}{30s} \left(2 - \frac{r-s}{\rho} \right) + \frac{2\Delta r_{\text{BH}}}{t_l s} \left(\frac{r}{\rho} - 2 \right) + \frac{2v_0(\lambda-1)}{l^2} \right] \rho \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right) \right) =$$

$$= \left[\frac{\pi n}{30s} \left(2 - \frac{r-s}{\rho} \right) + \frac{2\Delta r_{\text{BH}}}{t_l s} \left(\frac{r}{\rho} - 2 \right) + \frac{2v_0(\lambda-1)}{l^2} \right] \frac{\rho}{2} \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right);$$

$$\xi_{z\rho} = \frac{1}{2} \left[\frac{\pi n}{30} \left(\frac{r}{s} - 1 \right) - \frac{2\Delta r_{\text{BH}} r}{t_l s} - \left(\frac{\pi n}{30s} - \frac{2\Delta r_{\text{BH}}}{t_l s} \right) \rho + 0 \right] =$$

$$= \frac{\pi n}{60} \left(\frac{r}{s} - 1 \right) - \frac{\Delta r_{\text{BH}} r}{t_l s} - \left(\frac{\pi n}{60s} - \frac{\Delta r_{\text{BH}}}{t_l s} \right) \rho.$$

На рисунке 11 представлены графики изменения компонент тензора скорости деформации по длине очага деформации.

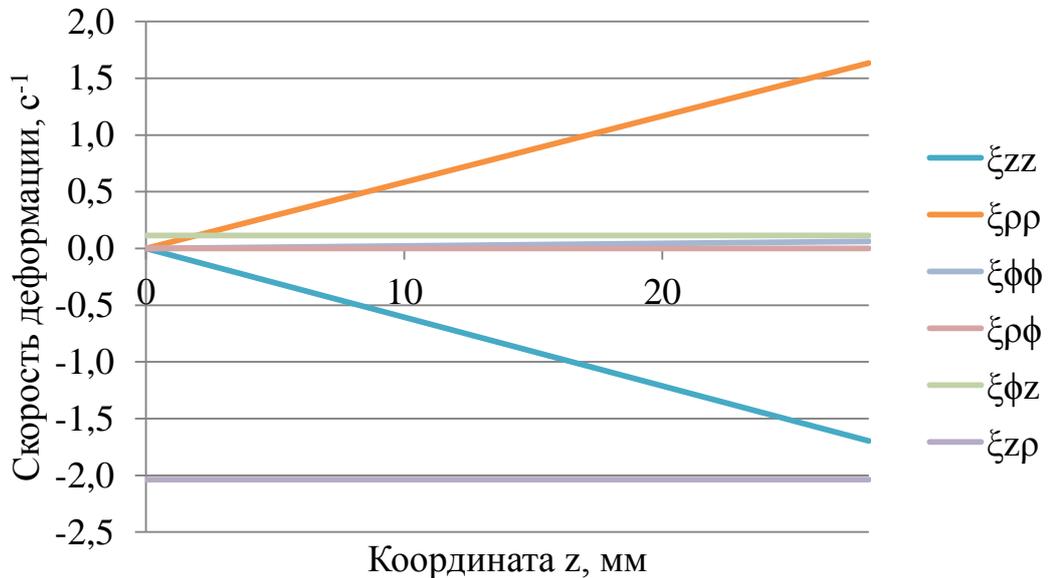


Рисунок 11 – Графики изменения компонент тензора скорости деформации по длине очага деформации

Как видно из рисунка 11, компоненты тензора $\xi_{\varphi\varphi}$ и $\xi_{\varphi z}$ значительно меньше остальных составляющих, а компонента тензора $\xi_{\rho\varphi}$ равна нулю, что позволяет не учитывать их в дальнейших расчетах.

Для определения интенсивности скоростей деформаций сдвига воспользуемся следующим выражением [93]:

$$H = \sqrt{\frac{2}{3} [(\xi_{\rho\rho} - \xi_{\varphi\varphi})^2 + (\xi_{\varphi\varphi} - \xi_{zz})^2 + (\xi_{zz} - \xi_{\rho\rho})^2] + 4(\xi_{\rho\varphi}^2 + \xi_{\varphi z}^2 + \xi_{z\rho}^2)}.$$

С учетом выше сказанного получено:

$$\begin{aligned} H &= \sqrt{\frac{2}{3} [\xi_{\rho\rho}^2 + \xi_{zz}^2 + (\xi_{zz} - \xi_{\rho\rho})^2] + 4\xi_{z\rho}^2} = \\ &= \sqrt{\frac{4}{3} [\xi_{\rho\rho}^2 + \xi_{zz}^2 - \xi_{zz}\xi_{\rho\rho}] + 4\xi_{z\rho}^2} = \\ &= \sqrt{\frac{4}{3} [c_1^2 + (-2a_2z)^2 + 2a_2zc_1] + 4\left(\frac{c_0}{2z} + \frac{c_1}{2z}\rho\right)^2} = \\ &= \sqrt{\frac{4}{3}c_1^2 + \frac{16}{3}z^2a_2^2 + \frac{8}{3}a_2zc_1 + \frac{c_0^2}{z^2} + \frac{c_1^2}{z^2}\rho^2 + \frac{2c_0c_1}{z^2}\rho}. \end{aligned}$$

Для получения решения обозначим:

$$\begin{aligned} \frac{\pi n}{30} \left(\frac{r}{s} - 1 \right) - \frac{2\Delta r_{\text{BH}} r}{t_l s} &= A; \\ \frac{2\Delta r_{\text{BH}}}{t_l s} - \frac{\pi n}{30s} &= B; \\ 2a_2 &= 2 \frac{v_0}{l^2} (\lambda - 1) = C. \end{aligned} \tag{25}$$

Тогда:

$$H = \sqrt{\frac{4}{3}B^2z^2 + \frac{4}{3}z^2C^2 + \frac{4}{3}Cz^2B + (A + B\rho)^2} = \tag{26}$$

$$= \sqrt{\frac{4}{3}(B^2 + C^2 + BC)z^2 + (A + B\rho)^2}.$$

Таким образом, математически описаны кинематические характеристики процесса редуцирования труб в трехвалковых клетях, а именно, построено поле скоростей металла трубой заготовки, определены тензор скоростей деформации и интенсивность скорости деформации по длине очага деформации.

2.3 Энергетический баланс процесса

Согласно фундаментальным принципам термодинамики при протекании любых процессов должен соблюдаться закон сохранения и превращения энергии. Применительно к процессу безоправочной прокатки труб этот закон удобно применять в форме уравнения баланса мощностей, согласно которому сумма мощностей всех внешних и внутренних сил должна быть равна нулю:

$$N_{\text{в}} - N_{\text{вн}} - N_0 - N_{\text{ср}} + N_1 - N_{\tau} = 0, \quad (27)$$

где $N_{\text{в}}$ – мощность сил трения, подводимая валками в очаг деформации;

$N_{\text{вн}}$ – мощность внутренних сил, расходуемая на процесс деформации;

N_0 – мощность сил заднего натяжения,

N_1 – мощность сил переднего натяжения;

$N_{\text{ср}}$ – мощность сил среза;

N_{τ} – мощность сил трения скольжения на контактных поверхностях в очаге деформации.

Известно [94], что сумма внутренних сил может быть представлена в виде интеграла по объему очага деформации:

$$N_{\text{вн}} = \iiint_V \tau_s H dV = \tau_{\text{ср}} \iiint_V H dV, \quad (28)$$

где V – объем очага деформации;

τ_s – сопротивление металла пластической деформации сдвига (τ_{sc} – усредненное по объему очага деформации значение).

При рассмотрении случая прокатки тонкостенных труб, можно принять:

$$dV = \rho dr d\varphi dz = r_{cp} s_{cp} dr d\varphi dz, \quad (29)$$

где r_{cp} – среднее значение между наружным и внутренним радиусами трубы, s_{cp} – среднее значение толщины стенки трубы.

Тогда для стана с трехвалковым калибром с учетом зависимости для определения интенсивности скорости деформации (26):

$$\begin{aligned} \iiint_V H dV &= 6r_{cp} s_{cp} \int_0^l \int_{\pi/6}^{\pi/2} \sqrt{\frac{4}{3}(B^2 + C^2 + BC)z^2 + (A + Br_{cp})^2} dz d\varphi = \\ &= 6r_{cp} s_{cp} \varphi \int_0^l \sqrt{\frac{4}{3}(B^2 + C^2 + BC)z^2 + (A + Br_{cp})^2} dz \Big|_{\pi/6}^{\pi/2} = \\ &= 2\pi r_{cp} s_{cp} \int_0^l \sqrt{\frac{4}{3}(B^2 + C^2 + BC)z^2 + (A + Br_{cp})^2} dz. \end{aligned}$$

Для получения аналитического решения выполнена замена:

$$\begin{aligned} \frac{4}{3}(B^2 + C^2 + BC) &= a_1; \\ (A + Br_{cp})^2 &= a_2. \end{aligned} \quad (30)$$

С использованием первой подстановки Эйлера [95] получено решение интеграла с учетом замены (30):

$$\sqrt{a_1 z^2 + a_2} + z\sqrt{a_1} = t.$$

Отсюда:

$$\begin{aligned} a_1 z^2 + a_2 &= (t - z\sqrt{a_1})^2; \\ a_1 z^2 + a_2 &= t^2 - 2z\sqrt{a_1}t + a_1 z^2; \\ z &= \frac{t^2 - a_2}{2t\sqrt{a_1}}; \end{aligned}$$

$$dz = \frac{t^2 + a_2}{2t^2\sqrt{a_1}} dt;$$

$$\sqrt{a_1 z^2 + a_2} = t - \frac{t^2 - a_2}{2t\sqrt{a_1}} \sqrt{a_1} = \frac{t^2 + a_2}{2t}.$$

Следовательно,

$$\begin{aligned} \int \sqrt{a_1 z^2 + a_2} dz &= \int \frac{t^2 + a_2}{2t} \cdot \frac{t^2 + a_2}{2t^2\sqrt{a_1}} dt = \\ &= \int \frac{t}{4\sqrt{a_1}} dt + \int \frac{a_2^2}{4t^3\sqrt{a_1}} dt + \int \frac{a_2}{2t\sqrt{a_1}} dt = \\ &= \frac{t^2}{8\sqrt{a_1}} - \frac{a_2^2}{8t^2\sqrt{a_1}} + \frac{a_2 \ln t}{2\sqrt{a_1}} = \frac{t^4 - a_2^2}{8t^2\sqrt{a_1}} + \frac{a_2 \ln t}{2\sqrt{a_1}} = \\ &= \frac{(\sqrt{a_1 z^2 + a_2} + z\sqrt{a_1})^4 - a_2^2}{8(\sqrt{a_1 z^2 + a_2} + z\sqrt{a_1})^2 \sqrt{a_1}} + \frac{a_2 \ln(\sqrt{a_1 z^2 + a_2} + z\sqrt{a_1})}{2\sqrt{a_1}}. \end{aligned}$$

Тогда:

$$\begin{aligned} N_{\text{вн}} &= \frac{r_{\text{cp}} \tau_{\text{sc}} \pi S_{\text{cp}}}{\sqrt{a_1}} \left\{ \frac{(\sqrt{a_1 z^2 + a_2} + z\sqrt{a_1})^4 - a_2^2}{4(\sqrt{a_1 z^2 + a_2} + z\sqrt{a_1})^2} + a_2 \ln(\sqrt{a_1 z^2 + a_2} + z\sqrt{a_1}) \right\} \Big|_0^l = \\ &= \frac{r_{\text{cp}} \tau_{\text{sc}} \pi S_{\text{cp}}}{\sqrt{a_1}} \left\{ \frac{(\sqrt{a_1 l^2 + a_2} + l\sqrt{a_1})^4 - a_2^2}{4(\sqrt{a_1 l^2 + a_2} + l\sqrt{a_1})^2} + a_2 \ln(\sqrt{a_1 l^2 + a_2} + l\sqrt{a_1}) - \right. \\ &\quad \left. - a_2 \ln \sqrt{a_2} \right\}. \end{aligned}$$

Таким образом:

$$N_{\text{вн}} = \frac{r_{\text{cp}} \tau_{\text{sc}} \pi S_{\text{cp}}}{\sqrt{a_1}} \left\{ \frac{(\sqrt{a_1 l^2 + a_2} + l\sqrt{a_1})^4 - a_2^2}{4(\sqrt{a_1 l^2 + a_2} + l\sqrt{a_1})^2} + a_2 \ln \left(\sqrt{\frac{a_1}{a_2} l^2 + 1} + l \sqrt{\frac{a_1}{a_2}} \right) \right\}. \quad (31)$$

Мощности N_0 , N_1 , N_{cp} и N_{τ} являются мощностями на граничных поверхностях очага деформации. В общем виде мощность поверхностных сил определяется выражением:

$$N_{\pi} = \iint_F (\vec{f}, \vec{v}) dF = \iint_F f_i v_i dF, \quad (32)$$

где S – площадь поверхности, на которой затрачивается мощность поверхностных сил;

\vec{f} – вектор поверхностного напряжения;

\vec{v} – вектор скорости поверхностных частиц;

f_i – компоненты вектора \vec{f} ($i = z, \rho, \varphi$);

v_i – компоненты вектора \vec{v} ($i = z, \rho, \varphi$).

Согласно рисунку 12, поверхность, на которой затрачивается мощность поверхностных сил, можно представить в виде совокупности следующих поверхностей: поверхность входа в очаг деформации F_0 , поверхность контакта трубы с валками S_k и поверхность выхода из очага деформации F_1 , или:

$$F = F_0 \cup F_k \cup F_1.$$

Поскольку при безоправочной прокатке труб на внутренней поверхности происходит свободное формоизменение деформируемого металла, мощность поверхностных сил на ней не затрачивается.

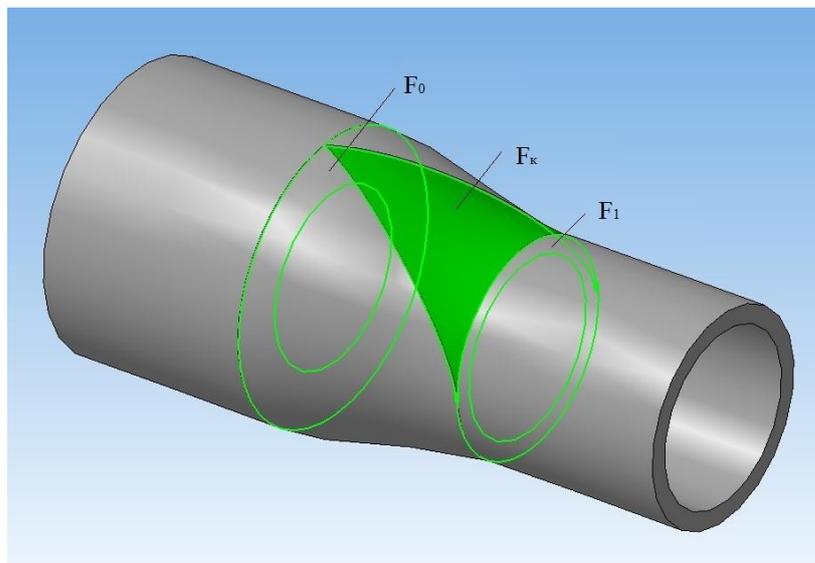


Рисунок 12 – Внешний вид очага деформации

На поверхности F_0 на площадке dF (рисунок 13) затрачивается мощность в результате приложения усилия заднего натяжения $\sigma_0 dF$ и сил среза $\tau_s dF$. Силы среза возникают в результате поворота компонент вектора скорости v_φ и v_ρ при входе в очаг деформации (рисунок 14).

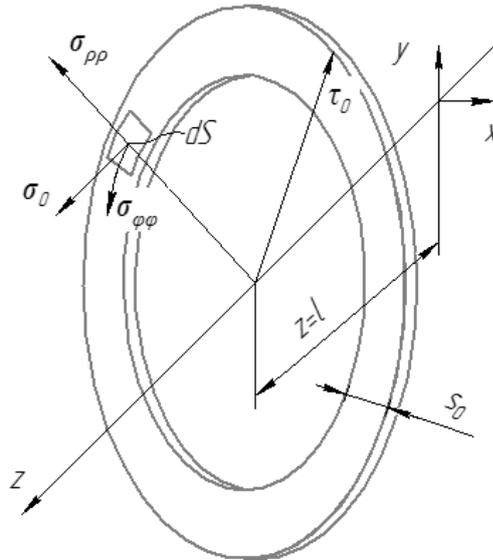


Рисунок 13 – Поверхность F_0

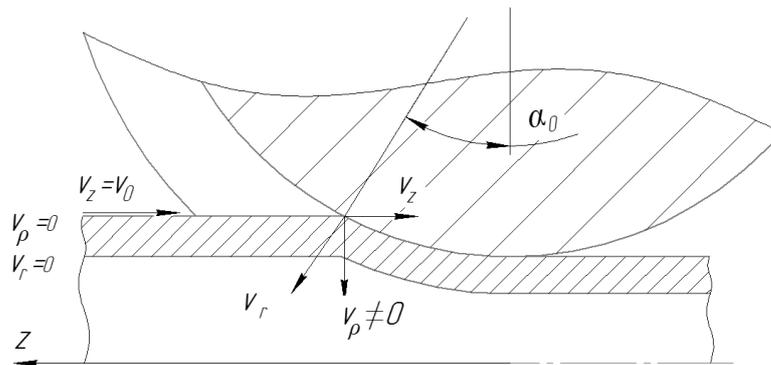


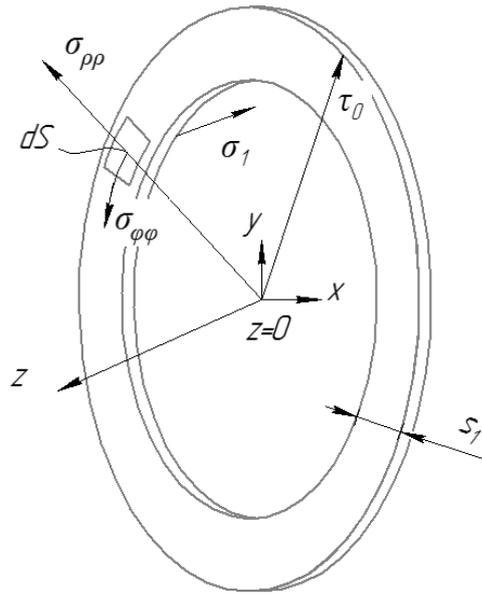
Рисунок 14 – Продольное сечение очага деформации

Таким образом, мощность в плоскости входа определится выражением:

$$N_{\text{вх}} = N_0 + N_{\text{ср}},$$

в плоскости выхода (рисунок 15):

$$N_{\text{вых}} = N_1.$$

Рисунок 15 – Поверхность S_1

Мощности переднего и заднего натяжения:

$$N_0 = \iint_{F_0} \sigma_0 v_0 dS = \sigma_0 v_0 F_0; \quad (33)$$

$$N_1 = \iint_{F_1} \sigma_1 v_1 dS = \sigma_1 v_1 F_1.$$

где σ_0 – напряжение заднего натяжения;

σ_1 – напряжение переднего натяжения.

Мощность сил среза определится выражением:

$$N_{cp} = \iint_{F_0} \left(\tau_S \sqrt{v_\rho^2 + v_\varphi^2} \right) dF. \quad (34)$$

Или с учетом полученных уравнений кинематики (21) и (23) и замены (25):

$$N_{cp} = \iint_{F_0} \tau_S \sqrt{\left[(A + B\rho)^2 + \left\{ (2B\rho + A + C\rho) \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right) \right\}^2 \right]} l dF$$

С учетом (29):

$$N_{cp} = 6\tau_{S0} l r_{cp} s_{cp} \int_{\frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{\left[(A + Br_{cp})^2 + ([2B + C]r_{cp} + A)^2 \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right)^2 \right]} d\varphi.$$

Для получения аналитического решения произведена замена:

$$[(2B + C)r_{cp} + A]^2 = b_2.$$

Тогда:

$$\begin{aligned} N_{cp} &= 6\tau_{s0}lr_{cp}s_{cp} \int_{\frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{\left[a_2 + b_2 \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right)^2 \right]} d\varphi. \\ N_{cp} &= 6\tau_{s0}lr_{cp}s_{cp} \left\{ \frac{a_2}{2\sqrt{b_2}} \ln \left[\sqrt{a_2 + b_2 \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right)^2} + \sqrt{b_2} \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right) \right] + \right. \\ &\quad \left. + \left(\frac{\varphi}{2} - \frac{\pi}{12} \right) \sqrt{a_2 + b_2 \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right)^2} \right\} \Big|_{\frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{2}} = \\ &= 6\tau_{s0}lr_{cp}s_{cp} \left\{ \frac{a_2}{2\sqrt{b_2}} \ln \left[\sqrt{1 + \frac{b_2}{a_2} \left(\frac{\pi}{3} \right)^2} + \frac{\pi}{3} \sqrt{\frac{b_2}{a_2}} \right] + \frac{\pi}{6} \sqrt{a_2 + b_2 \left(\frac{\pi}{3} \right)^2} \right\}. \end{aligned}$$

Окончательно получено:

$$N_{cp} = 3\tau_{s0}lr_{cp}s_{cp} \left\{ \frac{a_2}{\sqrt{b_2}} \ln \left[\sqrt{1 + \frac{b_2}{a_2} \left(\frac{\pi}{3} \right)^2} + \frac{\pi}{3} \sqrt{\frac{b_2}{a_2}} \right] + \frac{\pi}{3} \sqrt{a_2 + b_2 \left(\frac{\pi}{3} \right)^2} \right\}.$$

Мощность поверхностных сил на поверхности контакта металла трубной заготовки с валками определяется мощностью сил трения скольжения по следующему выражению [96]:

$$N_{\tau} = \iint_F (\tau_{\varphi} v_{\varphi} + \tau_z \Delta v_z) dF = N_{\tau\varphi} + N_{\tau z}. \quad (35)$$

С учетом выражения (23) для определения v_{φ} можно записать:

$$N_{\tau\varphi} = \iint_S \tau_{\varphi} \left[\frac{\pi n}{30s_{cp}} \left(2 - \frac{r_{cp} - s_{cp}}{r_{cp}} \right) + \frac{2\Delta r_{BH}}{t_l s_{cp}} \left(\frac{r_{cp}}{r_{cp}} - 2 \right) + \frac{2v_0(\lambda - 1)}{l^2} \right] r_{cp} z \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right) dF$$

или с учетом (29):

$$N_{\tau\varphi} = 6\tau_{\varphi c} \left[\frac{\pi n}{30s_{cp}} \left(2 - \frac{r_{cp} - s_{cp}}{r_{cp}} \right) - \frac{2\Delta r_{BH}}{t_l l s_{cp}} + \frac{2v_0(\lambda - 1)}{l^2} \right] r_{cp}^2 \int_{\pi/6}^{\pi/2} \int_0^{l(\varphi)} z \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right) dz d\varphi.$$

Здесь $l(\varphi)$ длина очага деформации, которая определяется выражением (11).

При обозначении вынесенных за знак интеграла постоянных членов как K_φ :

$$K_\varphi = 6\tau_{\varphi c} r_{cp}^2 \left[\frac{\pi n}{30s_{cp}} \left(2 - \frac{r_{cp} - s_{cp}}{r_{cp}} \right) - \frac{2\Delta r_{BH}}{t_l l s_{cp}} + \frac{2v_0(\lambda - 1)}{l^2} \right].$$

получено:

$$N_{\tau\varphi} = K_\varphi \int_{\pi/6}^{\pi/2} \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right) \frac{l(\varphi)^2}{2} d\varphi.$$

Тогда с учетом выражения (11):

$$N_{\tau\varphi} = \frac{K_\varphi}{2} \int_{\pi/6}^{\pi/2} \left(\varphi - \frac{\pi}{6} \right) \left[\left(\sqrt{R_K^2 - r_0^2 \cdot \cos^2 \varphi} - R_{ид} - e \right)^2 - \left(r_0 \cdot \sin \varphi - R_{ид} \right)^2 \right] d\varphi. \quad (36)$$

Выражение (36) легко поддается решению численными методами. Для получения аналитического решения необходимо иметь представление о характере подынтегральной функции. Для этого построен график изменения подынтегрального выражения для рассмотренного ранее случая прокатки (рисунок 16).

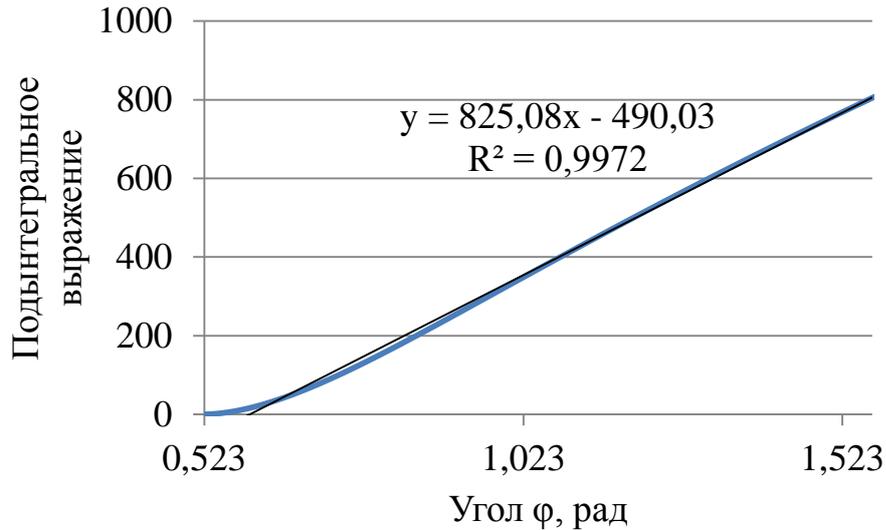


Рисунок 16 – Изменение подынтегрального выражения (36) в диапазоне $\varphi \in [\pi/6; \pi/2]$

Как видно из рисунка 16, подынтегральное выражение хорошо аппроксимируется линейным выражением. То есть выражение (36) можно представить в виде:

$$N_{\tau\varphi} = -\frac{K_{\varphi}\pi}{36} \left[\left(R_{\text{ид}} - \frac{\sqrt{3}}{2} r_0 \right)^2 - \left(R_{\text{ид}} + e - \sqrt{R_{\text{к}}^2 - \frac{1}{4} r_0^2} \right)^2 \right]. \quad (37)$$

Ошибка расчета с использованием выражения (37) по сравнению с численным решением не превышает 1 %, что подтверждено численными расчетами средствами MathCad.

На поверхности контакта в зависимости от соотношения продольной скорости металла заготовки и валка имеют место зоны опережения и отставания. В зоне опережения сила трения играет активную роль, а в зоне отставания реактивную, поэтому и мощность силы трения скольжения для этих двух зон необходимо определять по отдельности, то есть:

$$N_{\tau z} = N_{\tau z}^{\text{оп}} + N_{\tau z}^{\text{от}}, \quad (38)$$

где $N_{\tau z}^{\text{оп}}$, $N_{\tau z}^{\text{от}}$ – мощности сил трения в зоне опережения и отставания соответственно.

В соответствии с [96] можно записать:

$$N_{\tau z} = \iint_F \tau_z (v_{Bz} + v_z) dF,$$

где v_{Bz} – проекция линейной скорости валка на продольную ось, равная:

$$v_{Bz} = \frac{\pi n}{30} \sqrt{R_B^2 - z^2}, \quad (39)$$

где R_B – радиус валка, определяемый по выражению (7);

v_z – проекция скорости металла на продольную ось, определяемая по выражению (16).

С учетом выражения (38) получено:

$$N_{\tau z} = \iint_{S_{оп}} \tau_z (v_{Bz} + v_z) dF + \iint_{S_{от}} \tau_z (v_{Bz} + v_z) dF, \quad (40)$$

где $S_{оп}$, $S_{от}$ – площадь зон опережения и отставания соответственно.

Для определения пределов интегрирования необходимо иметь уравнения нейтральной линии, то есть линии, где проекции скоростей металла и валка на продольную ось равны. Ее можно найти, приравнивая левые части уравнений (39) и (16):

$$\lambda v_0 - \frac{v_0}{l^2} (\lambda - 1) z^2 = \frac{\pi n}{30} \sqrt{R_B^2 - z^2}, \quad (41)$$

Данное уравнение четвертой степени и оно имеет 4 решения, с использованием программного комплекса MathCad получено следующее решение:

$$z = \frac{l}{v_0} \sqrt{\frac{(\lambda - 1)\lambda v_0^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\pi l n}{30}\right)^2}{(\lambda - 1)^2} - \frac{\frac{\pi n}{30} \sqrt{R_B^2 v_0^2 (\lambda - 1)^2 + l^2 \left[\frac{1}{4} \left(\frac{\pi l n}{30}\right)^2 - (\lambda - 1)\lambda v_0^2\right]}}{(\lambda - 1)^2}}. \quad (42)$$

Таким образом, выражение (42) является уравнением нейтральной линии. На рисунке 17 представлена поверхность контакта металла с валком для рассматриваемого случая прокатки с указанием зон опережения и отставания.

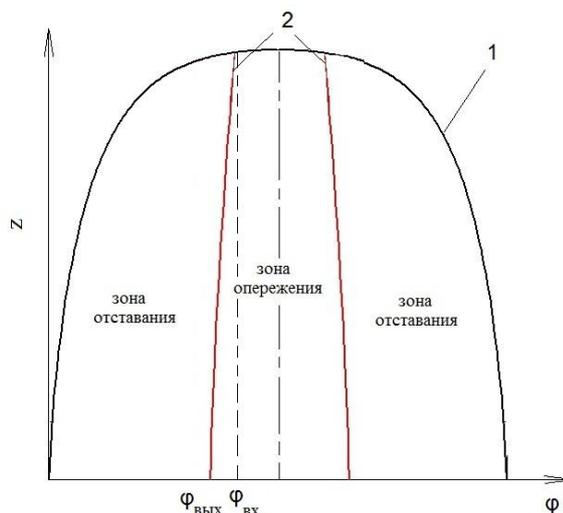


Рисунок 17 – Поверхность контакта металла с валком: 1 – граница очага деформации (11); 2 – нейтральная линия (42)

Как видно из рисунка 18, область в вершине калибра является зоной опережения, а в выпусках – зоной отставания, причем характер нейтральной линии близок к линейному. Такое расположение нейтральной линии при безоправочной прокатке труб подтверждается в работе [54]. Так как выражение (42) достаточно сложное и расчет интеграла будет затруднительным, определены координаты точек нейтральной линии на входе и выходе из очага деформации.

На выходе из очага деформации координата z равна нулю, тогда выражение (41) примет вид:

$$\lambda v_0 = \frac{\pi n}{30} R_B.$$

Отсюда:

$$R_B = \frac{30\lambda v_0}{\pi n}. \quad (43)$$

Определена координата φ точки калибра, имеющей данное значение радиуса вала. Для этого использована декартова система координат (рисунок 18).

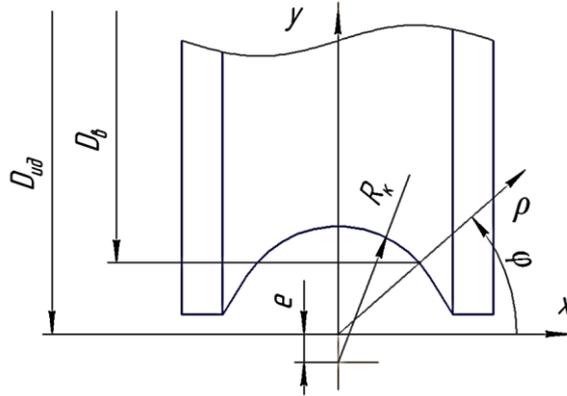


Рисунок 18 – К определению координаты φ точки выхода нейтральной линии из очага деформации

Как видно из рисунка 18, координата φ точки нейтральной линии на выходе из очага деформации равна:

$$\varphi_{\text{вых}} = \arctg \frac{R_{\text{ид}} - R_{\text{в}}}{\sqrt{R_{\text{к}}^2 - (R_{\text{ид}} - R_{\text{в}} + e)^2}} \quad (44)$$

здесь $R_{\text{в}}$ определяется выражением (43).

На входе в очаг деформации координата z равна длине очага деформации. Тогда выражение (41) примет вид:

$$-v_0 = \frac{\pi n}{30} \sqrt{R_{\text{в}}^2 - l^2}, \quad (45)$$

Выражение (10) для определения длины очага деформации можно представить в виде:

$$l = \sqrt{R_{\text{в}}^2 - (r_0 \cdot \sin \varphi - R_{\text{ид}})^2}.$$

Тогда (45) можно переписать следующим образом:

$$-v_0 = \frac{\pi n}{30} \sqrt{R_{\text{в}}^2 - R_{\text{в}}^2 + (r_0 \cdot \sin \varphi - R_{\text{ид}})^2},$$

Отсюда координата φ точки нейтральной линии на входе в очаг деформации равна:

$$\varphi_{\text{вх}} = \arcsin \left(\frac{R_{\text{ид}}}{r_0} - \frac{30v_0}{\pi n r_0} \right). \quad (46)$$

Слагаемые выражения (40) отличаются только пределами интегрирования по угловой координате φ , поэтому в общем случае рассчитан следующий интеграл:

$$I = \iint_S \tau_z (v_{BZ} + v_z) dF. \quad (47)$$

Проекция вектора линейной скорости вала на продольную ось равна:

$$v_{BZ} = \frac{\pi n}{30} R_B \cos \alpha.$$

Косинус угла захвата равен (рисунок 7):

$$\cos \alpha = \frac{r_0 \sin \varphi - R_{ид}}{R_B}.$$

Тогда:

$$v_{BZ} = \frac{\pi n}{30} (r_0 \sin \varphi - R_{ид}).$$

С учетом этого и уравнения (16) выражение (47) примет вид:

$$I = \tau_{zc} \iint_F \left[\frac{\pi n}{30} (r_0 \sin \varphi - R_{ид}) + \lambda v_0 - \frac{v_0}{l^2} (\lambda - 1) z^2 \right] \rho dz d\varphi.$$

После интегрирования по координате z с пределами интегрирования от 0 до l , определяемому по выражению (10), получено:

$$I = \tau_{zc} r_{cp} \int \left[\frac{\pi n}{30} (r_0 \sin \varphi - R_{ид}) l + \lambda v_0 l - v_0 (\lambda - 1) l \right] d\varphi$$

или

$$I = \tau_{zc} r_{cp} \left(\lambda v_0 - v_0 (\lambda - 1) - \frac{\pi n}{30} R_{ид} \right) \int l d\varphi + \tau_z \frac{\pi n}{30} r_0 r_{cp} \int l \sin \varphi d\varphi. \quad (48)$$

Для получения аналитического решения произведена замена:

$$6\tau_z r_{cp} \left(\lambda v_0 - v_0 (\lambda - 1) - \frac{\pi n}{30} R_{ид} \right) = K_1; \quad (49)$$

$$6\tau_z \frac{\pi n}{30} r_0 r_{cp} = K_2.$$

Тогда с учетом выражения (10) для определения l получено:

$$l = \int \sqrt{\left[\left(R_{\text{ид}} + e - \sqrt{R_{\text{к}}^2 - r_0^2 \cos^2 \varphi} \right)^2 - \left(R_{\text{ид}} - r_0 \sin \varphi \right)^2 \right]} (K_1 + K_2 \sin \varphi) d\varphi. \quad (50)$$

Данный интеграл затруднительно решить аналитическими методами, для его решения использована формула прямоугольников [95]:

$$\int_a^b f(x) dx \approx \frac{b-a}{n} \left[y_{\frac{1}{2}} + y_{\frac{3}{2}} + \dots + y_{2n-\frac{1}{2}} \right], \quad (51)$$

где n – количество интервалов разбиения функции $f(x)$. В нашем случае удовлетворительную точность обеспечивают 3 интервала и более;

$y_{\frac{1}{2}}, y_{\frac{3}{2}}, \dots, y_{2n-\frac{1}{2}}$ – значение функции $f(x)$ при x равно среднему значению аргумента в выбранном интервале.

При интегрировании (50) для зоны отставания пределы интегрирования следующие: $\pi/6; (\varphi_{\text{вх}} + \varphi_{\text{вых}})/2$, для зоны опережения – $(\varphi_{\text{вх}} + \varphi_{\text{вых}})/2; \pi/2$.

Согласно уравнению баланса мощностей (27):

$$N_{\text{в}} - N_{\tau} = \iint_{F_{\text{к}}} \tau_z v_{\text{вз}} dF - \iint_{F_{\text{к}}} \tau_{\varphi} v_{\varphi} dF - \iint_{F_{\text{к}}} \tau_z v_{\text{вз}} dF + \iint_{F_{\text{к}}} \tau_z v_z dF,$$

или

$$N_{\text{в}} - N_{\tau} = \iint_{F_{\text{к}}} \tau_z v_z dF - \iint_{F_{\text{к}}} \tau_{\varphi} v_{\varphi} dF = N_{\text{тп}} - N_{\tau\varphi}, \quad (52)$$

где $N_{\text{тп}}$ – полезная мощность сил трения скольжения,

$N_{\tau\varphi}$ – мощность сил трения скольжения, затрачиваемая при уширении заготовки.

Полезная мощность сил трения скольжения определяется:

$$N_{\text{тп}} = \iint_{F_{\text{оп}}} \tau_z v_z dF - \iint_{F_{\text{от}}} \tau_z v_z dF.$$

С учетом выражения для определения продольной составляющей скорости металла заготовки (16) получено:

$$N_{\text{тп}}^{\text{оп}} = 6\tau_{\text{zs}} v_0 r_{\text{ср}} \int_{\pi/6}^{(\varphi_{\text{вх}} + \varphi_{\text{вых}})/2} \int_0^l \lambda - \frac{(\lambda - 1)z^2}{l^2} dz d\varphi =$$

$$\begin{aligned}
&= 6\tau_{zs}v_0r_{cp} \int_{\pi/6}^{(\varphi_{\text{вх}}+\varphi_{\text{вых}})/2} \lambda - \frac{(\lambda-1)z^2}{l^2} d\varphi \Big|_0^l = \\
&= 2\tau_{zs}v_0r_{cp} \int_{\pi/6}^{(\varphi_{\text{вх}}+\varphi_{\text{вых}})/2} (2\lambda+1)l d\varphi; \\
N_{\text{тп}}^{\text{от}} &= 6\tau_{zs}v_0r_{cp} \int_{(\varphi_{\text{вх}}+\varphi_{\text{вых}})/2}^{\pi/2} \int_0^l \left(\lambda - \frac{(\lambda-1)z^2}{l^2} \right) dz d\varphi = \\
&= 6\tau_{zs}v_0r_{cp} \int_{(\varphi_{\text{вх}}+\varphi_{\text{вых}})/2}^{\pi/2} \lambda - \frac{(\lambda-1)z^2}{l^2} d\varphi \Big|_0^l = \\
&= 2\tau_{zs}v_0r_{cp} \int_{(\varphi_{\text{вх}}+\varphi_{\text{вых}})/2}^{\pi/2} (2\lambda+1)l d\varphi.
\end{aligned}$$

Так как длина очага деформации l в общем случае зависит от угловой координаты φ , решить данные интегралы можно только с привлечением численных методов, то есть с использованием выражения (51).

Для получения еще более простого решения принято допущение, что длина очага деформации не зависит от угловой координаты. Тогда в первом приближении составляющие уравнения энергетического баланса определяются как:

$$\begin{aligned}
N_{\text{вн}} &= r_{cp}\tau_{sc}\pi S_{cp} \left\{ \frac{a_2}{\sqrt{a_1}} \ln \left[\sqrt{1 + \frac{a_1}{a_2} l^2} + l \sqrt{\frac{a_1}{a_2}} \right] + l\sqrt{a_2 + a_1 l^2} \right\}; \\
N_0 &= \sigma_0 v_0 S_0; \\
N_1 &= \sigma_1 v_1 S_1; \\
N_{cp} &= 3\tau_{s0} l r_{cp} S_{cp} \left\{ \frac{a_2}{\sqrt{b_2}} \ln \left[\sqrt{1 + \frac{b_2}{a_2} \left(\frac{\pi}{3}\right)^2} + \frac{\pi}{3} \sqrt{\frac{b_2}{a_2}} \right] + \frac{\pi}{3} \sqrt{a_2 + b_2 \left(\frac{\pi}{3}\right)^2} \right\} \quad (53) \\
N_{\tau\varphi} &= \tau_{\varphi c} \pi r_{cp}^2 \left[\frac{\pi n l^2}{60 S_{cp}} \left(1 + \frac{S_{cp}}{r_{cp}} \right) - \frac{\Delta r_{\text{вн}} l}{t_l S_{cp}} + v_0 (\lambda - 1) \right]; \\
N_{\text{тп}}^{\text{оп}} &= \tau_{zs} v_0 r_{cp} l (2\lambda + 1) \left(\varphi_{\text{вх}} + \varphi_{\text{вых}} - \frac{\pi}{3} \right),
\end{aligned}$$

$$N_{\text{ТП}}^{\text{от}} = \tau_{\text{зс}} v_0 r_{\text{ср}} l (2\lambda + 1) (\pi - \varphi_{\text{вх}} - \varphi_{\text{вых}}).$$

С учетом (52) уравнение энергобаланса для первой клетки (27):

$$N_{\text{ТП}}^{\text{оп}} + N_1 - N_{\text{ТП}}^{\text{от}} - N_{\text{вн}} - N_0 - N_{\text{ср}} - N_{\tau\varphi} = 0, \quad (54)$$

С использованием выражений (53) составляющих уравнения энергобаланса была, в частности, получена зависимость влияния величины обжатия по наружному диаметру $\Delta d/d_0$ на скорость выхода трубы из клетки при различных коэффициентах трения, представленная на рисунке 19.

Помимо этого, с помощью уравнения энергетического баланса можно определить другие неизвестные величины, такие как, критический угол, энергосиловые параметры, уточнить кинематические характеристики процесса и т.п. При этом наибольший интерес представляет критический угол, в нашем случае характер расположения зон отставания и опережения определяется полярным критическим углом (рисунок 18).

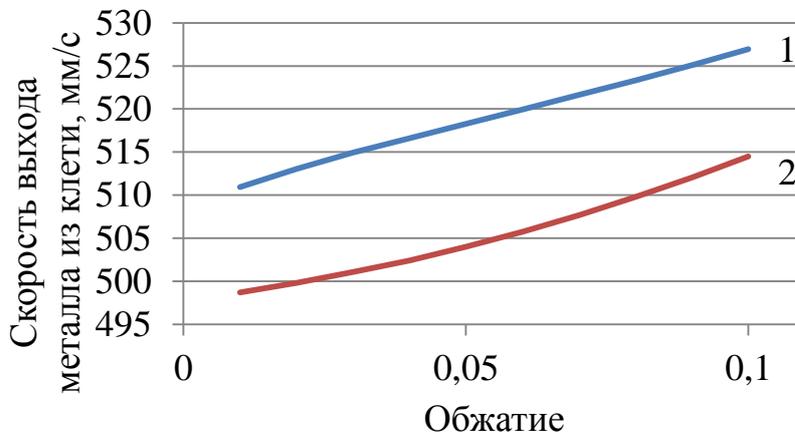


Рисунок 19 – Зависимость скорости выхода трубы из клетки от величины обжатия по наружному диаметру: 1 – без использования смазочных материалов на контактной поверхности; 2 – с применением графитовой смазки на контактной поверхности

Также следует отметить, что решения интегральных выражений составляющих энергобаланса получены численным методом с некоторыми

допущениями. Это вносит определенную погрешность. В частности основным допущением при расчетах является то, что длина очага деформации l принята константой, не зависящей от координаты φ .

Уравнение энергобаланса в общем виде для любой клетки определяется:

$$(N_{\tau\Pi}^{\text{оп}} - N_{\tau\Pi}^{\text{от}} - N_{\text{вн}} - N_{\text{ср}} - N_{\tau\varphi})_i + N_i - N_{i-1} = 0. \quad (55)$$

Для получения уравнения энергобаланса для всего непрерывного стана необходимо просуммировать уравнения (55) для каждой клетки:

$$\sum_{i=0}^n (N_{\tau\Pi}^{\text{оп}} - N_{\tau\Pi}^{\text{от}} - N_{\text{вн}} - N_{\text{ср}} - N_{\tau\varphi})_i + N_i - N_{i-1} = 0,$$

где n – количество клеток стана.

Так как напряжение заднего натяжения i -ой клетки будет равно напряжению переднего натяжения $(i - 1)$ -ой клетки, а скорость входа металла заготовки в i -ую клетку равна скорости выхода из $(i - 1)$ -ой клетки, то мощности передних и задних натяжений сокращаются. При рассмотрении безоправочной прокатки на редуционном стане, необходимо иметь ввиду отсутствие заднего натяжения в первой клетки и переднего в последней. Тогда уравнение энергобаланса для всего непрерывного стана безоправочной прокатки примет вид:

$$\sum_{i=0}^n (N_{\tau\Pi}^{\text{оп}} - N_{\tau\Pi}^{\text{от}} - N_{\text{вн}} - N_{\text{ср}} - N_{\tau\varphi})_i = 0. \quad (56)$$

В данном уравнении $(n+1)$ неизвестных – скорости выхода металла из клеток и скорость входа металла в первую клетку. С учетом закона постоянства секундных объемов можно записать:

$$v_0 F_0 = v_1 F_1 = \dots = v_n F_n. \quad (57)$$

Данное условие сокращает количество неизвестных до одного: скорости входа металла в первую клетку.

Так как заднее натяжение в первой клетки и переднее – в последней отсутствуют после определения v_0 решение уравнения (55) последовательно для каждой клетки позволяет определить величины межклетевых натяжений.

2.4 Равновесие сил в очаге деформации

Условие равновесия очага деформации в продольном направлении позволяет определить усилие прокатки. Преимущество такого метода определения энергосиловых параметров в том, что он позволяет выразить среднее контактное давление в явном виде. Для случая прокатки труб в трехвалковом калибре условие равновесия выглядит следующим образом (рисунок 20):

$$\sum_i Z_i = \sum_{j=1}^3 P_{zj} + \sum_{j=1}^3 F_{zj}^{\text{от}} + \sum_{j=1}^3 F_{zj}^{\text{оп}} + T_0 + T_1 = 0, \quad (58)$$

где P_z – проекция усилия прокатки на продольную ось z ;

$F_{zj}^{\text{от}}$ – проекция на продольную ось силы трения в зоне отставания;

$F_{zj}^{\text{оп}}$ – проекция на продольную ось силы трения в зоне опережения;

T_0 – усилие заднего натяжения;

T_1 – усилие переднего натяжения.

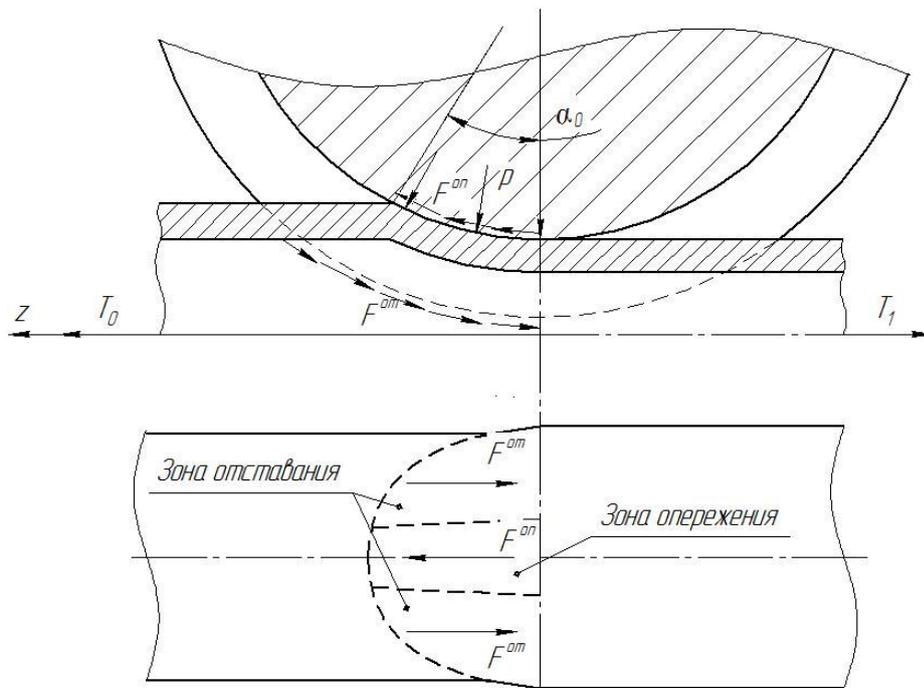


Рисунок 20 – Схема действующих сил в очаге деформации

С учетом того, что калибр имеет три оси симметрии уравнение (58) примет вид:

$$T_0 + T_1 + 3(P_z + F_{zj}^{\text{оп}} + F_{zj}^{\text{от}}) = 0. \quad (59)$$

Согласно рисунку 20:

$$T_0 - T_1 + 3(P \sin \alpha - F^{\text{от}} \cos \alpha + F^{\text{оп}} \cos \alpha) = 0. \quad (60)$$

Для удобства расчетов целесообразнее перейти от рассмотрения сил к рассмотрению средне интегральных напряжений, действующим на площадках, к которым приложены эти силы, в соответствие с зависимостями:

$$\begin{aligned} T_0 &= \sigma_0 F_0; \\ T_1 &= \sigma_1 F_1; \\ F^{\text{от}} &= \tau_{zs} S_{\text{от}}; \\ F^{\text{оп}} &= \tau_{zs} S_{\text{оп}}; \\ P &= p S_{\text{к}}. \end{aligned} \quad (61)$$

где σ_0 , σ_1 – заднее и переднее натяжение трубы соответственно, которые определяются из уравнения энергетического баланса процесса (54);

S_0 , S_1 – площади поперечного сечения трубы на входе и выходе из очага деформации соответственно;

$S_{\text{от}}$, $S_{\text{оп}}$ – площади зон отставания и опережения соответственно;

$S_{\text{к}}$ – площадь контактной поверхности;

p – контактное давление металла на поверхность валка.

Отсюда:

$$\sigma_0 S_0 - \sigma_1 S_1 + 3 \left(p S_{\text{к}} \sin \alpha_0 / 2 - \tau_{zs} S_{\text{от}} \cos \alpha_0 / 2 + \tau_{zs} S_{\text{оп}} \cos \alpha_0 / 2 \right) = 0. \quad (62)$$

Выразив p , можно получить:

$$p = \frac{\sigma_1 S_1 - \sigma_0 S_0 + 3(S_{\text{от}} - S_{\text{оп}}) \tau_{zs} \cos \alpha_0 / 2}{3 S_{\text{к}} \sin \alpha_0 / 2}, \quad (63)$$

2.5 Численная реализация математической модели процесса

В связи с тем, что редуционно-растяжные станы являются многоклетьевыми станами, и количество клеток может быть более 30, непосредственное решение полученной математической модели представляется затруднительным. Наиболее рациональным в данном случае будет использование возможностей современных электронно-вычислительных машин. Поэтому математическая модель была реализована численными методами в виде автоматизированной методики расчета.

Автоматизированная методика расчета включает следующие основные этапы работы:

- ввод исходных данных;
- формирование таблиц технологических режимов;
- математическое моделирование процесса.

В качестве исходных данных для расчета приняты следующие параметры: наружный диаметр, длина и толщина стенки готовой трубы и трубы-заготовки, частота вращения валков первой клетки, начальная температура заготовки и материал. Формирование таблиц технологических режимов происходит по предварительно загруженной базе данных используемых систем калибров и режимов обжатий. Основным расчетным параметром является скоростной режим редуцирования, расчет которого включает в себя определение коэффициентов вытяжки и катающих диаметров по клетям редуционного стана.

Математическое моделирование процесса осуществляется численным методом, то есть расчет составляющих энергобаланса производится с использованием интегральных формул (28), (33), (34), (35), (40) и (52). В качестве начальных приближений скорости входа металла в первую клетку стана приняты значения проекций окружной скорости валка в вершине ручья и по диаметру бочки на продольную ось:

$$v_0' = \frac{\pi n_1}{30} \sqrt{R_6^2 - l_1^2};$$

$$v_0'' = \frac{\pi n_1}{30} \sqrt{R_{\text{Верш}}^2 - l_1^2}.$$
(64)

Коэффициенты межклетевых пластических натяжений определяются по следующей зависимости:

$$z_i = \frac{N_i}{\sigma_{si} F_i v_i}.$$
(65)

Общий алгоритм реализации математической модели представлен на рисунке 21.

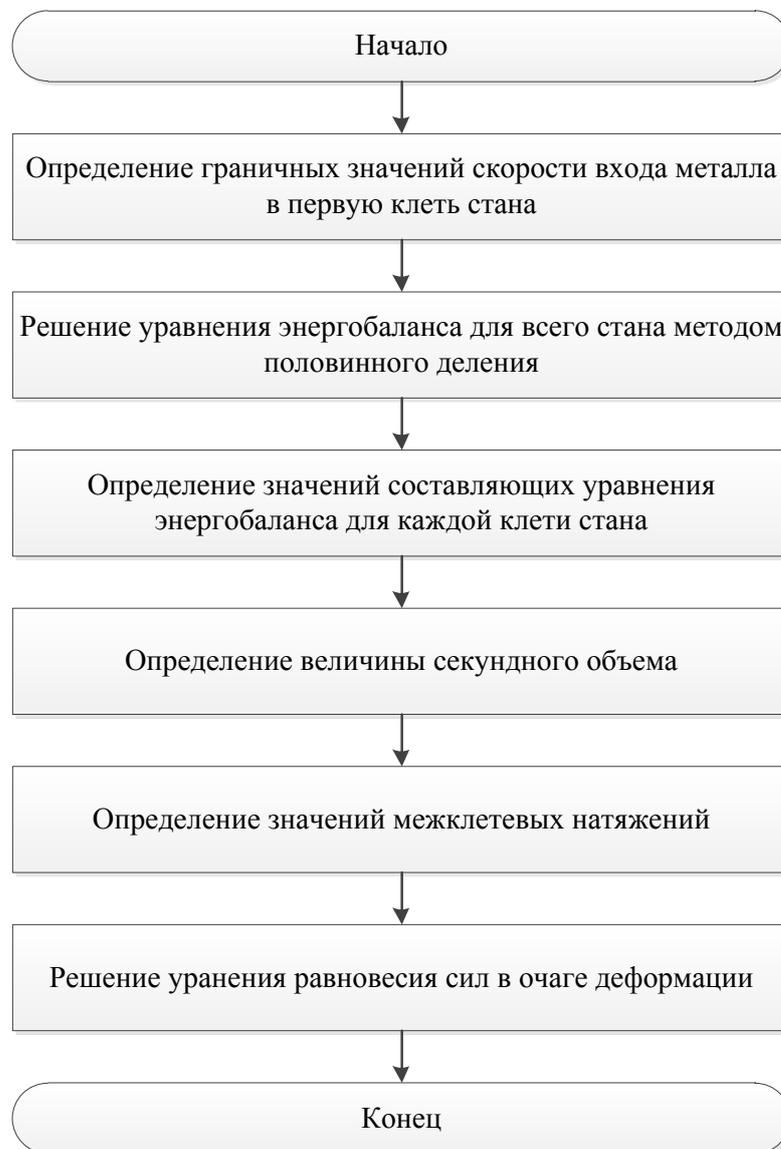


Рисунок 21 – Блок-схема реализации математической модели

В связи с тем, что численная реализация математической модели с использованием интегральных характеристик не требует больших временных затрат помимо ранее выведенных составляющих энергобаланса в автоматизированной методике расчета также были учтены следующие дополнительные мощности:

– мощность сил трения, подводимая валками в направлении ρ :

$$N_{v\rho} = \int_{F_k} \tau_\rho v_{v\rho} dF; \quad (66)$$

– мощность сил трения скольжения в направлении ρ :

$$N_{\tau\rho} = \int_{F_k} \tau_\rho (v_{v\rho} - v_{\rho\text{ВН}}) dF; \quad (67)$$

– мощность сил трения, подводимая валками в направлении φ :

$$N_{v\varphi} = \int_{F_k} \tau_\varphi v_{v\varphi} dF. \quad (68)$$

Данные составляющие имеют место, так как в цилиндрической системе координат окружную скорость валка в общем случае можно разложить на три составляющие: v_{vz} , $v_{v\rho}$ и $v_{v\varphi}$.

Численная реализация позволяет исключить часто используемое допущение о среднем диаметре трубы, а рассчитывать диаметр трубы на выходе из клетки в зависимости от рассматриваемого полярного угла по зависимости (8), а также основное допущение аналитических зависимостей составляющих энергобаланса о не зависимости длины очага деформации от координаты φ .

Нахождение значений интегралов осуществлялось с использованием метода Ньютона-Котеса, а решение уравнения энергетического баланса для всего стана методом половинного деления [97].

2.6 Численное исследование математической модели

С целью проверки адекватности разработанной математической модели проведено численное исследование с использованием различных исходных данных.

2.6.1 Исследование случая прокатки в одной клетке

Численное исследование математической модели производилось для случая прокатки трубы в трехвалковом калибре, размеры которого и прочие параметры осуществления численного эксперимента представлены в таблице 2, при этом приняты характеристики материала – свинца.

Таблица 2 – Параметры исследуемой калибровки

№ п/п	Параметр	Значение	Размерность
1	Диаметр калибра	39,61	мм
2	Высота калибра	18,75	мм
3	Ширина калибра	20,86	мм
4	Овальность	1,112	
5	Идеальный диаметр валков	169	мм
6	Температура заготовки	20	°С
7	Частота вращения валков	5	об/мин

С использованием автоматизированной методики расчета определялась скорость выхода металла трубной заготовки из клетки при различных значениях обжатия. Результаты расчета представлены в таблице 3.

С использованием методики расчета изменения средней толщины стенки трубы В.В. Швейкина и Г.Я. Гуна [31] была определена скорость выхода металла трубы из клетки для рассмотренного выше случая. Результаты представлены на рисунке 22.

Таблица 3 – Результаты расчета

Обжатие, %	Скорость выхода металла из клетки, мм/с	
	Без натяжения	С натяжением $z=0,5$
0,5	34,77	35,7
1	34,68	35,57
1,5	34,82	35,66
2	34,76	35,76
2,5	34,98	35,92
3	34,65	35,73
3,5	35,19	35,82
4	35,4	35,98
4,5	35,61	36,1
5	35,72	35,9

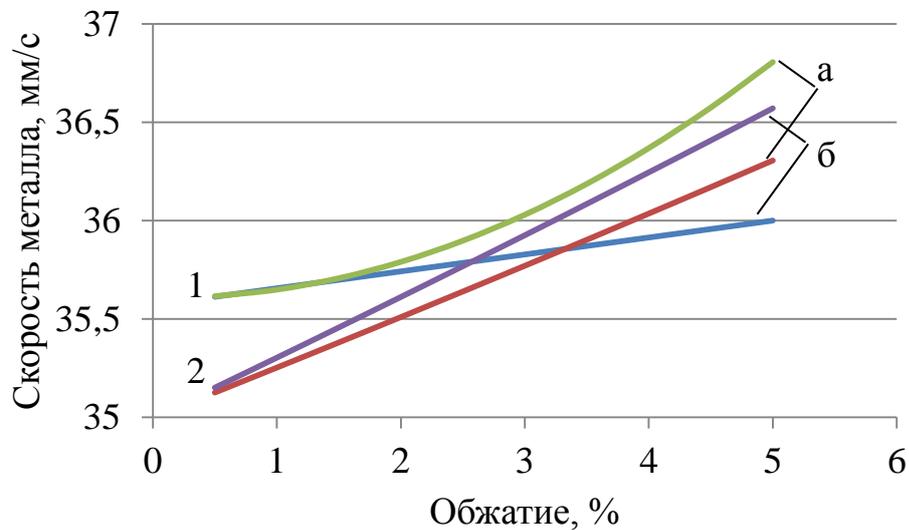


Рисунок 22 – Зависимость скорости выхода металла от величины обжатия рассчитанная по разработанной математической модели (1) и методике Швейкина (2): а – без натяжения; б – с натяжением

Как видно из рисунка 22, при отсутствии межклетевого натяжения скорость выхода металла из клетки прямо пропорционально обжатию по наружному

диаметру, при этом интенсивность изменения при расчете по методике Швейкина выше. При прокатке с натяжением характер кривых разный: по методике Швейкина – линейный, по математической модели – степенной. Следует отметить, что наибольшее расхождение результатов наблюдается при малых значениях обжатия (до 2 %).

2.6.2 Исследование случая прокатки в группе клетей

Разработанная математическая модель процесса редуцирования позволяет определить величину межклетевого натяжения на основе энергетического баланса при заданном скоростном режиме валков редуциционного стана. Существующие на данный момент методики определения пластических коэффициентов межклетевых натяжений основы в большей степени на эмпирических зависимостях.

Скоростной режим рассчитывается из закона постоянства секундных объемов. Для его расчета достаточно иметь информацию об изменении средней толщины стенки и наружного диаметра, величине катающего диаметра и величине вытяжки. Коэффициент вытяжки определяется одинаково во всех проанализированных методиках из соотношения площадей поперечных сечений трубы на входе и выходе очага деформации, изменение наружного диаметра зависит от применяемой калибровки и режима обжатий. Для определения катающего диаметра и изменения средней толщины стенки существует множество методик.

Подробный анализ методик расчета средней толщины стенки при редуцировании труб с натяжением произведен в работах [38, 48]. Математические зависимости для определения средней толщины стенки получены двумя методами: инженерным (методом решения упрощенных уравнений равновесия и условий пластичности) и вариационным. Для решений, полученных на основе инженерного метода, характерны ограничения, налагаемые самим методом, сужающие границы их применения и вынуждающие вводить различные

поправочные коэффициенты, которые делают их полуэмпирическими. Математические зависимости, связывающие натяжение и толщину стенки, определенные вариационными методами, основаны на более общей постановке задачи и являются более универсальными.

Из представленных в работах методик, можно выделить следующие:

1. Методика В.П. Анисифорова, учитывающая предочаговую деформацию;
2. Методика А.А. Шевченко и В.А. Юргеленаса с поправкой Г.И. Гуляева, позволяющая учитывать количество валков, образующих калибр в клети редуционного стана;

3. Методика Г.И. Гуляева и П.Н. Ившина, разработанная на основе известных зависимостей механики сплошных сред, являющаяся наиболее универсальной.

Катающий диаметр валков D_k определяется точкой, имеющей окружную скорость равную скорости выхода металла из калибра. Он необходим для расчета скоростного режима.

В работе [48] предлагается рассчитывать катающий диаметр с учетом энергосиловых параметров: крутящего момента M и давления на валки q .

В работе [34] аналитически получена зависимость катающего диаметра от величины $\theta_{к.л.}$, характеризующей положение нейтральной линии и поэтому данная зависимость наиболее корректно определяет катающий диаметр.

Для оценки величины межклетевых натяжений при прокатке труб наружным диаметром 73 мм и толщиной стенки 5,5 мм из труб наружным диаметром 152 мм и толщиной стенки 6 мм были рассчитаны скоростные режимы по различным методикам. Принятые для расчета режим обжатий, калибровка и полученные скоростные режимы представлены в таблице 4.

Таблица 4 – Результаты расчета скоростного режима

№ клетки	Диаметр калибра, мм	Диаметр валков, мм	Скоростные режимы, об/мин		
			I	II	III
1	149,68	380	50,0	50	50
2	143,15	380	50,6	50,5	53,1
3	135,38	380	52,1	51,3	56,9
4	128,03	380	55,4	53,8	60,4
5	121,08	380	59,3	56,3	63,4
6	114,5	380	62,8	59,1	66,7
7	108,29	330	79,5	74,7	84,1
8	102,41	330	84,4	78	88,3
9	96,85	330	89,6	81,8	92,9
10	91,59	330	95,4	85,9	97,6
11	86,62	330	101	90,2	102,6
12	81,83	330	105,8	94,9	108
13	78,49	330	109,2	97,4	112,5
14	75,98	330	111,7	101,1	116,3
15	74,83	330	112,9	102,3	119,3
16	74,08	330	113,8	103,2	122

Результаты расчета величины коэффициента межклетевого натяжения, определяемого как отношение натяжения к величине сопротивления деформации σ_i/σ_s , с использованием разработанной математической модели представлены на рисунке 23.

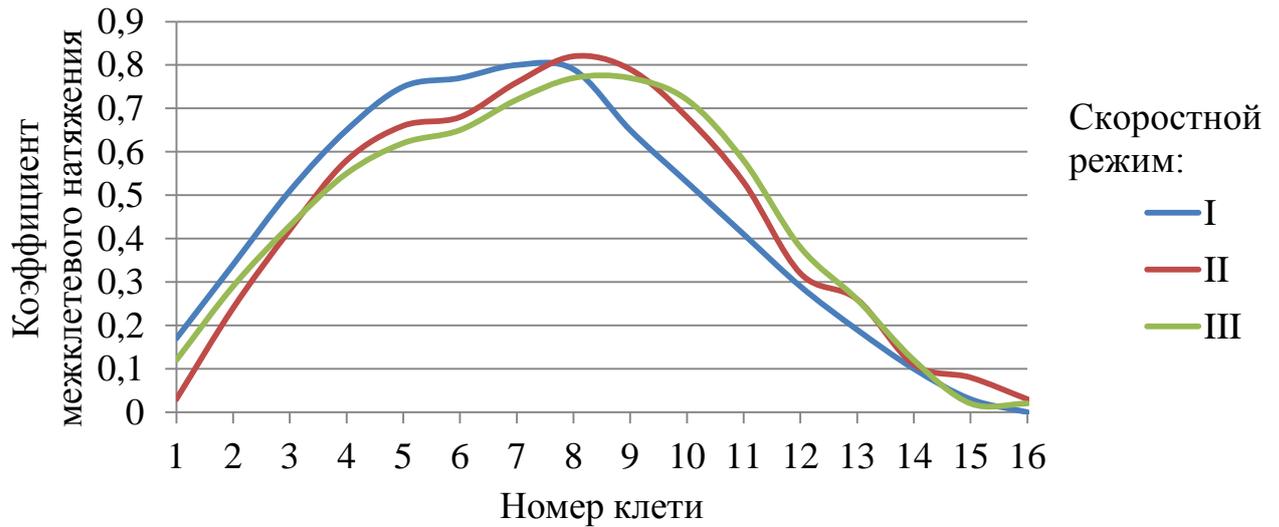


Рисунок 23 – Изменение межклетевого натяжения по клетям стана при различных скоростных режимах

Для исследования влияния различных факторов на основные параметры редуцирования выбран третий скоростной режим.

Влияние толщины стенки подката. При неизменном скоростном режиме и режиме обжатый рассчитывалась величина межклетевых натяжений для следующих значений толщины стенки подката: 5; 5,5; 6; 6,5 и 7 мм (рисунок 24).

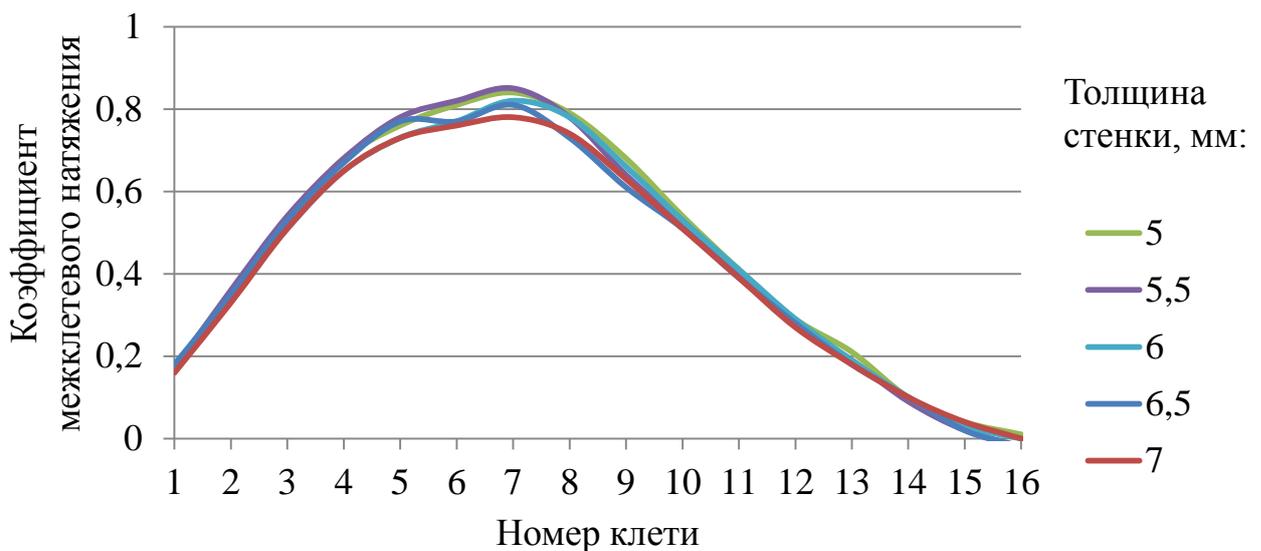


Рисунок 24 – Распределение межклетевых натяжений по клетям стана при различных толщинах стенки подката при прочих равных условиях

Анализ полученных результатов показал, что для рассматриваемого случая прокатки распределение вытяжек по клетям и суммарная вытяжка остаются неизменными, также в исследуемом диапазоне толщин стенок утонение стенки остается постоянным.

Как видно из рисунка 24, различие в величине межклетевых натяжений наблюдается в средней группе клеток, а именно, с 4-ой по 10-ю клеть, что обусловлено достижением максимальных значений в этом диапазоне. Причем разница между крайними значениями для стенок 5 и 7 мм составляет 0,5.

Влияние коэффициента трения. Коэффициент трения (по закону Зибеля) варьировался следующим образом: 0,3; 0,4; 0,5; 0,6 и 0,7. Значения коэффициентов трения больше 0,4 использованы для проверки работоспособности модели и более наглядного представления результатов.

С увеличением коэффициента трения возрастает коэффициент вытяжки, а следовательно, происходит большее утонение стенки трубы, так, при коэффициенте трения 0,5 вытяжка в 1,16 раза больше, чем при коэффициенте трения 0,3.

Также происходит существенное перераспределение межклетевых натяжений, представленное на рисунке 25. При этом средний коэффициент межклетевых натяжений изменяется незначительно.

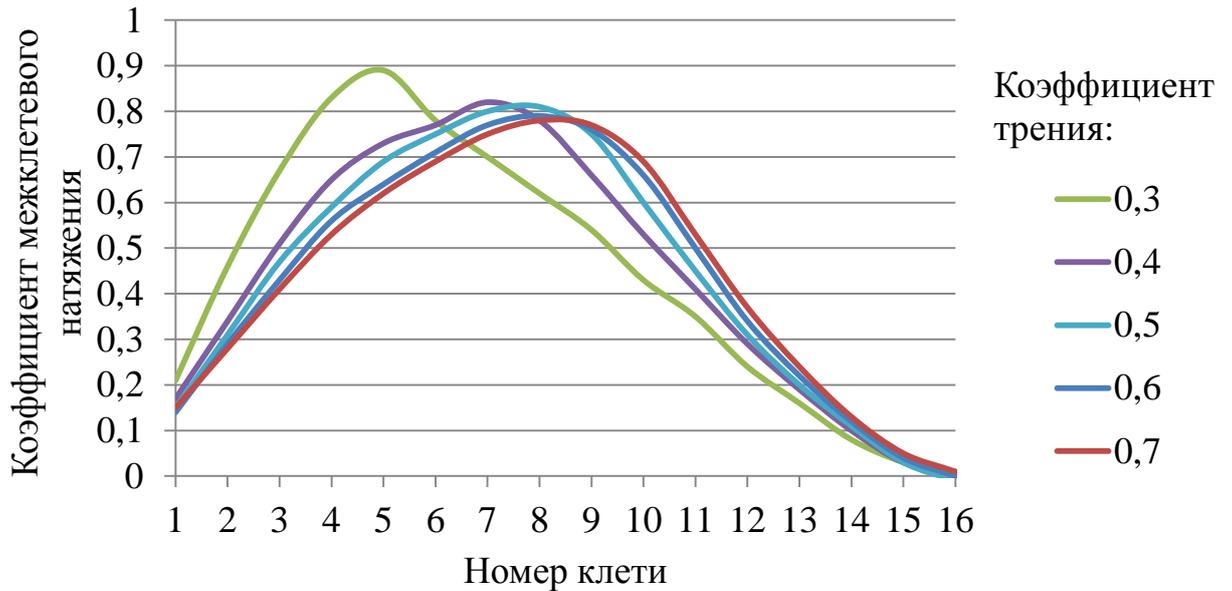


Рисунок 25 – Распределение межклетевых натяжений по клетям стана при различных коэффициентах трения

Как видно из рисунка 25, с увеличением коэффициента трения максимум межклетевых натяжений смещается вправо, то есть к последним клетям средней группы. Такой эффект обусловлен изменением положения нейтральной линии.

При коэффициенте трения 0,3 увеличивается мощность активных сил трения по сравнению с большим значением коэффициента трения, соответственно происходит рост зоны отставания (рисунок 26а), что приводит к уменьшению межклетевых натяжений и вытяжки трубы.

При коэффициенте трения 0,7 наблюдается противоположный эффект за исключением того, что во всех клетях стана присутствуют как зоны опережения, так и зоны отставания (рисунок 26б).

Следует отметить, что анализ результатов численного исследования показал, что при коэффициенте трения меньше 0,3 может наблюдаться пробуксовка валков по поверхности трубы.

Схемы очагов деформации, представленные на рисунке 26, получены путем решения уравнений (11) и (42).

Таким образом, коэффициент трения является одним из наиболее существенных параметров, влияющим на протекание процесса редуцирования.

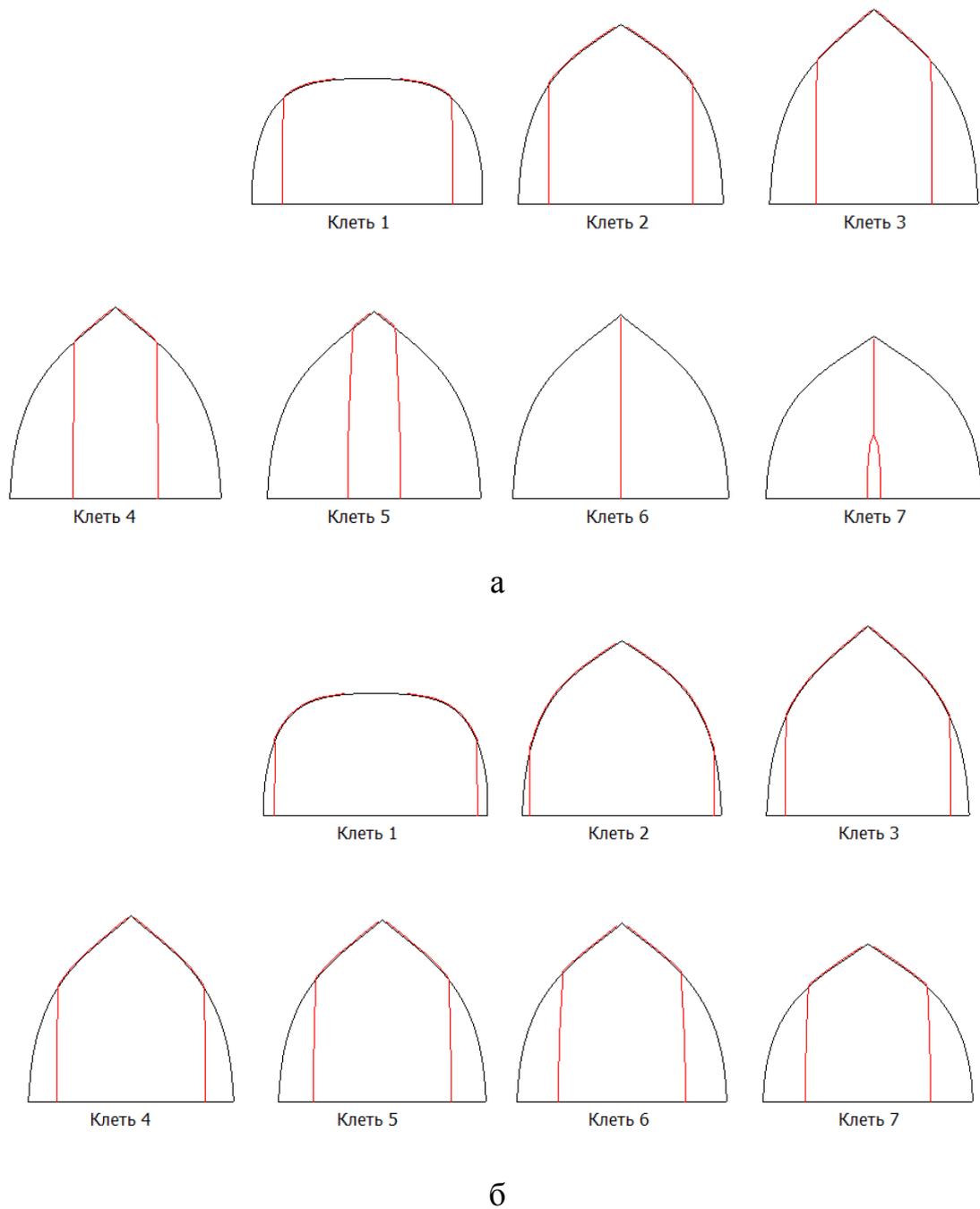


Рисунок 26 – Схема очага деформации первых семи клеток с нанесенной нейтральной линией при коэффициенте трения: а – 0,3; б – 0,7

Влияние материала трубы. Исследовано влияние марки стали на сопротивление деформации, вытяжку, силовые параметры и межклетевые натяжения. Для анализа были выбраны две марки стали 20Х13 и сталь 10, при этом коэффициент трения принят равным 0,38, деформационно-скоростные

режимы остались прежними. Свойства сталей задавались в виде реологических коэффициентов, учитывающих изменение сопротивление деформации от скорости, степени и температуры деформации.

Значения межклетевых натяжений, вытяжка и утонения стенки трубы для рассматриваемых марок стали отличаются несущественно (частота вращения валков оставалась постоянной). Распределение межклетевого натяжения по клетям стана представлено на рисунке 27.

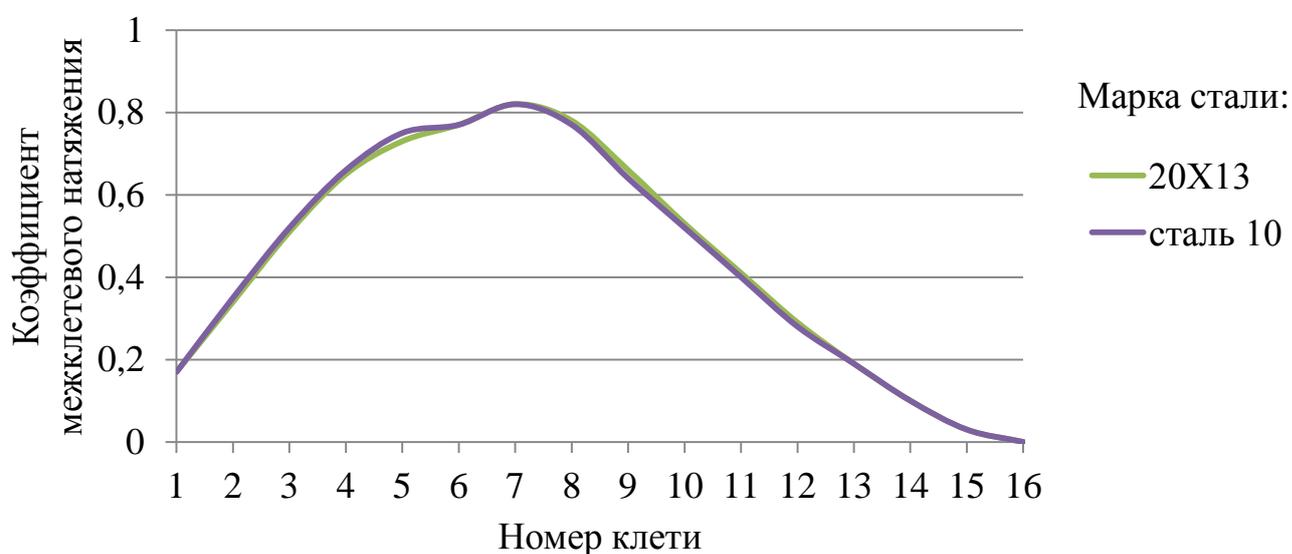


Рисунок 27 – Распределение межклетевых натяжений по клетям стана для различных марок стали

Гораздо более существенное влияние прокатываемый материал оказывает на энергосиловые параметры. В частности на сопротивление деформации (рисунок 28), а, следовательно, на усилие и момент прокатки.

Рост контактного давления в последних клетях обусловлен понижением температуры металла и малой площадью контакта металла с поверхностью валков и меньшими значениями натяжения.

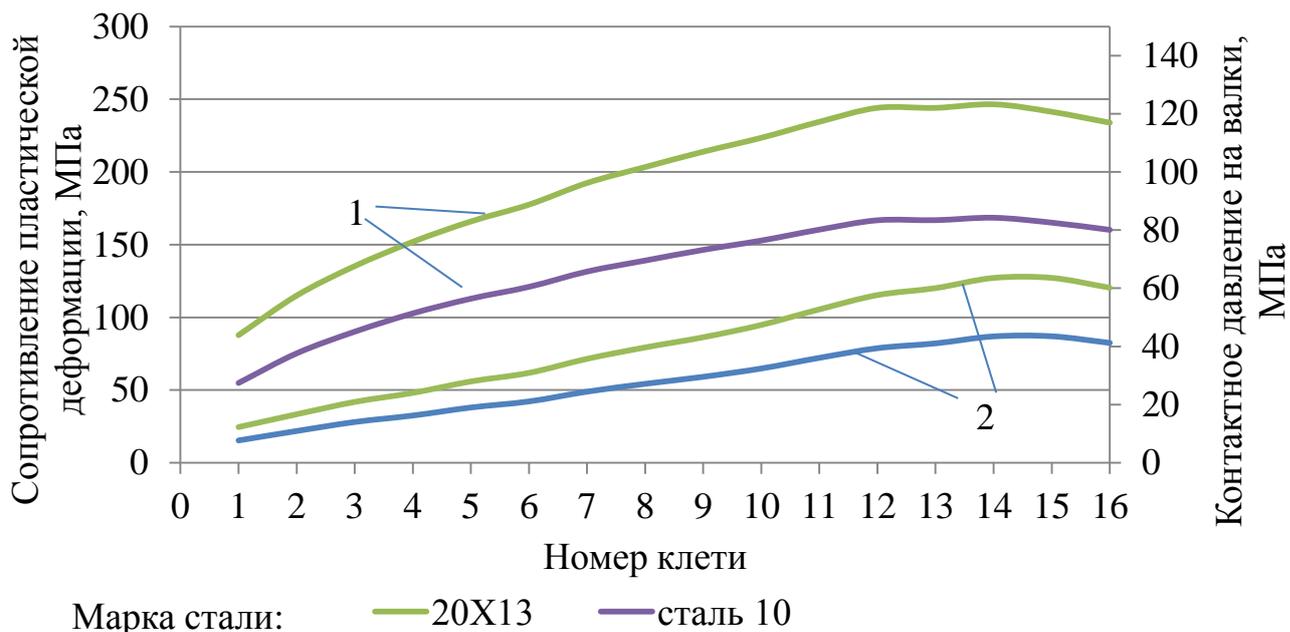


Рисунок 28 – Изменение сопротивления деформации (1) и контактного давления на валки (2) по клетям стана для марок стали 20X13 и 10

Влияние температуры редуцирования. Исследованы следующие температуры нагрева металла перед редуцирующим станом: 800, 850, 900, 950, 1000, 1050 и 1100 °С (рисунок 29).

Изменение температуры в данном диапазоне оказывает небольшое влияние на распределение межклетевых натяжений (не более 2,5 %). Куда большее влияние температура нагрева подката оказывает на энергосиловые параметры (рисунок 30). Изменение температуры на 50 °С приводит к росту контактного давления на валки последней клетки, где наблюдается максимальное давление, от 18 до 25 %. При этом при редуцировании разброс температуры нагрева подката составляет 30-50 °С.

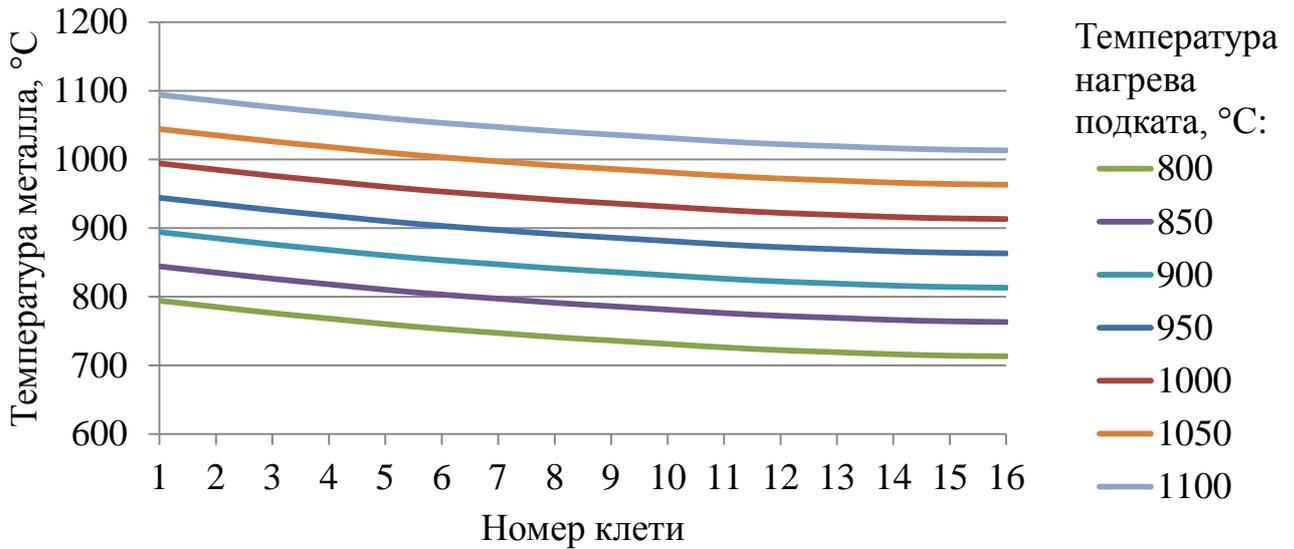


Рисунок 29 – Изменение температуры металла по клетям стана при различных исходных температурах

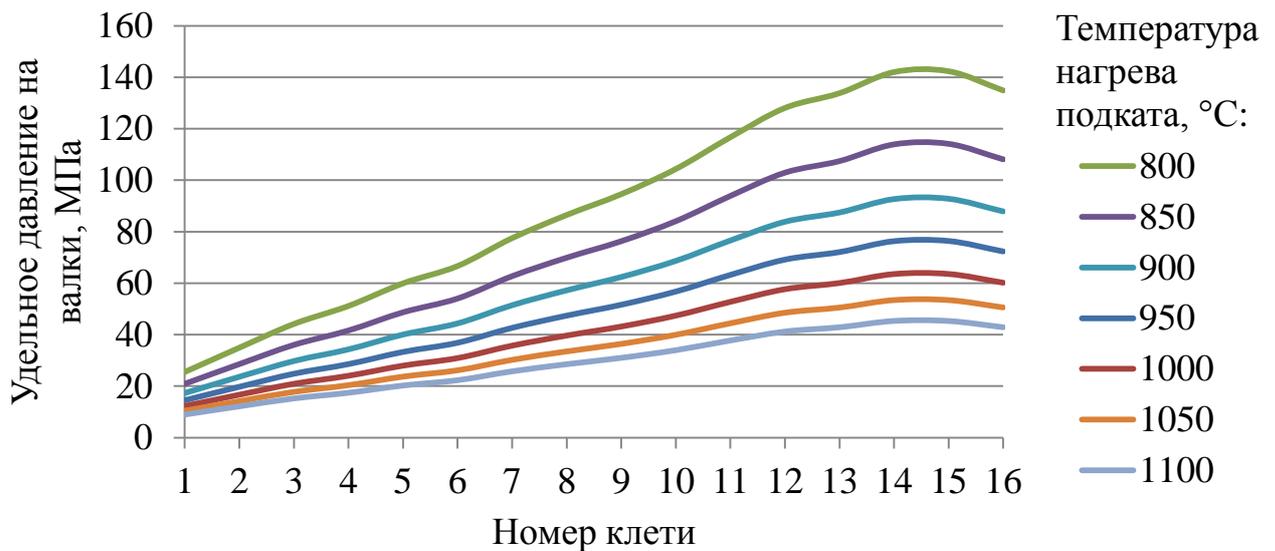


Рисунок 30 – Изменение контактного давления на валки по клетям стана при различных температурах нагрева подката для стали 20X13

Также следует иметь в виду, что температура нагрева оказывает большое влияние на среднее значение наружного диаметра готовой трубы, вследствие температурного расширения металла. При повышенной температуре конечный размер в холодном состоянии будет меньше, чем при нормальной температуре.

Таким образом, температура нагрева подката и реологические свойства металла также являются важными параметрами процесса редуцирования.

Рассчитанные значения межклетевых натяжений с использованием разработанной математической модели согласуются с известными методиками расчета технологических параметров процесса редуцирования. В математической модели принят ряд допущений:

1. Не учитывается величина внеочаговой деформации стали;
2. При решении уравнения энергетического баланса величина сопротивления металла пластической деформации усреднена по объему очага деформации;
3. Элементарный объем при определении мощностей процесса распространен на всю толщину стенки в связи с рассмотрением случая прокатки тонкостенных труб;
4. Длина очага деформации во всех случаях рассчитана по вершине калибра.

Выводы по главе 2

1. Разработана математическая модель процесса редуцирования труб в трехвалковых калибрах, включающая описание геометрии и кинематики очага деформации, а также решение уравнений энергетического баланса и равновесия сил, использование которой позволяет определять технологические параметры процесса и рассчитывать межклетевые натяжения трубы в частности, а также может быть использована как инструмент инженерного анализа;

2. Данную математическую модель сравнивали с результатами твердотельного моделирования в лицензионной САД системе трехмерного проектирования КОМПАС-3D, что показало достоверность полученных зависимостей для определения геометрических параметров очага деформации (погрешность менее 0,2 %);

3. Разработана автоматизированная методика расчета технологических параметров процесса редуцирования, позволяющая оперативно производить настройку редуционно-растяжного стана и корректировать режимы редуцирования с учетом величин межклетевых натяжений трубы по результатам измерения толщины стенки трубы готового размера или трубы-заготовки;

4. Проведено численное исследование процесса редуцирования с использованием разработанной математической модели для случаев прокатки в одной клетке, на основании которого получена зависимость скорости течения металла на выходе из клетки от величины обжатия, что позволяет оценить степень влияния контактного взаимодействия на протекание процесса редуцирования;

5. Численное исследование процесса редуцирования трубы в группе клеток показало, что наибольшее влияние на распределение межклетевых натяжений оказывает скоростной режим редуцирования и коэффициент трения;

6. Проведен научно-обоснованный анализ влияния температуры нагрева, свойств деформируемого материала и исходных размеров трубы-заготовки на распределение межклетевых натяжений, а также на энергосиловые и температурные параметры процесса.

3 ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА РЕДУЦИРОВАНИЯ ТРУБ

Качество труб готового размера в первую очередь складывается из их точности и комплекса механических свойств. Поэтому при экспериментальном исследовании процесса необходимо учитывать как деформационные процессы, так и процессы формирования свойств.

3.1 Экспериментальное исследование деформационных процессов

В виду наличия допущений (раздел 2.6.2) необходимо проведение физического моделирования процесса редуцирования труб для дополнительного подтверждения адекватности математической модели.

Наиболее существенными характеристиками процесса используемыми в математической модели являются сопротивление пластической деформации стали и коэффициент трения, которые могут быть определены только экспериментальным путем.

Таким образом, можно выделить следующие основные задачи экспериментального исследования:

1. Определение коэффициента трения при горячем редуцировании стали.
2. Проверка адекватности математической модели процесса редуцирования труб.

3.1.1 Определение коэффициента трения при редуцировании

В работе [98] показано, что коэффициент трения в значительной степени зависит от химического состава прокатываемой стали. При этом в доступных

литературных источниках не было найдено информации касательно величины коэффициента трения при горячей прокатке стали марки 20X13.

$$f = \left[6,25 \frac{(1 - \theta)}{(1 + \varepsilon)} \right] \left(\frac{d_0}{h_0} \right)^{\frac{3}{2}},$$

где θ – показатель бочкообразности;

ε – степень деформации;

d_0, h_0 – начальные диаметр и высота осажённых образцов.

Для определения коэффициента трения был использован метод осадки образцов, подробно изложенный в работе [98]. Сущность метода заключается в экспериментальном определении усилия осадки цилиндрических образцов, площади поверхности контакта и реального или условного предела текучести.

Проведение экспериментального исследования было совмещено с проведением исследования стали 20X13 на установке Gleeble 3800 (раздел 3.2.1), результаты которого подвергали численной обработке. Температура металла в процессе редуцирования изменяется от 1000 до 850 °С, поэтому коэффициент трения определяли для данного диапазона с шагом 50 °С. Материалом исследования служила сталь 20X13 промышленной выплавки, следующего химического состава: 0,22 % С; 0,56 % Мn; 0,57 % Si; 0,011 % Р; 0,003 % S; 13,5 % Cr; 0.17 % Ni; 0.18 % Cu. Цилиндрические образцы диаметром 10 мм и длиной 15 мм вырезались из горячекатаных труб вдоль направления прокатки. Материал инструмента – 40X, шероховатость поверхности Ra 3,2 мкм.

На рисунке 31 представлена полученная зависимость коэффициента трения от температуры деформации при прочих равных параметрах.

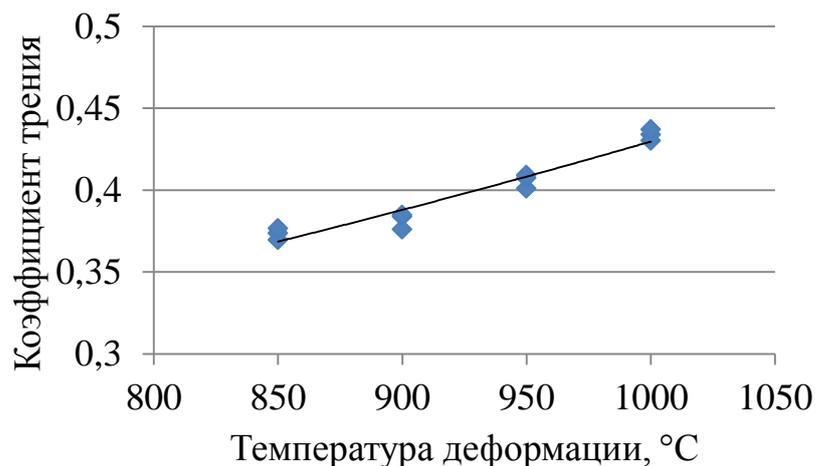


Рисунок 31 – Зависимость коэффициента трения от температуры деформации

Аппроксимация кривой в интервале температур от 1000 до 850 °C позволила получить зависимость:

$$f = 0,1545e^{0,001T}, \quad (69)$$

где f – коэффициент трения; T – температура деформации, °C.

Рассчитанный по данному выражению коэффициент трения при температурах 900 и 1000 °C принимает значения 0,38 и 0,42 соответственно. Данные значения подтверждаются другими исследованиями горячей деформации стали [99]. Также известен способ редуцирования в чередующихся приводных и неприводных клетях с применением брикетированной графитовой смазки [100], зависимость значения коэффициента трения при горячей деформации с использованием подобной смазки от температуры деформации приведена в работе [101].

3.1.2 Физическое моделирование процесса редуцирования труб

Физическое моделирование процесса редуцирования позволит проверить достоверность результатов расчета с использованием математической модели, то есть целью физического моделирования является определение соответствия скорости течения металла, получаемой в результате расчета, реальному значению продольной составляющей скорости металла в очаге деформации. Выбор данного

фактора для сравнения обусловлен тем, что в экспериментальных условиях определить напряжения, возникающие в металле трубы в процессе деформации, затруднительно. Поэтому правильность расчета межклетевых натяжений определялась по продольной составляющей скорости течения металла, поскольку именно рассогласование продольных скоростей валков смежных клетей приводит к возникновению продольных растягивающих напряжений.

3.1.2.1 Используемое оборудование

Физическое моделирование осуществлялось с использованием экспериментальной установки исследования процесса продольной прокатки труб ОАО «РосНИТИ», которая предназначена для исследования формоизменения металла, измерения энергосиловых параметров при продольной прокатки труб с учетом масштабного фактора. Экспериментальная установка представлена на рисунке 32.

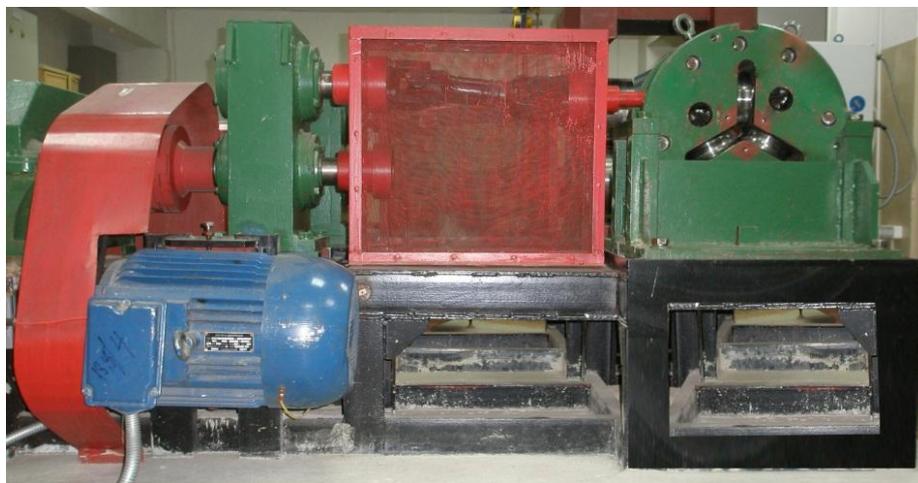


Рисунок 32 – ЭУ-ПППТ ОАО «РосНИТИ»

В состав механического оборудования входит (рисунок 33): рама, двигатель, клиноременная передача, редуктор, соединительная муфта, шестеренная клеть, шпиндели, трехвалковая прокатная клеть (со сборкой трехвалкового калибра по типу клетей «Kocks»).

Технические характеристики ЭУ-ПППТ.

двигатель:

- тип4A160 M4Y3; исп. M100;
- мощность, кВт.....18,5;
- частота вращения вала, об/мин1500;
- напряжение питания, В380.

редуктор.....1Ц2У-200-40-11У1;

передаточное соотношение

клиноременной передачи.....1,5;

тип шпинделя.....карданный вал, а/м ЗИЛ 157;

максимальный наружный

диаметр заготовки, мм.....40;

условный диаметр валков, мм.....170;

ширина валка, мм40;

количество валков3;

максимальный крутящий момент

на валок, кНм.....2,5;

максимальное усилие прокатки, кН.....80;

скорость прокатки, м/с.....0,198-0,209.

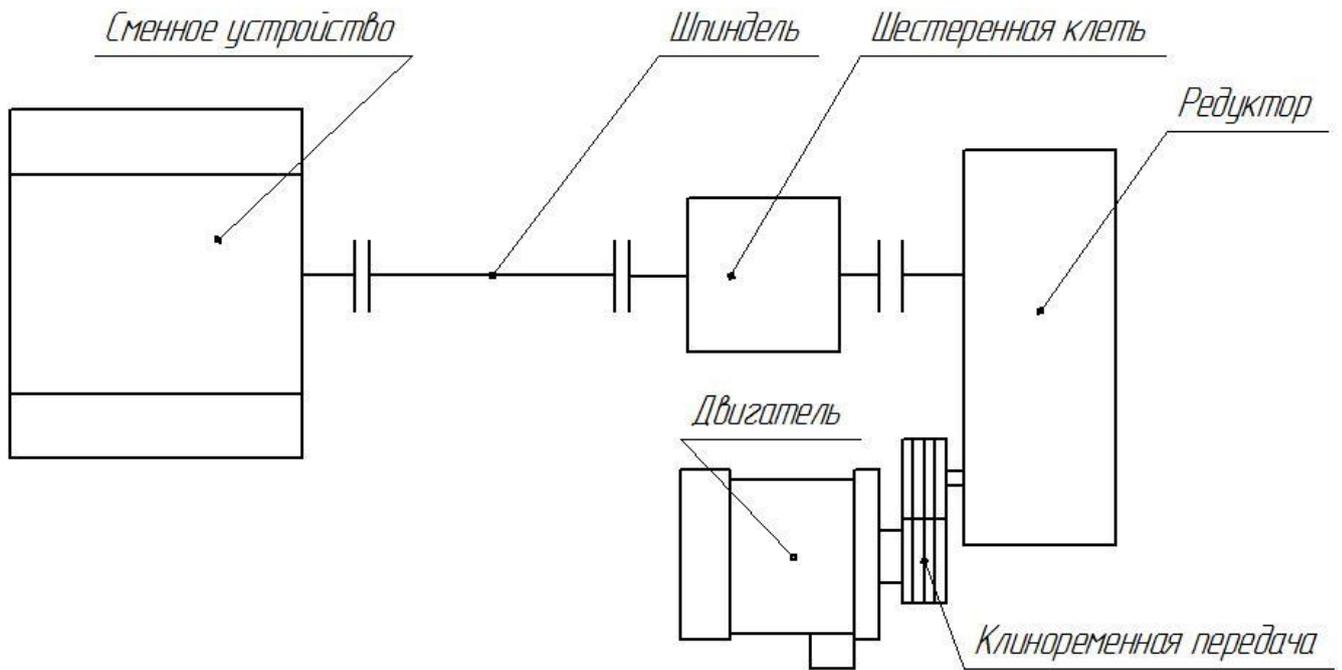


Рисунок 33 – Схема расположения оборудования ЭУ-ПППТ

Управление процессом обеспечивается посредством системы автоматизации, реализуемой на базе программируемого логического контроллера FX1N фирмы Mitsubishi Electric, Япония.

Для исследования использовались свинцовые заготовки, поскольку, как показано в работе [102], свинец при комнатной температуре является хорошим модельным материалом для изучения закономерностей поведения нагретой стали. Образцы изготавливали методом горячей разливки свинца в цилиндрические контейнеры с механической обработкой до следующих размеров: наружный диаметр 40 мм и 41,6 мм, толщина стенки 5 мм, длина 100 мм. В каждом опыте прокатывалось по три образца. Геометрические характеристики используемой калибровки валков представлены в таблице 2.

3.1.2.2 Программа эксперимента

Как было показано выше, наиболее важным фактором, влияющим на протекание процесса редуцирования, является коэффициент трения. Как известно [38], величина обжатия оказывает влияние не только на формоизменение металла, а также на величину межклетевых натяжений и длину утолщенных концов труб.

Поэтому для проведения экспериментального исследования в качестве изменяемых факторов были выбраны: коэффициент трения f , величина обжатия по наружному диаметру m и коэффициент переднего натяжения $z = \sigma_{\text{п}} / \sigma_{\text{с}}$. Эти факторы регулируемы, совместимы и не коррелированы.

За нулевые точки интервалов варьирования факторов приняты: $f=0,29$; $m=0,01$; $z=0$. Интервалы варьирования для каждого фактора составили: $\Delta f=0,09$; $\Delta m=0,03$; $\Delta z=0,5$. Так как диапазон изменения параметров незначительный в качестве математической модели процесса принят многочлен вида:

$$y = b_0 x_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3 + b_{12} x_1 x_2 + b_{23} x_2 x_3 + b_{13} x_1 x_3 \quad (70)$$

где $b_0, b_1, b_2, b_3, b_{12}, b_{23}, b_{13}$ – коэффициенты аппроксимации;

x_0, x_1, x_2, x_3 – варьируемые факторы, учитывающие линейные влияния выбранных параметров и эффект их взаимодействия;

y – выходное значение функции, коэффициент опережения.

Поскольку факторов три, принимая также во внимание цель исследования, для проведения эксперимента выбрана схема полного факторного эксперимента 2^3 .

Кодированные значения уровней факторов обозначены следующим образом:

x_1	+1	верхний уровень коэффициента трения ($f=0,38$)
	-1	нижний уровень коэффициента трения ($f=0,29$)
x_2	+1	верхний уровень обжатия ($m=0,01$)
	-1	нижний уровень обжатия ($m=0,05$)
x_3	+1	верхний уровень переднего натяжения ($z=0$)
	-1	нижний уровень переднего натяжения ($z=0,5$)

Значения коэффициента трения определены экспериментально (раздел 3.1.1).

Так как в полном факторном эксперименте реализуются все возможные сочетания уровней, то матрица планирования эксперимента примет вид, представленный в таблице 5.

Нижний уровень коэффициента трения достигался за счет нанесения графитовой смазки на поверхность валка, верхний – без использования смазки. Нижний уровень обжатия обеспечивался за счет использования заготовок наружным диаметром 40 мм, верхний – 41,6 мм. Верхний уровень переднего натяжения получен следующим образом. В передней части заготовки выполнялось отверстие, к которому через систему блока закреплялся груз, имеющий массу обеспечивающей требуемое натяжение (рисунок 34). При этом сила тяжести груза вызывала возникновение растягивающих напряжений в металле на выходе из клетки.

Таблица 5 – Матрица планирования эксперимента

№ опыта	X ₀	X ₁	X ₂	X ₃	X ₁ X ₂	X ₂ X ₃	X ₁ X ₃
1	+	+	+	+	+	+	+
2	+	+	+	–	+	–	–
3	+	+	–	+	–	–	+
4	+	+	–	–	–	+	–
5	+	–	+	+	–	+	–
6	+	–	+	–	–	–	+
7	+	–	–	+	+	–	–
8	+	–	–	–	+	+	+

Как отмечалось выше, искомым параметром является продольная составляющая скорости металла. В связи с отсутствием технической возможности фиксировать непосредственно скорость в ходе эксперимента определялась величина коэффициента опережения металла $i = v_{ME} / v_B$. Для его определения на поверхность ручья валка были нанесены поперечные риски с шагом 15 мм. После прокатки измерялось расстояние между отпечатками на поверхности образца. Коэффициент опережения вычислялся по формуле:

$$i = \frac{L_1}{L_B} - 1, \quad (71)$$

где L_1 – расстояние между отпечатками на поверхности прокатанного образца;
 L_B – расстояние между рисками, нанесенными на поверхность ручья валка.

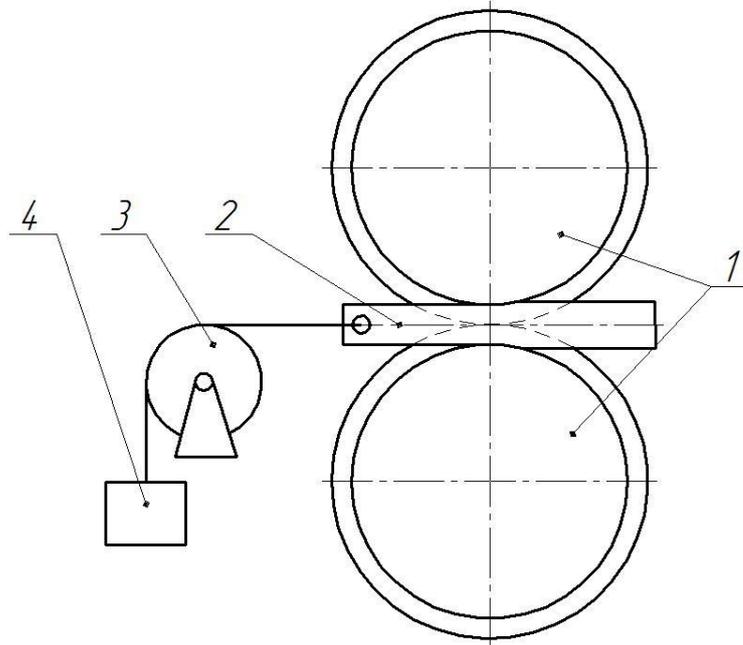


Рисунок 34 – Схема установки: 1 – прокатные валки; 2– деформируемая заготовка; 3 – блок; 4 – груз

3.2.3 Обработка результатов эксперимента

Полученные средние значения расстояния между отпечатками, рассчитанные коэффициенты опережения металла и скорость течения металла на выходе из клетки представлены в таблице 6.

Среднее значение расхождения результатов экспериментального (точки) и теоретического (кривые) исследования составило 4,5 %, а максимальное значение – 7 %, что говорит о адекватности работы математической модели (рисунок 35).

Таблица 6 – Результаты эксперимента

№ опыта	Коэффициент трения	Обжатие	Переднее натяжение	Расстояние между отпечатками, мм	Коэффициент опережения	Скорость металла, мм/с
1	0,29	0,01	0	15,00	0,000	35
2	0,29	0,01	0,5	15,03	0,002	35,1
3	0,29	0,05	0	15,46	0,008	35,3
4	0,29	0,05	0,5	15,12	0,030	36,1
5	0,38	0,01	0	15,26	0,017	35,6
6	0,38	0,01	0,5	15,30	0,020	35,7
7	0,38	0,05	0	15,77	0,029	36
8	0,38	0,05	0,5	15,43	0,051	36,8

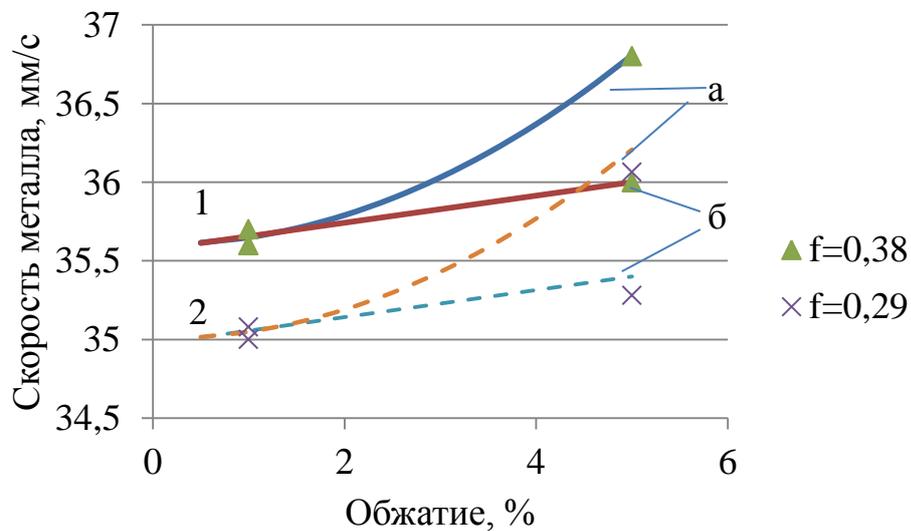


Рисунок 35 – Зависимость скорости течения металла от величины обжатия по наружному диаметру при коэффициенте трения 0,38 (1) и 0,29 (2) с натяжением (а) и без натяжения (б)

Вычисление коэффициентов уравнения регрессии (70) и данных для проведения дисперсионного анализа проведено по методике, изложенной в работе

[103]. Уравнения регрессии, после проверки коэффициентов на значимость, для выбранных критериев имеют вид:

$$i = -0,006 + 0,051f + 0,15\varepsilon - 0,008z + 0,323f\varepsilon + 1,028\varepsilon z + 0,007zf. \quad (72)$$

Погрешность рассчитанных значений по уравнениям регрессии не превышает 3 %

3.2 Экспериментальное исследование формирования свойств

Как отмечалось в разделе 1.3, существуют различные способы улучшения комплекса механических свойств сталей. В линии редуционного стана наиболее целесообразным является использование высокотемпературной термомеханической обработки, для осуществления которой необходимо отсутствие процессов рекристаллизации, как статической, так и динамической. С целью анализа процессов, протекающих при горячей пластической деформации стали 20X13, и разработки режимов осуществления ВТМО были проведены экспериментальные исследования на установке Gleeble и лабораторной установке ОАО «РосНИТИ».

3.2.1 Особенности пластической деформации стали 20X13

Сопrotивление деформации является одним из основных параметров, определяющим уровень и точность расчета энергосиловых параметров процессов обработки металлов давлением, в том числе и редуцирования.

В данной работе для определения величины сопротивления деформации использован комплекс GLEEBLE 3800 изготовленный фирмой Dinamic Systems, Inc. (США). Он позволяет при минимальных затратах времени и материальных ресурсов получить информацию о поведении металла и изменении его механических свойств в процессе деформации, что важно при разработке новых или корректировке уже существующих технологий.

Данный комплекс позволяет производить деформацию в широких интервалах температур и скоростей деформации. В настоящей работе проводились испытания на модуле Hydrowedge, который позволяет реализовать деформацию сжатием.

В данном модуле деформация осуществляется с помощью гидравлической системы, которая управляется при помощи промышленного компьютера и специального программного обеспечения. Нагрев осуществляется путем пропускания прямого электрического тока через тело образца, при мощности сварочного трансформатора 75кВА; это обеспечивает максимальную скорость нагрева до 3000 °C/с. Контроль нагрева осуществлялся хромель-алюмелевыми термопарами, приваренными к поверхности образца. Сигнал с термопар через термоконтроллер в модуле подается на компьютер. После испытаний при повышенных температурах охлаждение осуществляется различными способами: охлаждение на воздухе, либо охлаждение с помощью спрейерной установки.

Для испытаний могут использоваться образцы различной формы, но чаще всего используются цилиндрические образцы. Образец располагается между бойками, закрепленными на траверсах. Одна из траверс является неподвижной во время деформации, другая траверса имеет гидравлический привод и является деформирующей. Усилия деформации регистрируются тензометрическим датчиком, закрепленном на неподвижной траверсе. Данные автоматически передаются на компьютер.

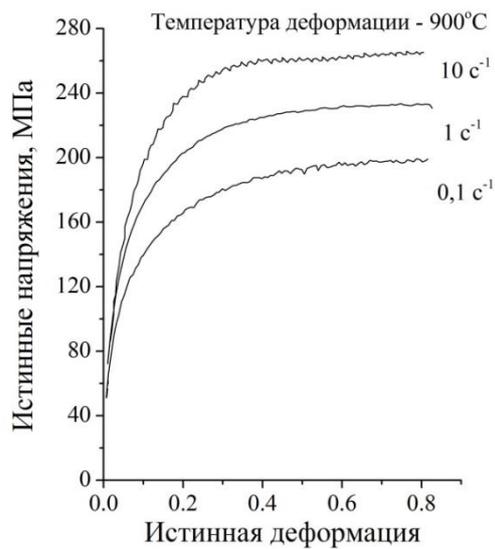
Материалом исследования служила сталь 20X13 промышленной выплавки, следующего химического состава: 0,22 % C; 0,56 % Mn; 0,57 % Si; 0,011 % P; 0,003 % S; 13,5 % Cr; 0.17 % Ni; 0.18 % Cu¹. Цилиндрические образцы диаметром 10 мм и длиной 15 мм вырезались из горячекатаных труб вдоль направления прокатки. К поверхности образцов приваривались по две хромель-алюмелевые термопары в двух точках. Образцы нагревались до 1000°C и после

¹ – Эксперименты на GLEEBLE 3800 осуществлялись совместно с Ахмедьяновым А. М.

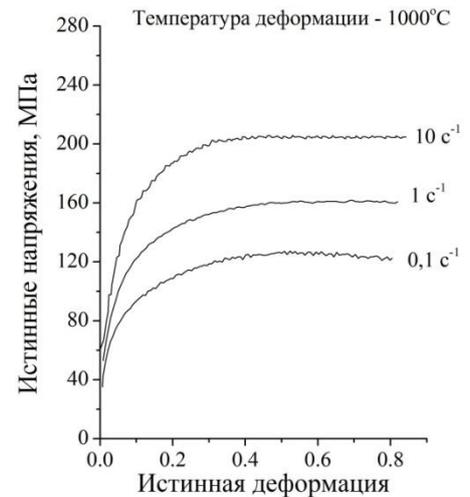
десятиминутной выдержки часть образцов деформировалась при этой температуре, а часть образцов подстуживалась со скоростью $10\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$ до температуры деформации: 1000, 950, 900 и $850\text{ }^{\circ}\text{C}$. Затем осуществлялась выдержка, длительностью 1 минута, для выравнивания температуры по сечению образца. Далее следовала осадка со следующими скоростями деформации: 0,1, 1, 10 с^{-1} . Деформация осуществлялась осадкой со степенью деформации 0,15, 0,3 и 0,8 [104]. Далее следовала закалка спрейерным устройством. Данные параметры деформации являются близкими к соответствующим характеристикам для процесса редуцирования труб.

Экспериментальные кривые деформации стали 20X13 в координатах истинные деформации – истинное напряжение (рисунок 36) показывают, что с увеличением температуры деформации и уменьшением скорости деформации напряжения деформирования падают. В исследуемом интервале температур и скоростей деформации напряжения деформирования быстро нарастают, достигая максимума, и при дальнейшем увеличении степени деформации остаются практически неизменными. Согласно работе [104], во время деформации при рассмотренных параметрах деформирования процесс динамической рекристаллизации не протекает, а разупрочнение происходит путем динамического возврата.

Установка Gleeble 3800 позволяет производить дробные нагружения с заданными значениями скорости, степени и температуры деформации. Для определения соответствия изменения сопротивления деформации при дробной деформации описанной выше закономерности рассмотрен случай производства труб наружным диаметром 73 мм с толщиной стенки 5,5 мм из трубы заготовки наружным диаметром 152 мм толщиной стенки 6 мм. Для этого был проведен эксперимент многократного нагружения.



а



б

Рисунок 36 – Кривые деформации стали 20Х13 при температуре 900 °С (а) и 1000 °С (б)

Перед деформацией образец нагревался до температуры 990 °С и выдерживался при ней в течение 20 мин, затем деформировался в соответствии с таблицей 7, пауза между деформациями составляла 2 с. После каждого нагружения отбирался образец для изучения структуры, которые ускоренно охлаждались водовоздушным спрейером.

Напряжения, возникающие в материале образца при деформации, с каждым нагружением возрастали (рисунок 37), что говорит об увеличении сопротивления металла пластической деформации. После 12-го нагружения сопротивление деформации уменьшается, вероятно, в связи с незначительными кратковременными деформациями не более 2 %. Следует отметить, что при проведении деформации более 3 % в последних нагружениях, сопротивление деформации будет расти вплоть до 16 нагружения.

Таблица 7 – Параметры деформации для проведения исследования

Нагружение	Степень деформации, %	Скорость деформации, с ⁻¹	Температура, °С
1	1,4	0,3	992
2	2,5	0,6	984
3	3,2	0,7	975
4	3,2	0,8	967
5	3,2	0,8	959
6	3,2	0,9	952
7	3,2	1,1	946
8	3,2	1,2	941
9	3,2	1,4	936
10	3,2	1,5	931
11	3,2	1,6	927
12	3,3	1,8	923
13	2	1,5	920
14	1,4	1,3	918
15	1,1	1,2	916
16	0,6	0,8	914

Максимальные напряжения деформирования при дробной деформации в первых шести нагружениях близки по значению с напряжениями, возникающими при единовременной деформации при температуре 1000 °С (рисунок 37). С последующими нагружениями напряжения падают в связи с уменьшением температуры деформации, и полученные значения максимальных напряжений приближаются к кривой, определенной при температуре деформации 900 °С.

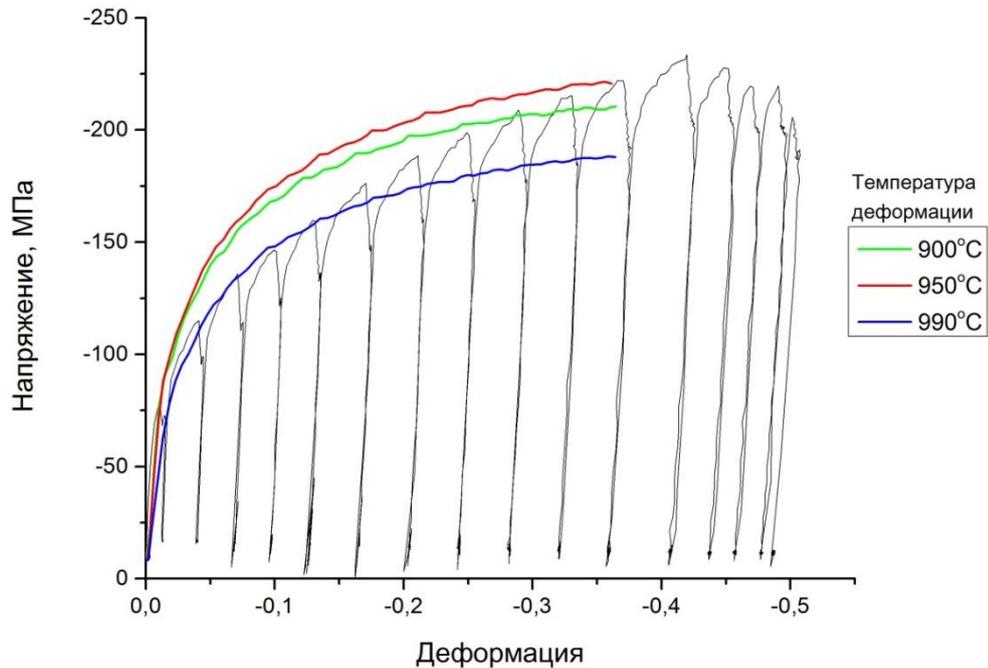


Рисунок 37 – Зависимость напряжений в образцах стали 20X13 от степени деформации при различных температурах

Представляет интерес сравнить экспериментальные значения напряжений деформирования с сопротивлением деформации стали 20X13 по клетям, полученных теоретическим путем. Данные полученные расчетным путем хорошо согласуются с результатами эксперимента в первых 12 клетях с разницей, не превышающей 5,3 % (рисунок 38), далее математическая модель дает завышенные результаты, что вероятнее всего связано с малыми степенями деформации.

Дополнительно после каждого нагружения производилась оценка структуры стали. Для выявления аустенитного зерна использовалось травление в среде следующего состава: 90 мл. спирта, 6 гр. пикриновой кислоты, 2,5 мл. соляной кислоты. Исследования структуры проводили на оптическом микроскопе C.Zeiss Observer D1m с программным обеспечением для цифровой обработки изображений Thixomet. Полученные данные показали, что в исходном состоянии сталь характеризуется равноосным аустенитным зерном девятого балла. После деформации вплоть до шестнадцатого нагружения признаки рекристаллизации не

наблюдаются: в деформированных образцах аустенитные зерна вытянуты в поперечном направлении плоскости деформации (рисунок 39).

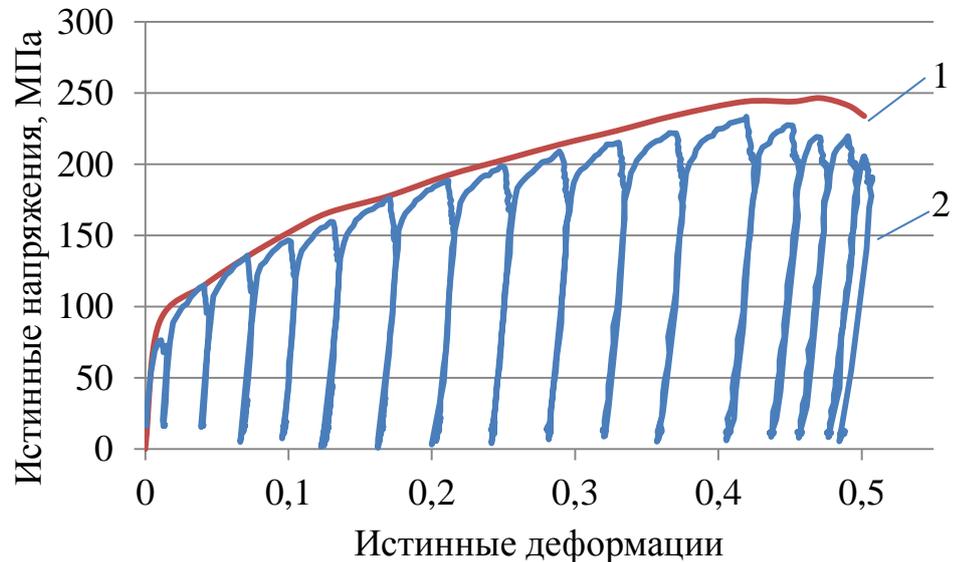
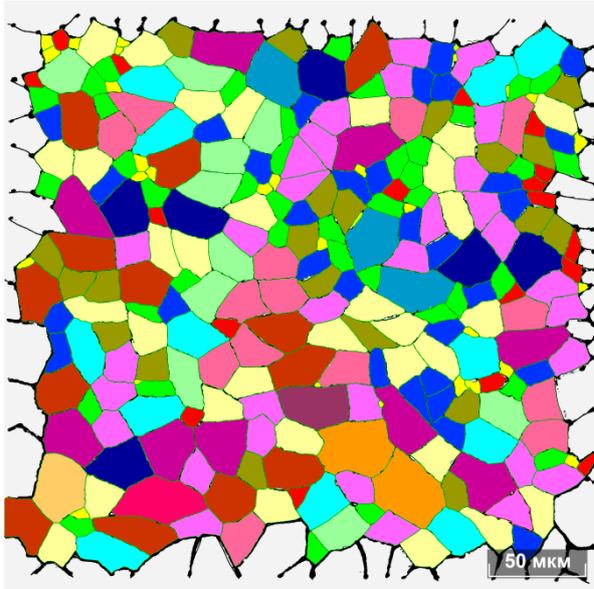


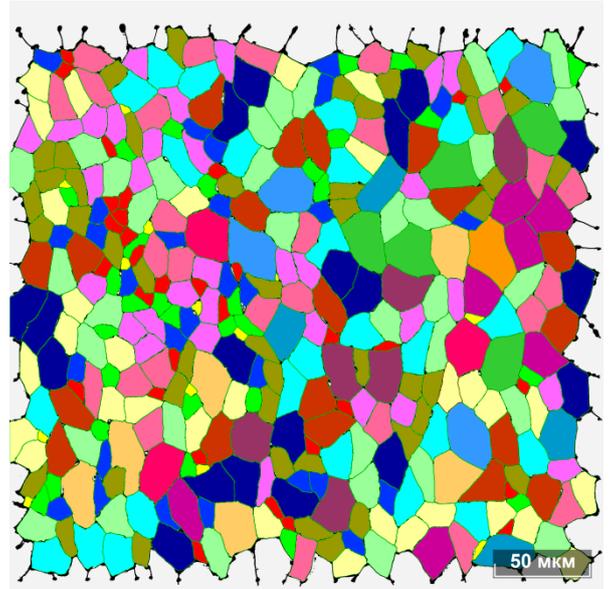
Рисунок 38 – Сопротивление деформации стали 20Х13, полученные с использованием зависимости для расчета сопротивления деформации (1) и экспериментальным путем (2)

Как видно из рисунка 39, получаемые структуры стали при дробной деформации (рисунок 39в) и единоразовой деформации (рисунок 39г) имеют одинаковый характер, что говорит о возможности в дальнейших исследованиях на лабораторной установке не проводить дробную деформацию, а заменить ее единоразовой.

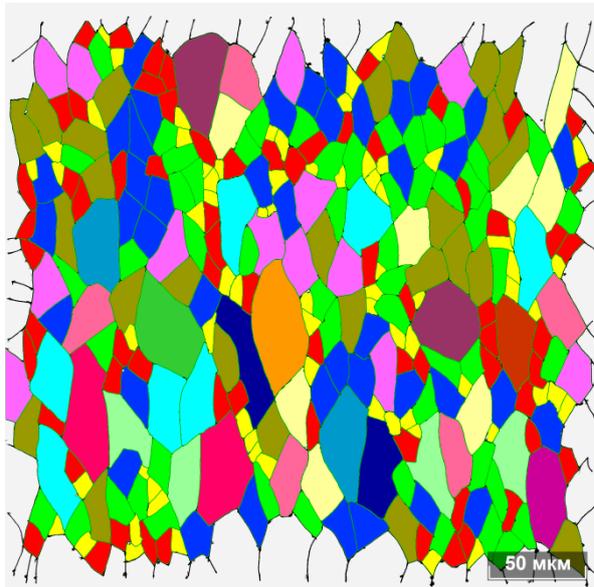
Таким образом, анализ кривых деформации и микроструктуры показал, что во время прокатки металла на РРС развитие процессов рекристаллизации как статической, так и динамической не происходит.



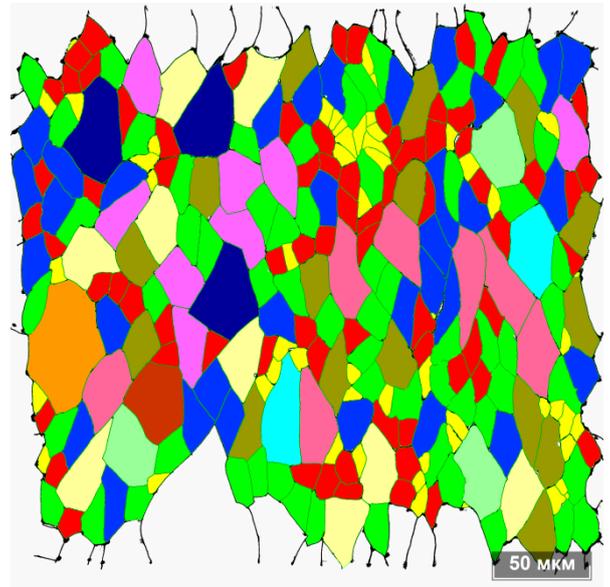
а



б



в



г

Рисунок 39 –Микроструктура отобранных образцов: а – исходный; б – после 6-го нагружения; в – после 16-го нагружения; г – после деформации 38 % при температуре 1000 °С

3.2.2 Разработка режимов высокотемпературной термомеханической обработки применительно к редуционно-растяжному стану ТПЦ-2 АО «ВТЗ»

Как отмечалось выше, редуционно-растяжной стан является наиболее подходящим местом для осуществления ВТМО, так как параметры деформации при редуцировании находятся в рекомендуемых для этого диапазонах. В настоящей главе рассматривается возможность использования ВТМО, осуществляемой на РРС, для улучшения комплекса свойств труб из стали 20Х13 в хладостойком исполнении.

3.2.2.1 Материал и методика исследования

Исследование выполнено на стали 20Х13 промышленной выплавки, химический состав которой представлен в таблице 8 [105-109]. В этой же таблице приведены критические точки стали, определенные дилатометрическим методом. Исходным материалом служили толстостенные трубные заготовки, предназначенные для изготовления муфт, наружным диаметром 88,9 мм с толщиной стенки 18 мм, подвергнутые при изготовлении горячему прессованию. Анализ структуры стали показал, что в исходном состоянии она характеризуется равноосным аустенитным зерном девятого балла.

Таблица 8 – Химический состав и температура критических точек стали 20Х13 промышленной выплавки

Массовая доля элементов, %								Температура критических точек, °С	
С	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Ac ₁	Ac ₃
0,22	0,56	0,57	0,003	0,011	13,5	0,17	0,18	837	878

Из трубных заготовок вырезались планки размерами 12×17×200 мм. При осуществлении экспериментальных работ нагрев планок осуществлялся в камерах электрических печей. Для проведения горячей пластической деформации

использовали лабораторную установку, описанную в разделе 3.2.1, включающую двухвалковую прокатную клетку с гладкими бочками диаметром 180 мм.

Исследования структуры проводили на оптическом микроскопе C.Zeiss Observer D1m. Шлифы изготавливали механической полировкой и подвергали химическому травлению в реактиве следующего состава: 90 мл. спирта, 6 гр. пикриновой кислоты, 2,5 мл. соляной кислоты. Количество структурных составляющих и размер зерна феррита и аустенита определяли с применением современного программного комплекса IA-Structure.

Механические испытания на статическое растяжение проводили при комнатной температуре на машине Instron 3382 со скоростью 1 мм/мин; использовали образцы с диаметром рабочей части 6 мм и расчетной длиной 30 мм (ГОСТ 1497). После каждой обработки испытывали по 3 образца, полученные данные усреднялись. Погрешности измерения составили: условного предела текучести $\sigma_{0,2} \pm 10$ МПа; предела прочности ± 5 МПа, относительного удлинения $\pm 0,3$ %, относительного сужения $\pm 2,5$ %.

Ударную вязкость определяли на маятниковом копре МК 30 на образцах $10 \times 10 \times 55$ мм с V-образным надрезом. После каждой обработки испытывали по четыре образца, полученные данные усреднялись. Характер разрушения образцов при динамическом нагружении изучали на растровом электронном микроскопе JEOL JSM-6490.

3.2.2.2 Структура и свойства стали 20X13, подвергнутой высокотемпературной термомеханической обработке

В работе [110] выяснилась возможность использования ВТМО для улучшения комплекса механических свойств высокохромистых коррозионностойких сталей, в том числе и стали 20X13. Полученные данные показали, что ВТМО незначительно повышает прочностные свойства стали 20X13, но благоприятно сказывается на уровне ее ударной вязкости, определенной при комнатной температуре. При проведении термомеханической

обработки эту сталь подвергали одночасовому отпуску при температуре 700 °С. Такой отпуск оказался неэффективным, так как при обычной термической обработке не обеспечивал уровень ударной вязкости при температуре -60°С, требуемый согласно ТУ 14-ЗР-114-2011, а при ВТМО приводил к получению прочностных характеристик, превышающих верхний допуск, определенный в соответствии с [76] для сталей группы прочности L80 в хладостойком исполнении. В связи с этим было принято решение в ниже описанных экспериментах использовать отпуск при более высокой температуре – 760 °С. Кроме этого при проведении экспериментального исследования учитывались особенности работы РРС: во время прокатки на РРС температура металла изменяется от 1000 до 900-850 °С

ВТМО проводилось по схеме, представленной в работе [110], образцы нагревались до температуры 1000 °С с выдержкой 20 мин, затем подстуживались на воздухе до температур 950, 900 и 850 °С и после двухминутной выдержки подвергались прокатке со скоростью 1 с⁻¹ и обжатием 38 % за один проход с последующей закалкой заготовок в масле. Кроме того часть планок деформировалась непосредственно при температуре 1000 °С, а часть закаливалась с этой температуры без пластической деформации.

Результаты исследования приведены в таблице 9.

Таблица 9 – Механические свойства стали 20Х13 при отпуске 760°С

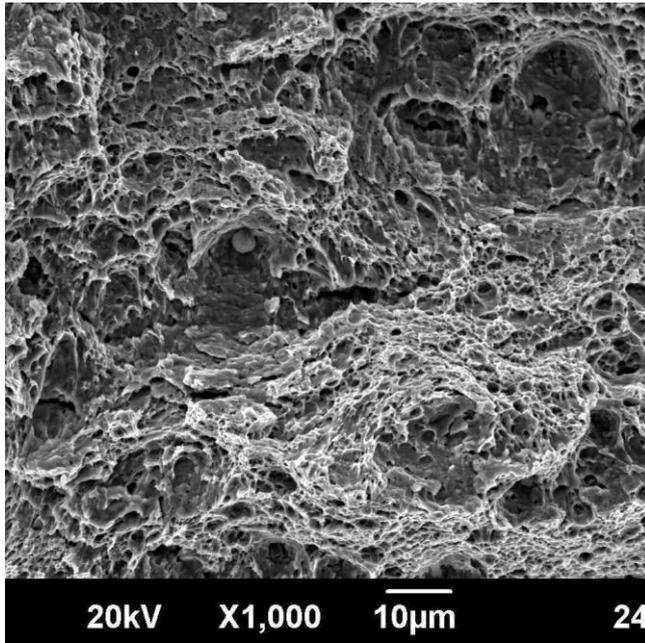
Режим обработки	$\sigma_{0,2}$	σ_B	δ	ψ	KCV 20 °С	KCV -60 °С
	МПа		%		Дж/см ²	
Закалка от 1000°С	540	748	24	64	177	51
ВТМО с деформацией при 1000°С	589	769	22	65	197	56
ВТМО с деформацией при 950°С	598	772	24	65	201	60
ВТМО с деформацией при 900°С	577	745	24	67	209	73
ВТМО с деформацией при 850°С	604	776	22	63	200	61

Исследование структуры показало, что выбранные режимы деформации не сопровождаются развитием процессов динамической и статической рекристаллизации, то есть они подтверждают данные, рассмотренные в разделе 3.2.1.

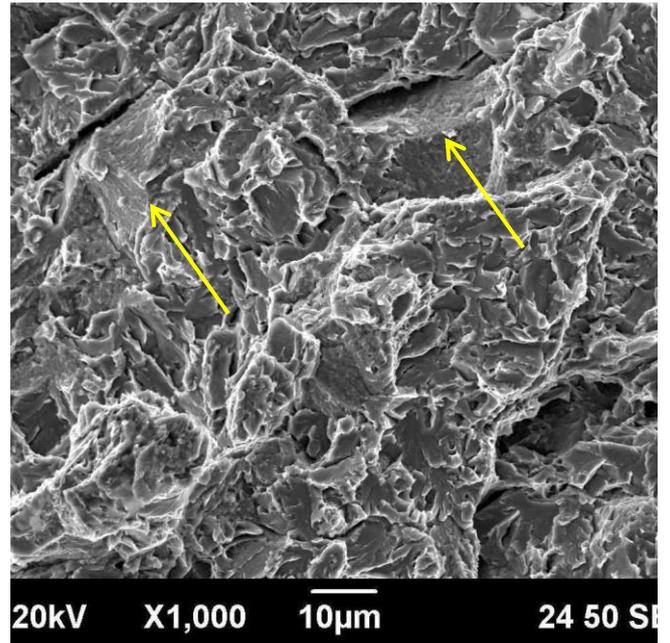
Несмотря на высокую температуру отпуска, все режимы ВТМО обеспечили небольшое повышение прочности. Эффект упрочнения несколько возрастает при снижении температуры прокатки от 1000 до 950 °С. При дальнейшем понижении температуры до 900 °С этот эффект уменьшается. Аналогичная зависимость наблюдалась в ранее проведенной работе [110]. Вероятно, что во время горячей пластической деформации при этой температуре и возможно при подстуживании от 1000 °С из аустенита выделяются карбиды неоптимальной степени дисперсности. В результате этого объемная доля карбидов, образующихся при отпуске, уменьшается, что приводит к снижению эффекта дисперсионного твердения. Дальнейшее снижение температуры прокатки до 850 °С позволяет получить наиболее значительное упрочнение стали 20Х13 при ВТМО.

ВТМО практически не влияет на пластичность, но она оказывает благоприятное влияние на ударную вязкость. Этот эффект наблюдался как при комнатной температуре испытаний, так и в случае динамического нагружения при температуре -60 °С. Фрактографические исследования показали, что разрушение, произошедшее при испытаниях на динамический изгиб при комнатной температуре закаленных от 1000 °С образцов, носит преимущественно вязкий транскристаллитный характер: поверхность излома имеет ямочное строение (рисунок 40а).

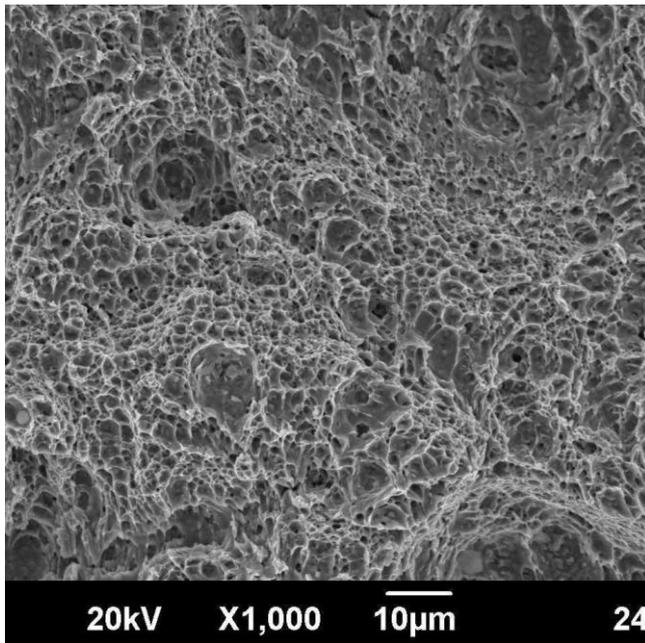
Понижение температуры испытаний до -60 °С приводит к существенному изменению вида излома (рисунок 40б). Излом становится более хрупким. Разрушение происходит как транс-, так и интеркристаллитным путем. Соответственно на поверхности разрушения наблюдаются транскристаллитные фасетки скола и фасетки хрупкого разрушения по границам исходного аустенитного зерна.



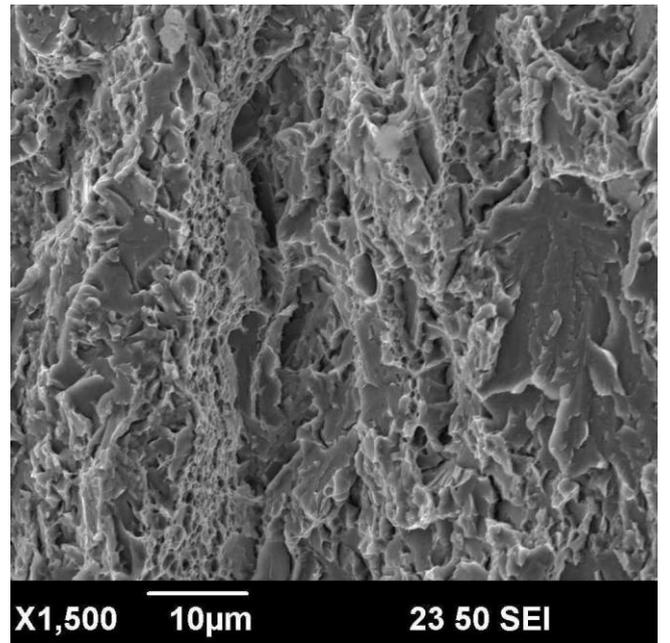
а



б



в



г

Рисунок 40 – Характерный вид изломов ударных образцов, подвергнутых закалке от 1000 °С (а, б) и ВТМО при температуре деформации 900 °С (в, г). Испытания при +20 °С (а, в) и -60 °С (б, г). Стрелками на рисунке 40б указаны участки хрупкого разрушения по границам зерен

В случае ВТМО не наблюдается принципиального изменения характера разрушения стали при температуре испытаний +20 °С (рисунок 40в). Оно

происходит вязко транскристаллитным путем. В тоже время при испытаниях при температуре $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ ВТМО подавило интеркристаллитное разрушение по границам зерна (рисунок 40г). На поверхности излома наблюдаются участки транскристаллитного вязкого и хрупкого разрушения.

Таким образом, ВТМО не только повышает ударную вязкость стали при отрицательных температурах, но и подавляет развитие интеркристаллитных хрупких трещин.

По значениям условного предела текучести $\sigma_{0,2}$, предела прочности σ_B , относительного удлинения δ и ударной вязкости KCV^{-60} сталь, подвергнутая ВТМО по всем исследованным режимам, удовлетворяет требованиям ТУ 14-ЗР-114-2011 для группы прочности L80 в хладостойком исполнении (таблица 10, 11). Следует подчеркнуть, что во время прокатки на РРС температура металла изменяется от 1000 до 900-850 $^{\circ}\text{C}$. Из полученных данных следует, что при всех этих температурах следует ожидать благоприятного влияния ВТМО на свойства стали 20Х13.

Свойства стали, подвергнутой ВТМО, зависят не только от температурного режима деформации, но и от условий последующего охлаждения. Судя по результатам испытаний хороший уровень свойств получается при использовании при ВТМО охлаждения в масле. Но в условиях производства АО «ВТЗ» организовать охлаждения в такой среде не представляется возможным по техническим причинам.

В связи с этим исследовалась возможность применения при ВТМО водовоздушного спрейерного охлаждения горячедеформированного металла. При проведении лабораторных экспериментов (деформация осуществлялась при температуре 900 $^{\circ}\text{C}$) были получены следующие данные: $\sigma_{0,2}=573\text{ МПа}$; $\sigma_B=752\text{ МПа}$; $\delta=24\text{ \%}$; $\psi=65\text{ \%}$; $KCV_{+20}=206\text{ Дж/см}^2$; $KCV_{-60}=74\text{ Дж/см}^2$. Они свидетельствуют о том, что такой вид охлаждения может обеспечить благоприятный уровень свойств при ВТМО. Была сделана попытка проводить охлаждение после ВТМО на воздухе, но в этом случае не были получены

удовлетворительные результаты ударной вязкости, определяемой при температуре $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Таблица 10 – Требования к механическим свойствам НКТ в соответствии с ТУ

Наименование показателя	Значение показателя в зависимости от группы прочности и вида климатического исполнения		
	L80 тип 13Cr L80 тип 13CrS	C95 тип 13Cr C95 тип 13CrS C95 тип 13CrSL	P110 тип 13CrS P110 тип 13CrSL
Временное сопротивление σ_B , МПа, не менее	655	724	862
Предел текучести σ_T , МПа - не менее - не более	552 655	655 758	758 965
Относительное удлинение, %, не менее	15	13	11

Таблица 11 – Требования к ударной вязкости НКТ в соответствии с ТУ

Наименование показателя	Значение показателя в зависимости от группы прочности и вида климатического исполнения						
	L80 тип 13Cr	L80 тип 13CrS	C95 тип 13Cr	C95 тип 13CrS	C95 тип 13CrSL	P110 тип 13CrS	P110 тип 13CrSL
Ударная вязкость KCV, Дж/см ² при температуре $0\text{ }^{\circ}\text{C}$, не менее	50	–	50	–	–	–	–
Ударная вязкость KCV, Дж/см ² при температуре $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$, не менее	–	50	–	50	98	50	98

Таким образом, исследования показали, что ВТМО на редуционно-растяжном стане АО «ВТЗ» при температурах прокатки и обжатах в соответствии с технологической инструкцией и ускоренным охлаждением горячедеформируемой стали с использованием водовоздушного спрейера и последующим отпуском при температуре $760\text{ }^{\circ}\text{C}$ может быть использовано при производстве насосно-компрессорных труб из стали 20X13 группы прочности L80 в хладостойком исполнении в соответствии с ТУ 14-3P-114-2011.

Выводы по главе 3

1. Достоверность полученных аналитических зависимостей по определению кинематических характеристик процесса подтверждена результатами лабораторных исследований, при этом относительная величина расхождения расчетных и экспериментальных данных при определении скорости течения металла на выходе из очага деформации не превышала 3 %.

2. Показано что, во время деформации стали 20X13 при температурах от 850 до 1000 °С, скоростях деформации от 0,1 до 10 с⁻¹ и степени деформации до 80 % на РРС развитие процессов рекристаллизации как статической, так и динамической не протекает, что подтверждается характером кривых упрочнения и анализом микроструктуры деформируемых образцов;

3. Определен коэффициент трения для условий контактного взаимодействия стали 20X13 с рабочим инструментом без смазочных материалов методом осадки цилиндрических образцов при температурах от 850 до 1000 °С;

4. Показано, что ВТМО, включающая деформацию при температурах от 1000 до 850 °С с суммарным обжатием 38 %, обеспечивает небольшое повышение прочностных свойств стали 20X13 при одновременном увеличении ударной вязкости как при температуре +20 °С, так и при -60 °С. Наибольшее упрочнение стали происходит при снижении температуры деформации до 850 °С;

5. Определено, что наиболее благоприятный уровень свойств термомеханически упрочненной стали достигается при отпуске с температурой нагрева 760 °С;

6. Предложены режимы ВТМО применительно к РРС для изготовления труб из стали 20X13 группы прочности L80 в хладостойком исполнении в соответствии с ТУ 14-ЗР-114-2011 в условиях АО «ВТЗ» (приложение А).

4 ОПЫТНО-ПРОМЫШЛЕННОЕ ОПРОБОВАНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЯ

Особенностью процесса редуцирования с натяжением является нестабильный режим межклетевых натяжений при прокатке переднего и заднего концов труб, что приводит к наличию утолщенных концов. Длина таких концов во многом зависит от конструкции стана, а именно, от расстояния между клетями, от скоростного режима, режима обжатий и др. С другой стороны производство на прессовой установке с использованием РРС позволяет увеличить суммарную вытяжку по сравнению с прессованием труб готового размера, что понижает расходы металла на пресс-остаток. Таким образом, уменьшение длины отрезаемых концов трубы становится первостепенным фактором снижения расхода металла. Решению указанной задачи посвящена работа, описанная в настоящей главе.

4.1 Разработка методики расчета скоростных режимов редуцирования

Наибольшее влияние на длину утолщенных концов оказывают межклетевые натяжения, которые, в свою очередь, определяют конечную толщину стенки и зависят от скоростного режима редуцирования. Одним из эффективных способов достижения поставленной цели является изменение скорости вращения валков в неустановившиеся периоды процесса. Однако этого невозможно выполнить на редуцирующем стане ТПЦ-2 АО «ВТЗ» ввиду отсутствия технической возможности. Поэтому рассматривалась возможность уменьшения расходного коэффициента металла за счет рационального режима натяжений.

4.1.1 Влияние распределения межклетевых натяжений на длину утолщенных концов

В первую очередь, следует определить, что понимать под утолщенным концом трубы. Поскольку длина отрезаемых участков определяется отклонением от значения требуемой средней толщины стенки трубы, то далее под утолщенными концами трубы понимать в виду концевые участки трубы, на которых толщина стенки больше максимально допустимого значения. Верхний допуск на толщину стенки часто ограничивается массой трубы. Максимальная масса погонного метра трубы M_M при номинальных размерах определяется как:

$$M_M = (D_H - S_H) \cdot S_H \cdot \frac{\pi}{1000} \cdot \rho \cdot \left(1 + \frac{W_{BM}}{100}\right), \quad (73)$$

где S_H – номинальная толщина стенки готовой трубы;

ρ – плотность материала трубы;

W_{BM} – верхний допуск на массу трубы, %.

Тогда максимальная толщина стенки S_M :

$$S_M = \frac{D_H - \sqrt{D_H^2 - 4 \cdot (S_H \cdot (D_H - S_H) \cdot (1 + \frac{W_{BM}}{100}))}}{2}. \quad (74)$$

С учетом максимально допустимой толщины стенки готовой трубы и нижнего допуска на толщину стенки определяется средняя толщина стенки.

При таком рассмотрении утолщенных концов можно сказать, что формирование продольной разностенности, приводящей к отрезке концов, происходит в первых клетях стана. Для пояснения данного предположения рассмотрим принципиальную схему формирования переднего утолщенного конца в случае прокатки в пяти клетях (рисунок 41).

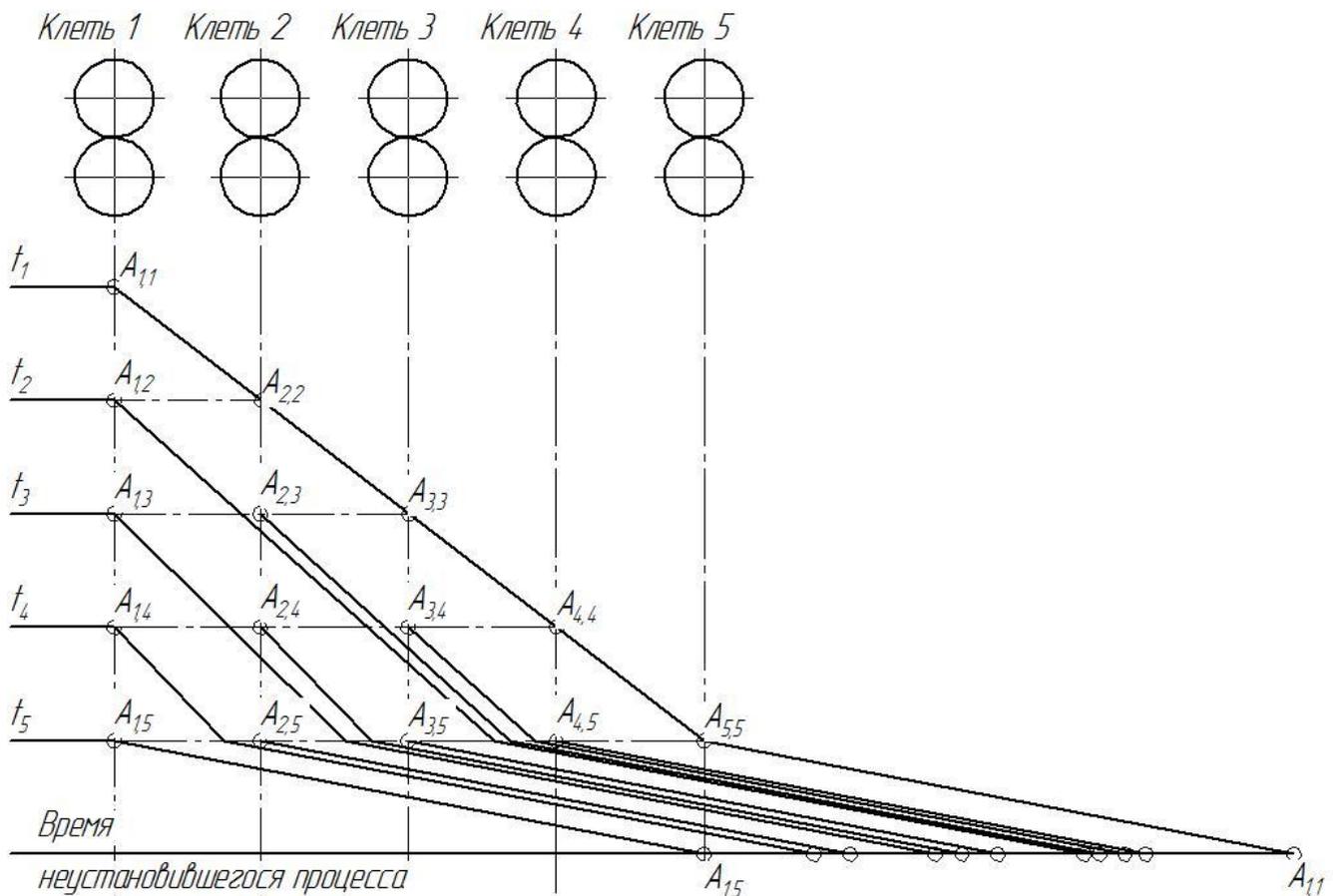


Рисунок 41 – Принципиальная схема образования переднего утолщенного конца при рассмотрении случая прокатки в 5 клетях: t – время, A – момент времени, в который изменяются условия деформирования

В начальный момент времени t_1 происходит захват валками первой клетки переднего конца трубной заготовки, где происходит ее обжатие по наружному диаметру и деформация по толщине стенки, тогда точка $A_{1,1}$ будет определять начало неустановившегося режима деформации. В момент времени $A_{2,2}$ происходит захват металла валками второй клетки, при этом между первой и второй клетью на металл воздействует продольное растягивающее усилие, которое отлично от значения установившейся стадии процесса, вследствие чего деформация по толщине также будет отличаться как от установившейся стадии, так и деформации в момент времени $A_{1,1}$. Такие условия деформации будут с момента времени от $A_{1,2}$ до $A_{3,3}$, когда произойдет захват металла валками третьей клетки и т.д.

Условия деформации трубы, а именно величина межклетевого натяжения, в промежутки времени $A_{1,1}$ – $A_{2,5}$ отличаются от условий установившегося режима на незначительную величину. Согласно проведенным расчетам в разделе 2.6.2 (рисунок 23) значение межклетевого натяжения между первой и второй клетью для различных скоростных режимов изменяется в диапазоне от 0,1 до 0,2. Такое значение натяжения не приводит к сильному утонению стенки по сравнению с аналогичными значениями в клетях средней группы, а зачастую в первой клетке даже в установившемся режиме происходит утолщение стенки. С момента захвата металла валками первой клетки до захвата валками последней клетки переднее натяжение первой клетки увеличивается от 0 до 0,1–0,2, то есть постепенно приближается к условиям стабильного режима.

Схема, представленная на рисунке 41, интересна возможностью ее применения для определения момента времени, в который начинается стабильный режим с точки зрения получаемой толщины стенки. Каждой точке соответствует определенная длина утолщенного конца $L_{ут}$, например, для точки $A_{1,2}$ в первом приближении длина утолщенного конца будет равна произведению расстояния между первой и второй клетями и суммарного коэффициента вытяжки со второй по последнюю клеть, для точки $A_{1,3}$ – сумме длины утолщенного конца, рассчитанного для предыдущей клетки, и произведения расстояния между второй и третьей клетями и суммарного коэффициента вытяжки с третьей по последнюю клеть и т.д. Сопоставление реальной длины и рассчитанной таким образом позволит определить клеть, до которой наиболее важны параметры деформации с точки зрения отрезаемой части труб. Подобный расчет был произведен для случая прокатки трубы наружным диаметром 73 мм с толщиной стенки 5,5 мм из трубной заготовки наружным диаметром 152 мм с толщиной стенки 6 мм. Результаты расчета представлены на рисунке 42.

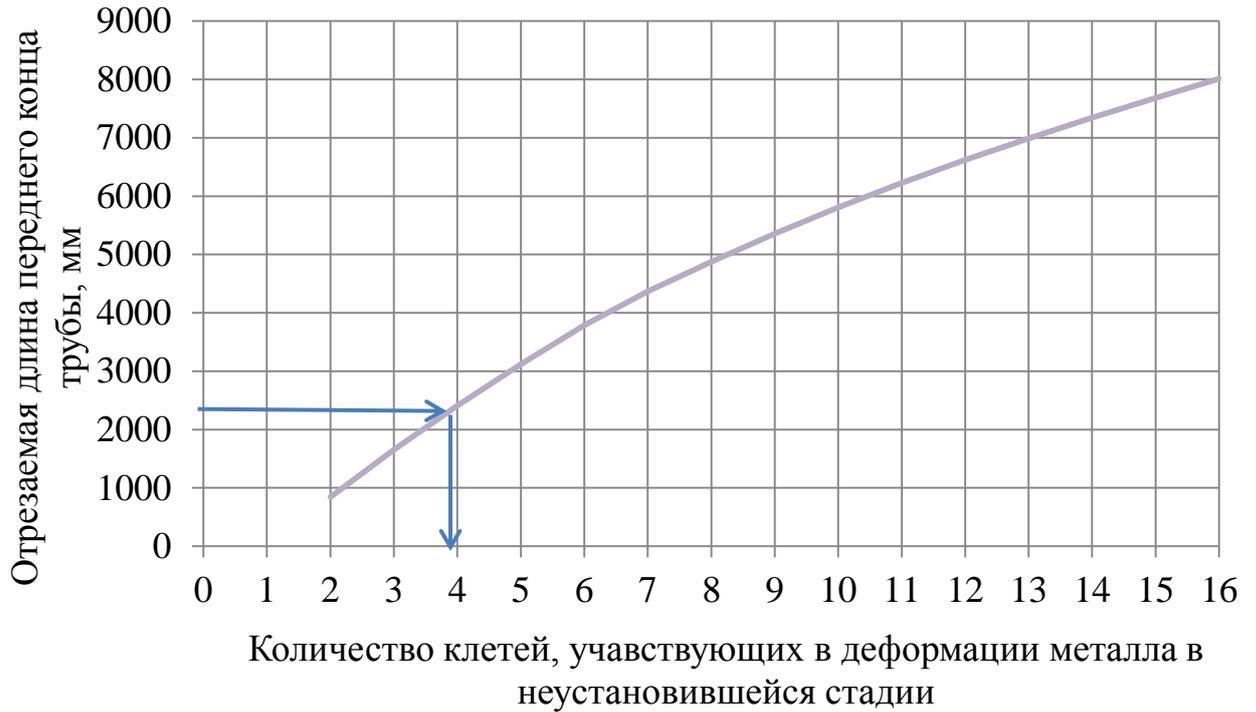


Рисунок 42 – Схема для определения номера клетки, в которой формируется требуемая толщина стенки трубы в неустановившейся стадии процесса

С помощью представленного графика можно определять в какой клетке условия деформации позволяют получать толщину стенки, не превышающую верхнего отклонения для рассмотренного случая. Следует отметить, что данный способ является ориентировочным, так как в расчетах не учитывается изменение коэффициента вытяжки в неустановившейся стадии. Так, например, при производстве рассматриваемого типоразмера труб длина переднего утолщенного конца находилась в диапазоне от 2 до 2,5 м, и, как видно из графика (показано стрелками), при захвате трубы валками первых четырех клеток начинает формироваться толщина стенки, которая удовлетворяет требованиям заказчика.

Таким образом, условия деформации в первых клетках оказывают наибольшее влияние на длину отрезаемых концов труб. Как известно [38], для получения требуемой средней толщины стенки важным параметром является средний коэффициент межклетевого натяжения. Для уменьшения концевой разностенности можно изменить распределение данного коэффициента по клеткам

стана. Так как наибольшее влияние оказывают первые клетки целесообразно проектировать технологический режим редуцирования, в котором межклетевые натяжения в первых клетях будут минимальны. С другой стороны при прокатке без натяжения в первых клетях невозможно добиться требуемого утонения стенки в остальных клетях, а также нельзя забывать об ограничении максимального значения межклетевого натяжения, рекомендованное максимальное значение которого 0,7-0,8 [48].

Анализ возможных распределений межклетевых натяжений показал, что наиболее рациональной настройкой является режим, при котором максимальные значения межклетевых натяжений приходятся на группу клеток от середины в сторону направления прокатки.

С использованием разработанной математической модели были рассчитаны межклетевые натяжения при используемом скоростном режиме. На рисунке 43 представлено распределение рассчитанных межклетевых натяжений и предлагаемых по клетям стана.

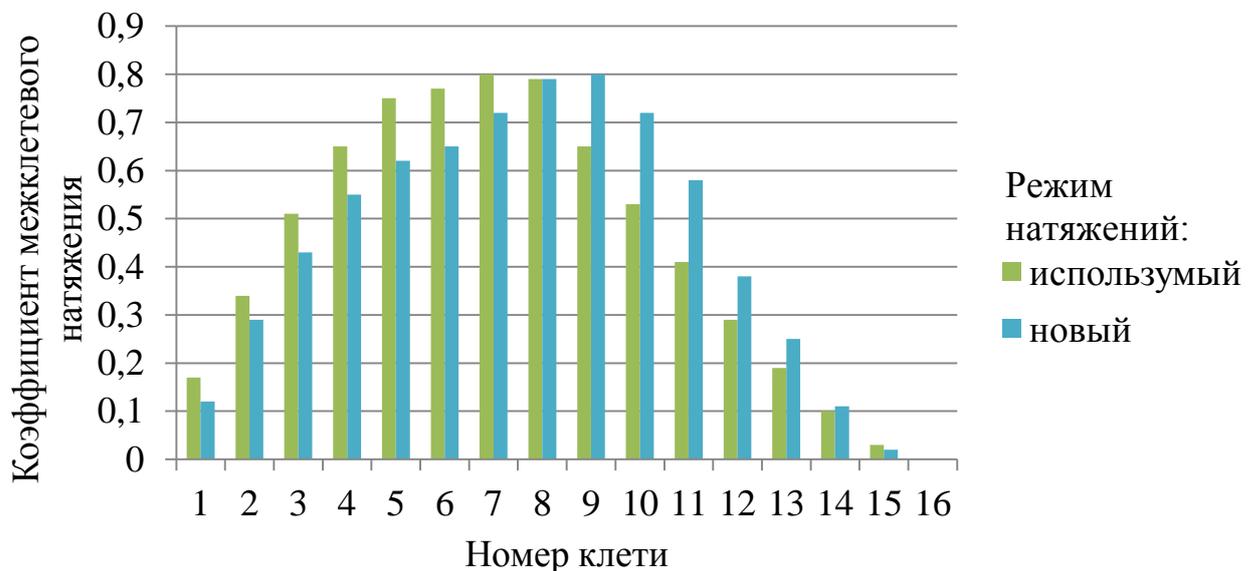


Рисунок 43 – Распределение межклетевых натяжений по клетям

Как видно из рисунка 43, пик натяжений смещен к концу стана, при этом в первых клетях значение межклетевого натяжения в среднем на 20 % меньше, чем в используемом режиме. Различное распределение межклетевых натяжений приводит к неодинаковому изменению толщины стенки в процессе прокатки (рисунок 44). Качественно законы изменения толщины стенки при этом не отличаются.

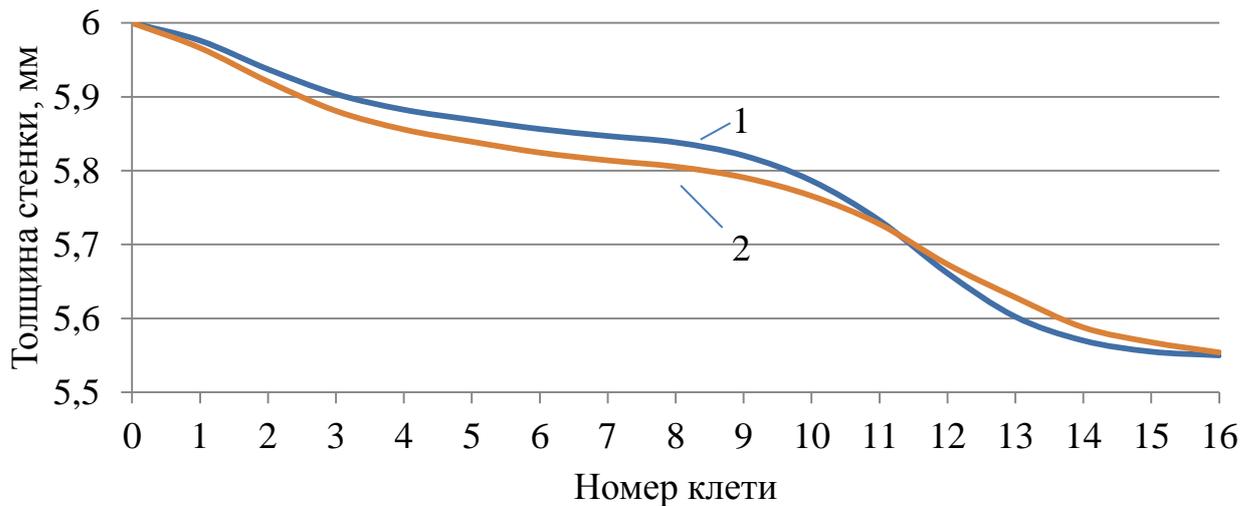


Рисунок 44 – Расчетное изменение толщины стенки трубы в процессе редуцирования при распределении межклетевых натяжений: 1 – новом; 2 – существующем

Сравнение толщины стенки при прокатке без натяжения [38] (рисунок 45) с рассчитанными показало, что при новом режиме натяжений формирование толщины стенки, удовлетворяющей требованиям, начинается в третьей клетке при неустановившемся режиме, в то время как при действующем – в четвертой, что подтверждается данными, полученными с использованием графика, представленного на рисунке 42.

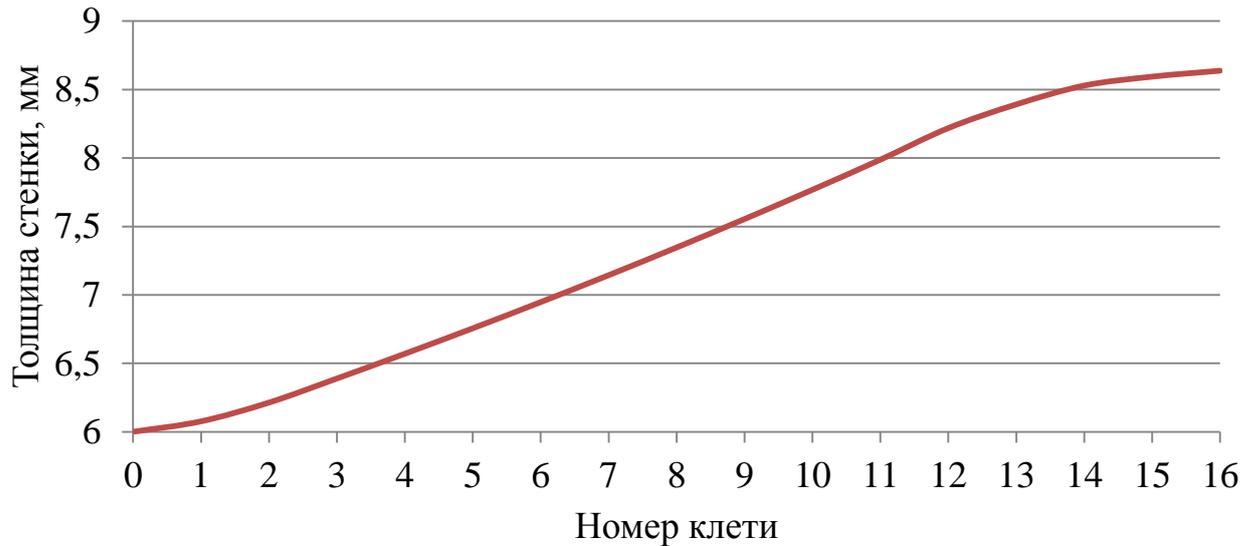


Рисунок 45 – Расчетное изменение толщины стенки при прокатке без натяжения

Таким образом, при действующем режиме натяжений ориентировочная длина переднего отрезаемого конца равна 2,25 м, при использовании нового режима натяжений она составит – 1,65 м, то есть уменьшится на 26 %. Настоящие исследования были проведены для переднего конца трубы. Аналогичные выводы можно сделать и для заднего конца трубы.

Режим натяжений в конечном итоге зависит от частоты вращения валков. С использованием разработанной математической модели получен скоростной режим, который обеспечивает требуемые вытяжки и межклетевые натяжения. Поскольку такой расчет является трудоемким необходимо разработать методику, которая позволит рассчитывать скоростной режим редуцирования без привлечения дополнительных средств.

Скоростной режим в свою очередь определяется значением толщины стенки по клетям и величиной катающего диаметра. Изменение средней толщины стенки рассчитывается по методике, описанной в работе [39]. Коэффициент вытяжки определяется по следующей зависимости:

$$\mu_i = \frac{(D_{i-1} - S_{i-1}) \cdot S_{i-1}}{(D_i - S_i) \cdot S_i}. \quad (75)$$

При заданной частоте вращения валков первой клетки и подсчитанном по формуле (75) коэффициенте вытяжке в интервале редуцирования от первой до последней клетки определяется частота вращения валков в последней клетки по формуле:

$$\frac{n_{\text{посл.}}}{n_1} = \frac{D_{\text{к.1}}}{D_{\text{к.посл.}}} \cdot \mu_{\text{сум}}, \quad (76)$$

где $\mu_{\text{сум}}$ – суммарный коэффициент вытяжки РРС;

$D_{\text{к.1}}, D_{\text{к.посл.}}$ – катающий диаметр валков первой и последней клетки соответственно.

Затем определяется приближенное значение толщины стенки в клетки №4 из условия пропорциональности изменения толщины стенки изменению наружного диаметра, а также катающий диаметр в этой клетки по формуле:

$$D_{\text{ки}} = D_{\text{ид}} - 0,5A_i - 0.265 \cdot D_i, \quad (77)$$

где D_b – диаметр по бочке валка;

A_i – ширина ручья валка.

Из условия постоянства секундных объемов в последней клетки и клетки 4 определяется частота вращения валков в клетки 4. Из условия пропорциональности изменения частот вращения изменению наружных диаметров определяется частота вращения валков в клетях 2 и 3. Затем рассчитываются катающие диаметры в клетях интервала 5 –n-1 по формуле:

$$D_{\text{ки}} = D_{\text{ид}} - 0,5A_i - C \cdot D_i, \quad (78)$$

где C – коэффициент, который изменяется пропорционально от 0,265 до 0,9.

Далее определяется частота вращения валков в клетях интервала №5...(i-1) по формуле (76).

Таким образом, разработана методика расчета скоростных режимов, которая обеспечивает заданное распределение межклетевых натяжений по клетям с целью уменьшения длины отрезаемых утолщенных концов на 26 %.

4.1.2 Компьютерное моделирование процесса редуцирования

Представленные в предыдущем разделе исследования выполнены без учета изменения коэффициента вытяжки при неустановившейся стадии редуцирования. С целью проверки предложенной методики расчета скоростного режима редуцирования было проведено математическое моделирование процесса редуцирования методом конечных элементов с помощью программного обеспечения QForm-3D v.8.0.4 [111-113]. Геометрическая 3D-модель получена с использованием программной системы Компас-3D (рисунок 46). Исходные данные модели представлены в таблице 12.

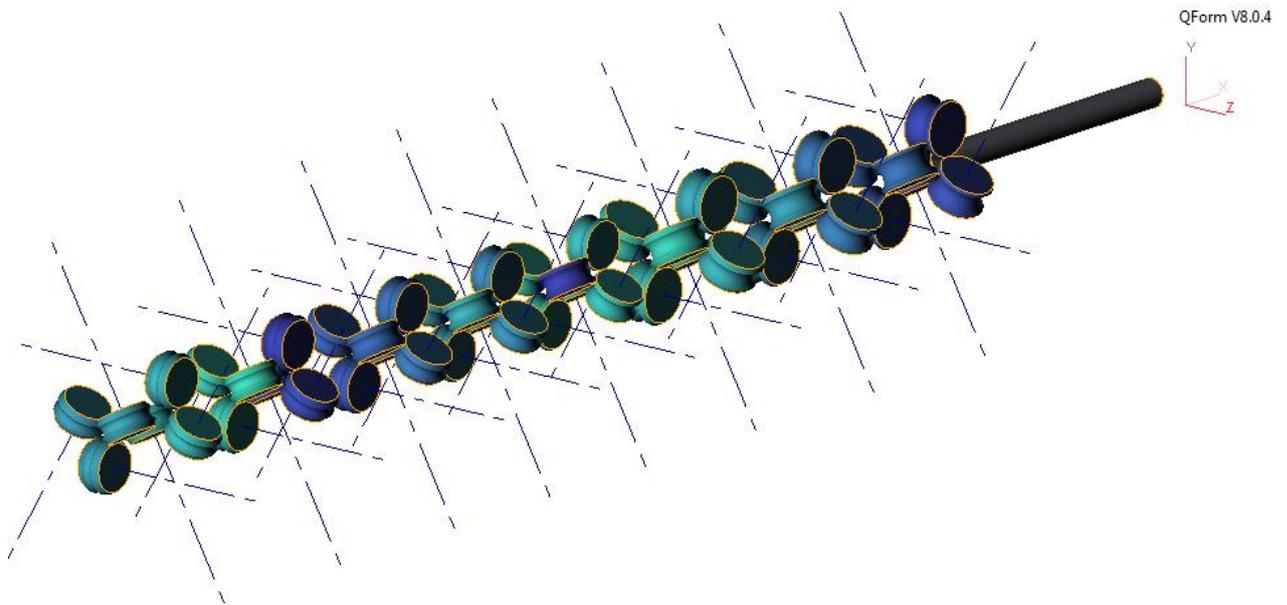


Рисунок 46 – Твёрдотельная трехмерная модель РРС

В модели были приняты следующие исходные данные и граничные условия:

1. Коэффициент трения, рассчитанный по зависимости (69) изменялся в диапазоне от 0,38 до 0,42, поэтому было принято среднее значение для всех клеток – 0,4 по закону Зибеля;
2. Материал заготовки – сталь 20, температура – 1000 °С;
3. Материал инструмента – сталь 40Х, температура – 200 °С;

4. Коэффициент теплопередачи между заготовкой и инструментом 30000 Вт/м²К.

Таблица 12 – Исходные данные для построения трехмерной модели РРС

№ клетки	Диаметр калибра, мм	Диаметр валков, мм	Расстояние между клетями, мм	Овализация калибра
1	149,68	380	–	1,0493
2	143,15	380	425	1,0701
3	135,38	380	425	1,0684
4	128,03	380	425	1,0667
5	121,08	380	425	1,0652
6	114,5	380	475	1,0664
7	108,29	330	335	1,0646
8	102,41	330	335	1,0631
9	96,85	330	335	1,0620
10	91,59	330	335	1,0610
11	86,62	330	335	1,0599
12	81,83	330	335	1,0602
13	78,49	330	335	1,0440
14	75,98	330	335	1,0343
15	74,83	330	335	1,0201
16	73,72	330	335	1,0000

Следует отметить, что моделирование процесса редуцирования с использованием 16 трехвалковых клетей потребовало значительных временных затрат (более 2000 ч).

На переднем конце моделируемой трубы наблюдалась потеря устойчивости поперечного сечения (рисунок 47).

Анализ геометрии полученной виртуальной модели трубы показал, что длина утолщенного переднего конца 1,8 м, заднего – 2,5 м, что на 26 % меньше длины, получаемой на стане при производстве труб из стали 20.



Рисунок 47 – Передний конец трубы-модели

Как отмечалось, изменение температуры металла трубы также является важным параметром. Полученное моделированием изменение температуры в процессе редуцирования (рисунок 48) имеет хорошую сходимость с теоретическими расчетами.

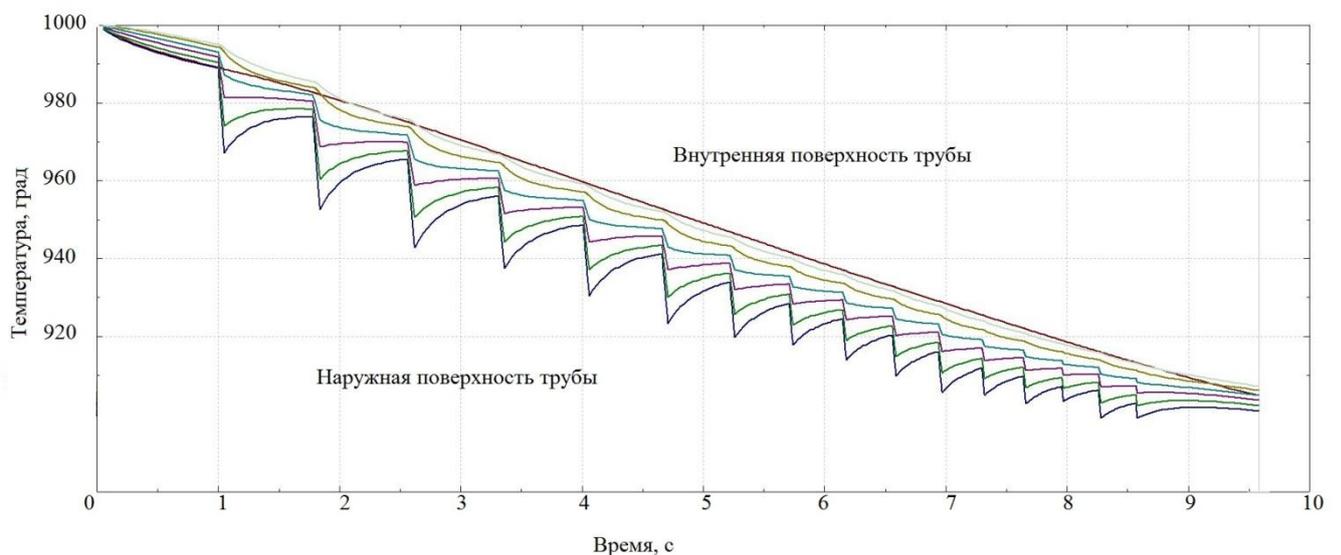


Рисунок 48 – Изменение температуры металла трубы в процессе редуцирования

Перепады температуры наружной поверхности обусловлены контактом с инструментом.

Таким образом, проведенное компьютерное моделирование подтвердило эффект уменьшения длины утолщенных концов за счет перераспределения межклетевых натяжений.

4.2 Проектирование режимов производства труб

Описанная в разделе 2.5 автоматизированная методика расчета была адаптирована к условиям ТПЦ-2 АО «ВТЗ». Свидетельство регистрации программы для ЭВМ представлено в приложении Б. База данных, задействованная при расчете технологических режимов, была дополнена в соответствии с ТИ.

Разработанный интерфейс модуля подготовки исходных данных представлен на рисунке 49.

<p>Задать размеры готовой трубы</p> <p>Наружный диаметр <input type="text"/> ± <input type="text"/> мм</p> <p>Толщина стенки <input type="text"/> ± <input type="text"/> мм</p> <p><input type="button" value="Задать поле допуска"/></p> <p>Расчет наружного диаметра подката</p> <p><input checked="" type="radio"/> по таблице прокатки <input type="radio"/> по обжатию <input type="text"/> %</p> <p>наружный диаметр <input type="text"/> мм количество клеток <input type="text"/></p> <p>Расчет толщины стенки подката</p> <p>коэффициент натяжения <input type="text" value="0,55"/></p>	<p>Маршрут редуцирования</p> <p><i>в холодном состоянии</i></p> <p><input type="text"/> x <input type="text"/> -> <input type="text"/> x <input type="text"/> мм</p> <p>размеры подката размеры готовой трубы</p> <p><input checked="" type="radio"/> по таблице прокатки <input type="radio"/> по обжатию <input type="text"/> %</p> <p>количество клеток <input type="text"/> <input type="text"/> <input type="text"/></p> <p> общее черновых чистовых</p>
<p>Задать размеры подката</p> <p>Наружный диаметр подката <input type="text"/> мм</p> <p>Толщина стенки подката <input type="text"/> мм</p> <p>Расчет наружного диаметра готовой трубы</p> <p><input checked="" type="radio"/> по таблице прокатки <input type="radio"/> по обжатию <input type="text"/> %</p> <p>наружный диаметр <input type="text"/> мм количество клеток <input type="text"/></p> <p>Расчет толщины стенки подката</p> <p>коэффициент натяжения <input type="text" value="0,55"/></p>	<p>Прочие параметры</p> <p>Частота вращения валков первой клетки <input type="text" value="50"/> об/мин</p> <p>Длина подката <input type="text" value="12,5"/> м</p> <p>Параметры готовой трубы: материал <input type="text"/></p> <p>длина <input type="text" value="11"/> м кратность <input type="text" value="2"/></p> <p>Температура нагрева подката <input type="text" value="1000"/> °С</p>
<p><input type="button" value="Принять"/></p>	

Рисунок 49 – Интерфейс модуля подготовки исходных данных

Задание прямого маршрута, то есть ввод значений наружных диаметров и толщин стенок подката и готовой трубы, осуществляется в блоке I (рисунок 49). Задание размеров только трубы готового размера и расчет размеров подката осуществляется в блоке II, при этом заполнение маршрута редуцирования в блоке I произойдет автоматически. Расчет наружного диаметра подката при этом может быть осуществлен двумя способами: либо по обжатию в средней группе клеток и общему количеству клеток, либо подбором подходящего диаметра из БД. Расчет толщины стенки осуществляется с учетом заданного значения коэффициента натяжения. Помимо этого, в блоке I реализована возможность расчета средних размеров готовой трубы с учетом допусков с использованием зависимостей (73), (74), которая производится в отдельном окне, представленном на рисунке 50.

The image shows a software interface for calculating the average outer diameter and average wall thickness of a pipe, taking into account tolerances. The interface is contained within a rectangular window with a light gray background. It features several input fields and dropdown menus. At the top, there are two input fields: "Номинальный наружный диаметр готовой трубы" (Nominal outer diameter of the finished pipe) and "Номинальная толщина стенки готовой трубы" (Nominal wall thickness of the finished pipe), both followed by "мм" (mm). Below these, there are two sections for tolerances. The first section is for the outer diameter, with a dropdown menu set to "абсолютное" (absolute). It has two input fields: "верхнее" (upper) with the value "0,4" mm and "нижнее" (lower) with the value "-0,4" mm. The second section is for the wall thickness, with a dropdown menu set to "по массе" (by mass). It has two input fields: "верхнее" (upper) with the value "6,5" % and "нижнее" (lower) with the value "-12,5" %. At the bottom of the window, there is a large, light gray button labeled "Рассчитать" (Calculate).

Рисунок 50 – Интерфейс модуля расчета среднего наружного диаметра и средней толщины стенки готовой трубы с учетом допусков

Задание размеров только подката и расчет размеров готовой трубы осуществляется в блоке III. Расчет наружного диаметра готовой трубы при этом может быть осуществлен двумя способами: либо по обжатию в средней группе

клетей и общему количеству клеток, либо подбором подходящего диаметра из БД. Расчет толщины стенки осуществляется с учетом заданного значения коэффициента натяжения.

В блоке IV задаются остальные требуемые для расчета параметры процесса: частота вращения валков первой клетки, длина подката, длина трубы готового размера, кратность реза готовой трубы, температура нагрева перед редуцированием, материал трубы.

В блоке V приводятся для справки размеры подката и готовой трубы в горячем состоянии с учетом заданного коэффициента температурного расширения.

После нажатия кнопки «Принять» осуществляется проверка исходных данных, при этом символы, которые допускаются к вводу в заполняемые поля, ограничены. Затем начинается работа модуля расчета технологического режима. Результаты расчета выводятся во вкладке «Режим редуцирования», в которой формируются таблицы расчета, включающие разделы «Калибровка валков» и «Деформационно-скоростной режим» (рисунок 51).

Калибровка валков										
Номер	Шифр	Средн. диаметр, мм.	Ширина ручья, мм	Высота ручья, мм	Овальзация калибра	Ширина калибра, мм	Высота калибра, мм	Диаметр валков, мм	Диаметр фрезы, мм	Выдвижение фрезы, мм

Деформационно-скоростной режим							
№ клетки	Диаметр трубы, мм	Обжатие, %	Толщина стенки, мм	Коэффициент вытяжки	Коэффициент вытяжки в группе клеток	Катающий диаметр, мм	Частота вращения валков, об/мин

Рисунок 51 – Таблицы результатов расчета

Для отработки скоростных режимов редуцирования, уточнения калибровки валков РРС, минимизации длины утолщенных концов труб была произведена опытно-промышленная партия труб в условиях ТПЦ-2 АО «ВТЗ». На первом этапе осуществлялось производство труб из стали марки 32Г2, при

одновременном анализе скоростных режимов, калибровок, режимов обжатий. По результатам первого этапа обоснован выбор скоростного режима, обеспечивающего толщину стенки трубы и минимальную длину утолщенных концов. На втором этапе осуществлялось производство труб из стали марки 20Х13. При этом редуцирование труб производилось с рациональным скоростным режимом, обоснованном в первом этапе работ.

Исходные данные для производства труб представлены в таблице 13.

Таблица 13 – Исходные данные для проведения опытной прокатки

Параметр	32Г2	20Х13
Техническое соглашение	1191-2014	912-2014
Заготовка	НЛЗ диаметром 324 мм	НЛЗ диаметром 324 мм
Труба подкат	152×5,8 мм	152×5,8 мм
Диаметр матрицы	154,5 мм	154,5 мм
Диаметр иглы	141,6 мм	141,6 мм
Длина труб с пресса	не короче 11,950м	не короче 11,950м
Длина труб с РРС	не короче 27,0м	не короче 27,0м
Допуск на наружный диаметр	-0,15 мм/+0,79 мм	+0,4 мм/+0,16 мм
Допуск на толщину стенки	-10 %/ + по массе	-10 %/ + по массе
Фактический размер труб с РРС	73,36×5,67 мм	74,02×5,67 мм

Режим обжатий и калибровка валков РРС в соответствие со штатными режимами деформации для углеродистых сталей представлены в таблице 14.

С использованием разработанной автоматизированной методикой расчета технологических параметров определен скоростной режим, обеспечивающий получение требуемой толщины стенки – вариант I, скоростной режим II – действующий скоростной режим.

С целью уменьшения длины заднего утолщенного конца спроектирована профилированная пресс-игла в соответствие с известным изобретением [114]. Разработанная профилированная пресс-игла представлена на рисунке 52.

Таблица 14 – Деформационно-скоростные режимы производства опытной партии труб

№ клетки	Диаметр калибра, мм	Овализация	Диаметр валка, мм	Обжатие, %	Скоростной режим I	Скоростной режим II
1	149,68	1,0493	380	2,50	48,0	50,00
2	143,15	1,0701	380	4,36	48,6	53,37
3	135,38	1,0684	380	5,43	50,1	60,83
4	128,03	1,0667	380	5,43	53,4	61,16
5	121,08	1,0652	380	5,43	57,3	64,58
6	114,50	1,0638	380	5,43	60,8	68,18
7	108,29	1,0623	330	5,42	77,5	86,40
8	102,41	1,0631	330	5,43	82,4	91,10
9	96,85	1,0620	330	5,43	87,6	96,07
10	91,59	1,0610	330	5,43	93,4	101,31
11	86,62	1,0599	330	5,43	99	106,85
12	81,83	1,0602	330	5,53	103,8	112,81
13	78,49	1,0440	330	4,08	107,2	117,40
14	75,98	1,0343	330	3,20	109,7	120,81
15	74,83	1,0202	330	1,51	110,9	123,89
16	74,08	1,0000	330	1,00	111,8	126,65

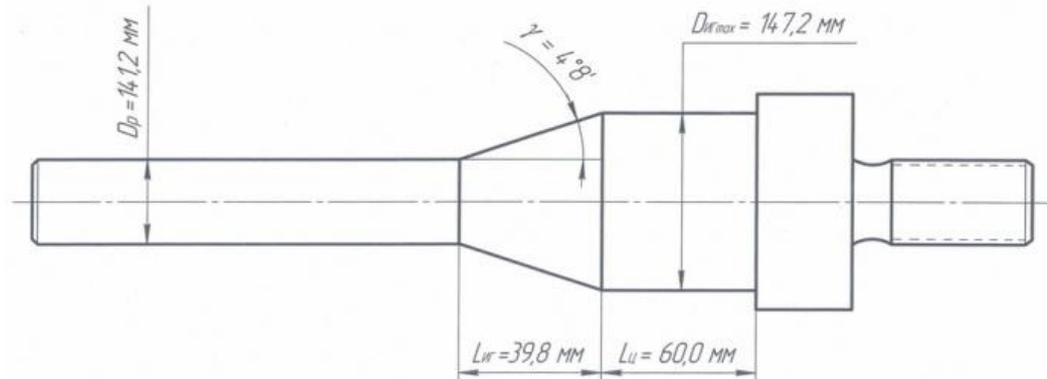


Рисунок 52 – Профилировка пресс-иглы

Использование профилированной пресс-иглы позволяет получить трубную заготовку с утонением заднего конца, которое компенсируется утолщением при редуцировании. При правильной профилировке пресс-иглы можно достигнуть отсутствия заднего утолщенного конца на трубах после РРС.

4.3 Результаты производства опытной партии труб

Изготовление опытной партии труб размером 73,02x5,51 мм из марки стали 32Г2 производилось с использованием 21 заготовки с наружным диаметром 324 мм, под прессование труб на прессовой линии 55 МН размером 152x6 мм с последующим редуцированием до труб размером 73,36x5,67 мм. Прессование всех труб производилось с использованием пресс-иглы с коническим участком. Редуцирование труб осуществлялось по двум скоростным режимам: заводской режим и разработанный режим.

От всех труб с переднего конца отрезаны патрубки длиной 2,5 м. Для каждого режима отобрано по 2 патрубка и произведен замер толщины стенки (приложение В).

По данным, представленным в приложении Г, построены графики изменения средней толщины стенки на переднем конце трубы в зависимости от

расстояния до торца трубы (рисунок 53). На графиках линией «максимум» обозначено максимальное значение средней толщины стенки, обеспечивающее верхний допуск по массе.

Результаты замеров диаметра и толщины стенки по телу трубы представлены в таблице 15.

Таблица 15 – Размеры средней части труб

Скоростной режим	I	II
Наружный диаметр, мм	73.17	73.28
Толщина стенки, мм	5.5	5.5

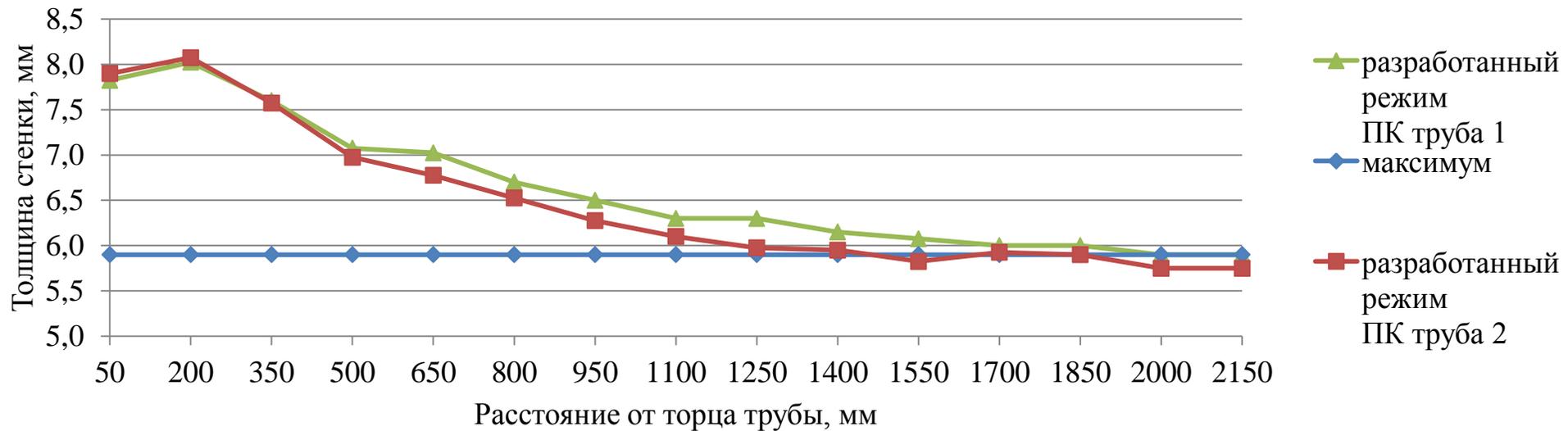
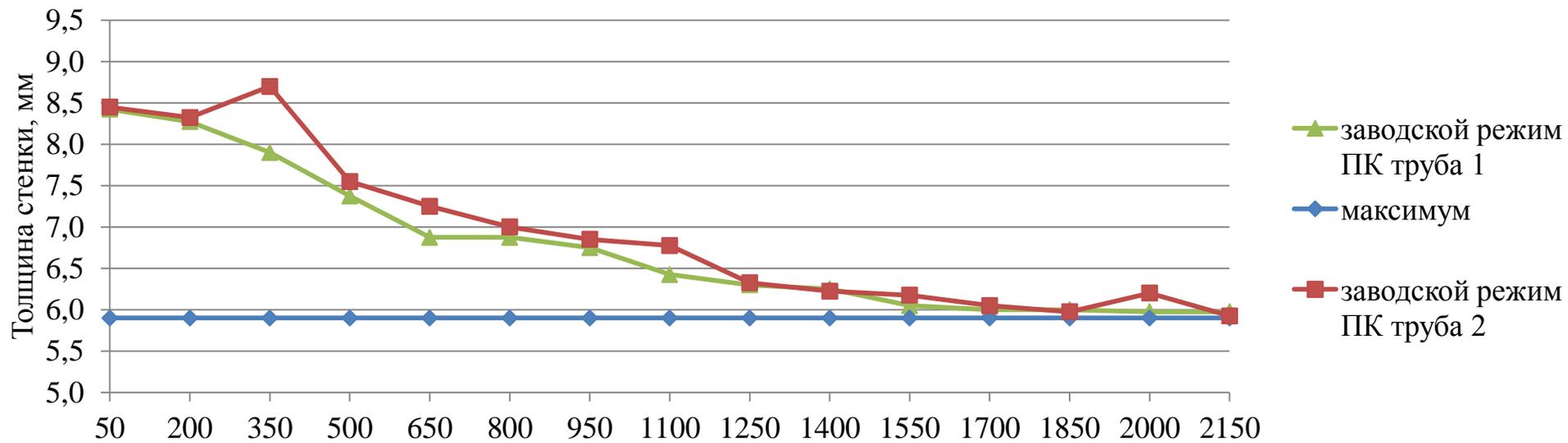


Рисунок 53 – Средняя толщина стенки трубы в зависимости от расстояния от торца трубы

Как видно из рисунка 53, длина утолщенного конца по первому скоростному режиму составила 2400 мм, по второму – 1900 мм. То есть разработанный скоростной режим позволил уменьшить длину утолщенных концов на 20 %.

В ходе производства опытной партии труб из стали 20Х13 были произведены замеры геометрических размеров 4 прокатанных труб (2 трубы с передней части плети и 2 трубы с задней) и одной трубы с пресса. Результаты замеров представлены в приложении В.

Наружный диаметр готовых труб соответствует требуемому, то есть используемая калибровка клетей позволяет получать необходимый размер. Скоростной режим деформации обеспечивает получение требуемой средней толщины стенки (приложение Г).

Для оценки точности толщины стенки были рассчитаны следующие параметры для замеров по телу трубы: абсолютная разностенность в поперечном сечении и относительная разностенность в поперечном сечении:

$$\Delta S = S_{max} - S_{min};$$

$$\Delta S_{отн} = \frac{\Delta S}{S_{cp}},$$

где $\Delta S, \Delta S_{отн}$ – абсолютная и относительная разностенность соответственно; S_{max}, S_{min}, S_{cp} – максимальное, минимальное и среднее значения толщины стенки соответственно.

В таблице 16 представлена обработка результатов замеров толщины стенки подката.

Так как распределение толщины стенки труб имеет нормальный закон распределения (рисунок 54), дисперсия значений толщины стенки и доля эксцентricности в общей дисперсии [115] определялась по следующим зависимостям:

$$\sigma^2 = \frac{1}{8} \sum_{k=1}^8 (S_i - S_{cp})^2;$$

$$a_{\text{э}} = \frac{\sigma_{\text{э}}^2}{\sigma^2} 100\%,$$

где $\sigma^2, \sigma_{\text{э}}^2$ – суммарная дисперсия и дисперсия от эксцентричности толщины стенки;

$a_{\text{э}}$ – доля эксцентричности в дисперсии.

Таблица 16 – Обработка результатов замеров толщины стенки подката

Сечение	$S_{\text{ср}}$, мм	ΔS , мм	$\Delta S_{\text{отн}}$, %	Дисперсия толщины стенки, мм ²	Доля эксцентричности в дисперсии, %
ПК	5,9	1,9	32,1	0,43	94,3
1000	5,9	1,0	17,0	0,11	76,8
2000	5,8	0,6	10,3	0,01	69,7
3000	5,7	0,4	7,0	0,07	18,0
4000	5,7	0,2	3,5	0,05	1,7
5000	5,7	0,4	7,0	0,06	14,0
6000	5,7	0,4	7,0	0,08	0,8
7000	5,7	0,4	7,0	0,06	0,1
8000	5,7	0,7	12,2	0,08	1,9
9000	5,8	0,5	8,7	0,06	3,1
10000	5,7	0,7	12,3	0,10	24,6
11000	5,6	0,6	10,6	0,11	6,4
ЗК	6,2	1,2	19,4	0,27	2,8
Сред.	5,7	0,5	9,3	0,1	19,7

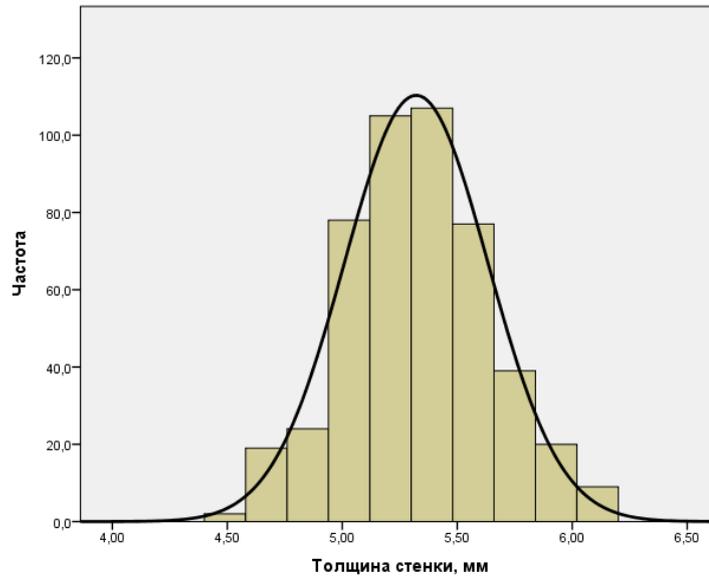


Рисунок 54 – Распределение значений толщины стенки труб

При этом дисперсия значений толщины стенки от эксцентриситетности определялась следующим образом [112]:

$$\sigma_3^2 = \frac{e^2}{2},$$

где e – эксцентриситет труб (рисунок 55), равный:

$$e = -\frac{\sum_{k=1}^8 S_i \cdot \cos \varphi}{\sum_{k=1}^8 \cos^2 \varphi},$$

где φ – угол замера толщины стенки S_i , с учетом того, что первое измерение проведено при угле равном 0° .

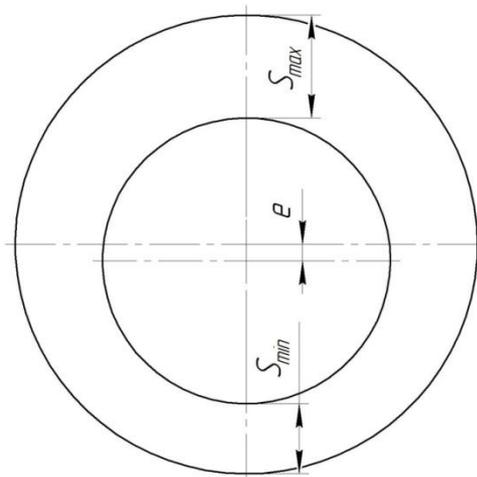


Рисунок 55 – Схема эксцентриситетности труб

Как видно из таблицы 16, разброс значений толщины стенки подката незначительный и укладывается в требуемое поле допуска +/-10 %.

Аналогичный анализ значений толщины стенки был произведен и для готовых труб. Замеры толщины стенки готовых труб производились с шагом 1000 мм по телу трубы и 200 мм с концов. Результаты анализа представлены в таблице 17.

Таблица 17 – Обработка результатов замеров толщины стенки готовых труб

$S_{\text{ср}}$, мм	ΔS , мм	$\Delta S_{\text{отн}}$, %	Дисперсия толщины стенки, мм ²	Доля эксцентрисности в дисперсии, %
Труба №1				
5,4	0,5	10,2	1,1	0,2
Труба №2				
5,5	0,9	15,4	0,6	1,6
Труба №3				
5,4	1,0	18,6	1,4	5,5
Труба №4				
5,5	0,6	11,2	0,6	1,9

От прокатанных плетей были отрезаны утолщенные концы, согласно данным по прокатке стали 32Г2, от переднего конца 2 м, от заднего – 3 м. После чего оставшаяся часть плети распиливалась на две части и производились замеры геометрических параметров. На рисунке 56 представлены результаты измерений средней толщины стенки по длине трубы.

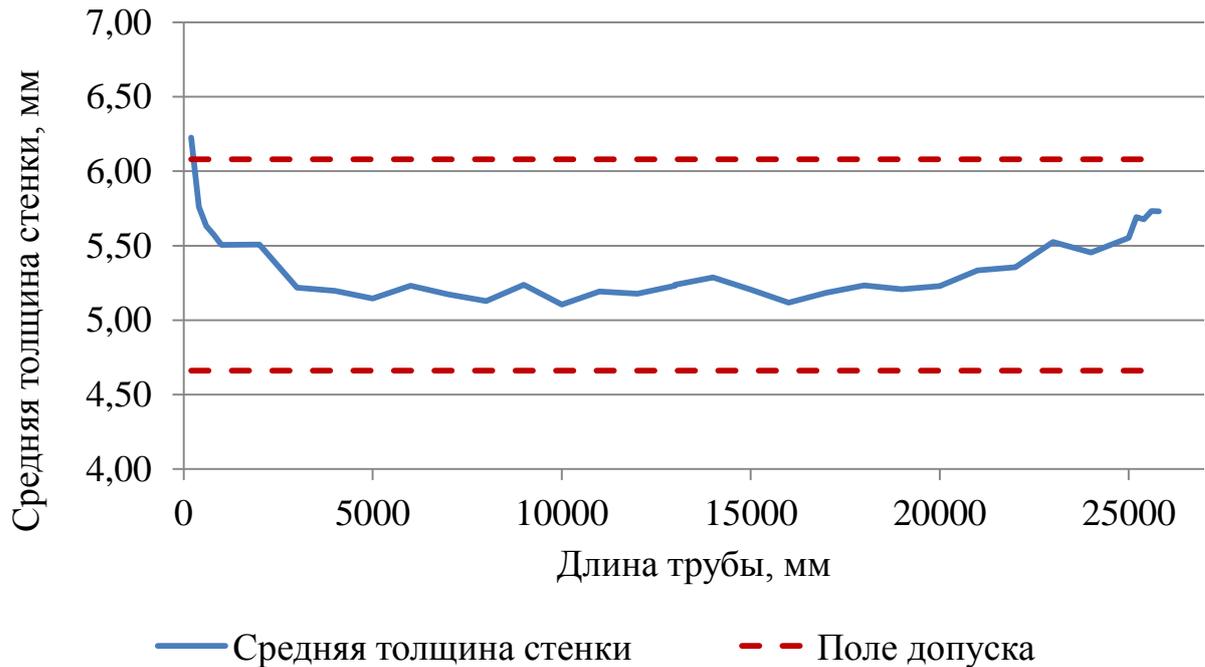


Рисунок 56 – Изменение средней толщины стенки по длине трубы

Как видно из таблицы 17, средняя разностенность труб находится в диапазоне от 10,2 до 18,6 %, что является хорошим показателем. В значительной мере снижается доля эксцентрисичности в дисперсии значений толщины стенки: со значения 19,7 % для подката до значений от 0,2 до 5,5 % для готовых труб.

Таким образом, деформационно-скоростной режим позволяет получать трубы с требуемыми геометрическими характеристиками.

Следует отметить, что в связи со склонностью стали 20X13 к термическому растрескиванию при производстве труб из данной стали охлаждение прокатного инструмента производилось в паузы между проходами и исключалось любое попадание жидкостей на горячий металл на речном холодильнике.

4.4 Определение экономического эффекта

При производстве труб методами горячего прессования и редуцирования основными статьями расхода металла являются: образование недопрессованной

части металла в контейнере (пресс-остаток) и удаление передних и задних утолщенных концов труб готового размера (таблица 18).

Таблица 18 – Статьи расхода металла при производстве труб методами горячего прессования и редуцирования

№	Технологические этапы производства	Классификация разновидностей причин потерь металла	Доля потерь, %	Суммарная доля потерь, %
1	Подготовительные операции	потери металла в стружку связанные с операциями механической обработки заготовки	1,0...2,0	2,3...4,0
		потеря металла при нагреве заготовки в угар	0,5...0,8	
		удаление с поверхности нагретой заготовки металла образующего окалину	0,8...1,2	
2	Экспандирование и прессование	потери металла связанные с операцией дополнительной механической обработки экспандированной заготовки	0,8...1,2	11,3...15,7
		образование недопрессованной части металла в контейнере – пресс-остатка	8,0...10,0	
		удаление передних концов прессованных труб, обладающих разнотолщинностью	2,5...4,5	
3	Операции отделки	потери металла в травильный раствор при удалении смазки с прессованных изделий	0,2...0,7	0,2...0,7
4	Редуцирование	удаление передних утолщенных концов труб готового размера	7,0...12,5	14,0...25,0
		удаление задних утолщенных концов труб готового размера	7,0...12,5	

При производстве труб готового размера методом горячего прессования отсутствует расход металла на отрезку утолщенных концов, но при этом имеется ограничение по длине готовых труб. Прессовая установка позволяет производить трубы только однократной длины до 15 м. При прессовании труб большего

наружного диаметра с последующим редуцированием можно изготавливать трубы трехкратной длины до 40 м. Количественной характеристикой, позволяющей оценить экономию металла при различных маршрутах производства, является расходный коэффициент металла (РКМ). При производстве труб по маршруту: прессование труб наружным диаметром 73 мм и толщиной стенки 5,5 мм из заготовки наружным диаметром 164 мм, расходный коэффициент металла составил 1,412. При производстве труб аналогичного размера с применением редуционно-растяжного стана из заготовки наружным диаметром 324 мм, расходный коэффициент металла составил 1,308. То есть экономия металла составит 7,36 %.

Ожидаемый экономический эффект при объеме производства 2 тыс.т/год труб из стали марки 20Х13 составит примерно 23 млн. руб. и обеспечит снижение стоимости передельных труб, а, соответственно и стоимости готовых труб на 7...10 %.

4.5 Редуцирование труб с использованием чередующихся приводных и неприводных клеток

Как отмечалось, основной статьей расхода металла при редуцировании является отрезка утолщенных концов, длина которых в большей степени зависит от межклетевого расстояния и режима натяжений.

Одним из факторов, определяющим межклетевое расстояние при конструировании безопрочных станов является диаметр валков. Диаметр валков в свою очередь должен обеспечить требуемую нагрузочную способность стана. Использование клеток с неприводными валками позволяет уменьшить рабочий диаметр валков.

Так известен способ многоклетевой прокатки [116], заключающийся в прокатке полых профилей в чередующихся приводных и неприводных клетях с

подачей на валки в процессе прокатки различных смазочно-охлаждающих материалов для обеспечения соотношения коэффициентов трения в приводных и неприводных валках в диапазоне $0,8 \div 0,95$. Недостатком способа многоклетевой прокатки является применение различных по химическому составу смазочных материалов для приводных и неприводных клетей или добавление в смазочно-охлаждающую жидкость абразива, что технологически усложняет процесс, а также повышает износ валков и приводит к увеличению длины утолщенных концов труб.

Также известен непрерывный стан безоправочного редуцирования [117], включающий чередующиеся приводные и неприводные прокатные клетки. Использование данных станом позволяет снизить энергозатраты, повысить технологическую гибкость стана. К недостаткам стана относятся возможность проскальзывания заготовки по поверхности приводных валков и повышенный износ валков.

Техническая задача, решаемая изобретениями, заключается в уменьшении длины утолщенных концов труб, снижении износа валков и энергопотребления.

Поставленная задача решается за счет того, что в способе прокатки труб в непрерывном многоклетевом стане, включающем деформацию заготовки в чередующихся приводных и неприводных клетях стана при различных условиях контактного трения в клетях с подачей смазочного материала на валки, согласно изобретению, прокатку производят валками приводных и неприводных клетей, отношение диаметров которых составляет, соответственно $1,2 \div 1,4$, при этом смазку подают перед прокаткой в виде брикетов смазочного материала в приводных клетях на участки ручья калибра каждого валка, ограниченные радиусом бочки валка и катающим радиусом валка, а в неприводных – по всей ширине валка. Кроме того, на валки приводных и неприводных клетей подают один и тот же смазочный материал.

Поставленная задача решается также за счет того, что в непрерывном многоклетевом стане для прокатки труб, содержащем чередующиеся приводные

и неприводные клетки, имеющие калиброванные валки и средства подачи смазки, согласно изобретению, отношение диаметров валков приводных клеток к диаметрам валков неприводных клеток составляет от 1,2 до 1,4, при этом средства подачи смазки выполнены с возможностью подачи смазки в виде брикетов из смазочного материала в приводных клетях на участки ручья калибра каждого валка, ограниченные радиусом бочки валка и катающим радиусом валка, а в неприводных – по всей ширине валка.

В предлагаемом способе перед прокаткой наносят один и тот же смазочный материал на рабочую поверхность прокатных валков, причем на приводные валки смазочный материал наносят не по всей ширине валка, а только на участки ручья калибра каждого валка, ограниченные радиусом бочки валка и катающим радиусом. Размещение прокатных клеток в линии стана осуществлено с чередованием приводных и неприводных валков, при этом отношение диаметров валков приводных клеток к диаметрам валков неприводных клеток составляет от 1,2 до 1,4.

На рисунке 57 схематично показан процесс редуцирования труб на многоклетьевом стане, на рисунке 58а – валок приводной клетки с участками нанесения на него смазочного материала и эпюры распределения линейных скоростей трубы и валка, на рисунке 58б – валок неприводной клетки с участком нанесения на него смазочного материала. Многоклетевой стан для прокатки труб содержит приводные клетки I с валками 1 и неприводными клетки II с валками 2 меньшего диаметра. На валки 1 приводных клеток I наносят смазочный материал 3 на участки ручья калибра, ограниченные радиусом R_6 бочки валка и катающим радиусом R_k валка, на валки 2 неприводных клеток II смазочный материал 4 наносят по всей ширине ручья калибра. В приводной клетки I схематично показаны зоны отставания 5 и опережения 6.

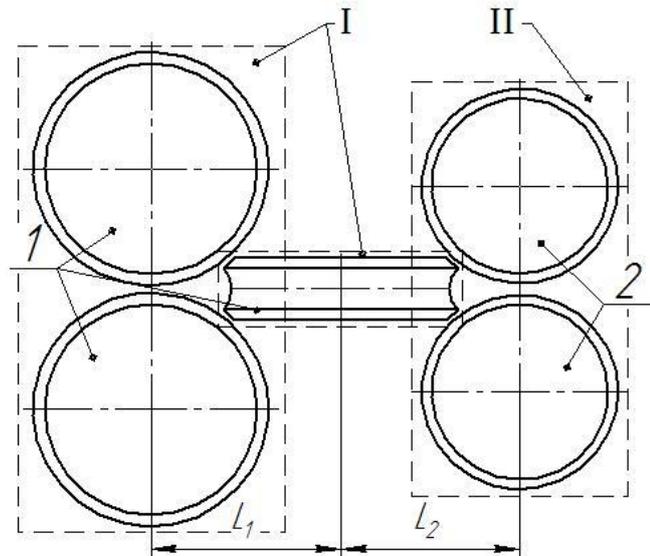


Рисунок 57 - Схема расположения валков

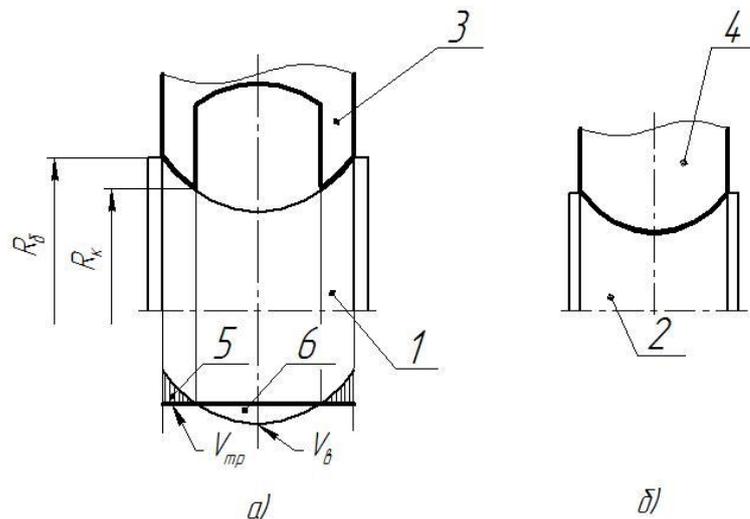


Рисунок 58 – Схема нанесения смазочного покрытия: а) – приводных валков; б) – не приводных валков

Способ непрерывной прокатки труб реализован на многоклетьевом стане следующим образом. Трубную заготовку подают в первую клетку с приводными валками 1, которые затягивают заготовку за счет сил трения и производят ее деформацию с перемещением заготовки к приводным валкам 1 второй клетки. Валки второй клетки работают аналогично валкам первой клетки и перемещают заготовку к не приводным валкам 2 меньшего диаметра третьей клетки. За счет выполнения валков не приводных клеток меньшим диаметром и нанесения смазочного материала на всю рабочую поверхность не приводных валков

обеспечивается лучшее проталкивание заготовки через калибр, образуемый неприводными валками. До момента захвата заготовки приводными валками четвертой клетки осуществляется ее проталкивание через калибр третьей клетки валками второй и первой клеток. После захвата заготовки приводными валками четвертой клетки осуществляется вытягивание заготовки из третьей клетки.

Существенной проблемой процесса редуцирования является наличие утолщенных концов труб, что ведет к повышению расходного коэффициента и снижению экономической эффективности процесса. Основное влияние на длину утолщенных концов оказывает межклетьеовое расстояние. Изготовление рабочих валков неприводных клеток диаметром в $1,2 \div 1,4$ раза меньше диаметра валков приводных клеток позволит сократить межклетьевые расстояния до 1,7 раза по сравнению с существующим и уменьшить длину утолщенных концов. Это достигается за счет возможности более плотного расположения приводных и неприводных клеток друг к другу (фиг. 1). Как видно из фиг. 1, межклетьеовое расстояние между приводными клетями L_1 больше межклетьеового расстояния между приводной и неприводной клетями L_2 . Помимо этого, обеспечивается улучшение условий обслуживания стана за счет возможности расположения привода с одной стороны; повышается устойчивость процесса редуцирования к внешним возмущающим воздействиям за счет демпфирующей способности неприводных клеток.

При изготовлении валков неприводных клеток диаметром более 1,4 диаметра валков приводных клеток происходит предельное снижение прочности валков неприводных клеток и возможно разрушение последних во время прокатки. А при изготовлении валков неприводных клеток диаметром меньшим, чем диаметр валков приводных клеток, в 1,2 раза происходит увеличение угла захвата, что приводит к увеличению осевой составляющей усилия прокатки в неприводных клетях, увеличению усилий проталкивания и протягивания трубы приводными клетями и, как следствие, к увеличению вероятности

проскальзывания заготовки по поверхности валков приводных клеток и увеличению износа последних.

Также существенной проблемой при прокатке с использованием приводных и неприводных клеток является повышенный износ валков, обусловленный проскальзыванием трубы в валках приводных клеток, так как помимо обжатия трубы приводные клетки выполняют функцию вытягивания и проталкивания трубы в смежные неприводные клетки. Усилие проталкивания и вытягивания зависит от силы трения, действующей на поверхности контакта трубы с валками неприводной клетки, которая, в свою очередь, определяется площадью контакта и коэффициентом трения. Использование валков неприводных клеток меньшего диаметра позволяет уменьшить площадь контакта поверхности валков с трубой, а нанесение смазки на рабочую поверхность валков неприводных клеток – уменьшить коэффициент трения, что обеспечивает снижение износа валков.

Как известно, в процессе прокатки в зоне контакта трубы с поверхностью валков приводных клеток в зависимости от соотношения линейных скоростей трубы $V_{тр}$ и валка V_v присутствуют зоны опережения и отставания. Причем в зоне опережения, находящейся в вершине калибра, действует реактивная сила трения, которая играет негативную роль, поэтому при прокатке стремятся уменьшить площадь этой зоны. Площадь зоны опережения при прокатке труб в овальных и круглых калибрах можно уменьшить за счет увеличения зоны отставания. На расположение этих зон оказывает влияние коэффициент трения между трубой и поверхностью валка. При уменьшении коэффициента трения в зоне отставания линия, разграничивающая эти зоны, сместится ближе к вершине калибра, то есть площадь зоны опережения уменьшится, при этом линией разграничения зон считается линия на рабочей поверхности валка, где радиус валка равен катающему радиусу. При нанесении смазки не по всей ширине ручья калибра каждого валка приводных клеток, а только на участки, ограниченные радиусом бочки валка и катающим радиусом валка, захватывается большая часть площади зоны отставания. При уменьшении площади зоны отставания происходит

снижение реактивной силы трения и, соответственно, требуется меньше мощности для вращения приводных валков, за счет чего достигается снижение энергопотребления.

На предлагаемый способ прокатки и устройство для его осуществления получено положительное решение о выдаче патента по заявке на изобретение [100].

Выводы по главе 4

1. На основе анализа распределения межклетевых натяжений и механизма формирования утолщенных концов разработана методика расчета скоростного режима редуцирования, позволяющая получать трубы с меньшей на 26 % длиной утолщенных концов;

2. Проведенное компьютерное моделирование процесса редуцирования с использованием скоростного режима, рассчитанного с применением разработанной методики, подтвердило уменьшение длины утолщенных концов на 26 %;

3. На основании математической модели процесса редуцирования разработана автоматизированная методика расчета технологических параметров, которая адаптирована к условиям работы редуциционно-растяжного стана АО «ВТЗ»;

4. В ходе производства опытно-промышленной партии труб из стали марки 32Г2 с использованием технологических режимов, рассчитанных с применением АМР, получено 20 % уменьшение длины переднего утолщенного конца. Экономический эффект от внедрения разработанной технологии составит 23 млн. руб./год.

5. Произведена опытно-промышленная партия насосно-компрессорных труб из стали марки 20Х13 наружным диаметром 73 мм и толщиной стенки 5,5 мм в соответствии с требованиями ТС 1082-2012;

6. Разработано техническое решение, направленное на повышение эффективности процесса редуцирования, которое заключается в редуцировании труб в стане с чередующимися приводными и не приводными клетями при различных условиях контактного трения в клетях с подачей смазочного материала на валки, при этом валки не приводных клетей выполнены меньшим диаметром, что позволяет уменьшить межклетевое расстояние.

ВЫВОДЫ ПО РАБОТЕ

В результате выполненной диссертационной работы достигнута поставленная цель и получены следующие результаты:

1. Для процесса редуцирования труб разработана математическая модель расчета геометрических и кинематических параметров очага деформации при прокатке в трехвалковом непрерывном безоправочном стане, учитывающая характер формоизменения деформируемого металла по периметру калибра. Данную математическую модель сравнивали с результатами твердотельного моделирования в лицензионной САД системе трехмерного проектирования КОМПАС-3D, что показало достоверность полученных зависимостей для определения геометрических параметров очага деформации (погрешность менее 0,2 %).

2. С применением энергетического метода разработана математическая модель процесса редуцирования труб в трехвалковых калибрах. Определены аналитические зависимости для расчета составляющих уравнения энергетического баланса. Разработан алгоритм решения уравнений энергетического баланса для всего стана и каждой клетки в отдельности, позволяющий научно-обосновано определять межклетевое натяжение трубы при безоправочной прокатке в трехвалковых калибрах.

3. Достоверность полученных аналитических зависимостей по определению кинематических характеристик процесса подтверждена результатами лабораторных исследований, при этом относительная величина расхождения расчетных и экспериментальных данных при определении скорости течения металла на выходе из очага деформации не превышала 3 %.

4. Показано, что разработанные математические модели процесса редуцирования возможно эффективно использовать для анализа и повышения эффективности технологии безоправочной продольной прокатки труб. В частности, на основе полученных зависимостей межклетевого натяжения от

скоростного режима, коэффициента трения, деформируемого материала, температуры деформации и исходных размеров заготовки разработана новая инженерная методика расчета скоростного режима редуцирования в трехвалковых калибрах.

5. С помощью компьютерного моделирования процесса редуцирования в лицензионном программном обеспечении QForm-3D, основанной на методе конечных элементов, подтверждена возможность уменьшения длины утолщенных концов при использовании разработанной методики расчета скоростных режимов редуцирования.

6. На основе теоретического и экспериментального исследования процесса редуцирования разработана методика расчета технологических параметров процесса редуцирования (деформационно-скоростных, энергосиловых и температурных режимов), которая численно реализована в программном продукте «EX-ram», позволяющая оперативно проводить расчеты технологических параметров. Разработанный программный продукт адаптирован к условиям работы редуциционно-растяжного стана трубопрессовой установки усилием прессования 55 МН АО «ВТЗ» и использован при определении деформационно-скоростных режимов редуцирования труб из стали марки 32Г2. Разработанная методика позволяет производить корректировку технологического режима на основе измерений толщины стенки трубы готового размера или труб-заготовки.

7. Результаты производства насосно-компрессорных труб наружным диаметром 73 мм с толщиной стенки 5,5 мм из стали 20Х13 в условиях АО «ВТЗ» подтвердили теоретические и экспериментальные исследования, в частности, использование технологических режимов определенных с использованием разработанной программы позволили уменьшить длину утолщенных концов труб готового размера на 20 %.

8. Разработан комплексный подход к повышению эффективности процесса редуцирования труб на прессовой линии усилием 55 МН с редуциционно-растяжным станом, направленный на снижение расхода металла и включающий:

уменьшение расходного коэффициента металла в процентном отношении за счет увеличения длины производимых труб; уменьшение длин утолщенных концов за счет применения разработанной методики расчета скоростных режимов.

9. При производстве труб из стали 20Х13 в объеме 2 тыс. тонн/год экономический эффект от внедрения разработанной технологической структуры составит 23 млн. руб.

10. Проведено экспериментальное исследование процесса формирования физико-механических свойств стали 20Х13 при осуществлении высокотемпературной термомеханической обработки в линии редуционно-растяжного стана, позволившее разработать технологический режим, обеспечивающий получение требуемых физико-механических свойств стали 20Х13 группы прочности L80 в хладостойком исполнении в соответствии с ТУ 14-ЗР-114-2011.

11. Разработано техническое решение, направленное на повышение эффективности процесса редуцирования, которое заключается в редуцировании труб в стане с чередующимися приводными и не приводными клетями при различных условиях контактного трения в клетях с подачей смазочного материала на валки, при этом валки не приводных клетей выполнены меньшим диаметром, что позволяет уменьшить межклетевое расстояние.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Pat. 11140594 JP, IPC B21B3/02; C 22 C 38/00, C 22 C 38/44, C 22 C 38/50. Seamless martensitic stainless steel pipe excellent in hot workability and sulfide stress cracking resistance / O. Masaharu, S. Toshiharu. – 25.05.1999.
2. Пат. 2323982 РФ, МПК С 21 D 9/08, С 21 D 1/76. Труба из коррозионностойкой мартенситной стали и способ ее изготовления / М. Танида. – 05.10.2008.
3. Пат. 2363877 РФ, МПК F 16 L 9/02, С 21 D 8/10, С 22 C 38/58, С 22 C 38/38. Труба из нержавеющей стали для нефтяных скважин / А. Хисаси, К. Кунио, У. Масакацу. – 10.08.2009.
4. Проведение исследований и технологическое сопровождение производства горячепрессованных труб нефтяного сортамента из сталей типа 13Сг и суперхром (промеж.): № 1.21.7-М-56/11, 1 этап / Российский научно-исследовательский институт трубной промышленности. – Екатеринбург, 2011. – 24 с.
5. Марченко, К.Л. Эффективные режимы прошивки непрерывнолитой заготовки на стане винтовой прокатки ТПА-200 ВТЗ / К.Л. Марченко, К.А. Поляков, Б.А. Романцев и др. // Труды пятого конгресса прокатчиков: сб. науч. тр. – Москва, 2004. – С. 30-305.
6. API Spec 5CT. Обсадные и насосно-компрессорные трубы. Технические условия. — 9-е изд. – Американский нефтяной институт, 2011. – 287 с.
7. Pat. 2005131667 JP, В 21 С 23/00, В 21 С 23/08, В 21 С 23/32, В 21 С 25/02. Manufacturing method for hot-extruded seamless steel tube / H. Toshiyuki, S. Atsushi, N. Kimisuke – 26.05.2005.
8. Пат. 2006308 РФ, В 21 С 23/08. Способ производства горячепрессованных труб / В.В. Фролочкин, В.А. Салаутин, В.Я. Генкин, В.Ю. Кузнецов. –

- 30.01.1994.
9. Сайт компании "JFE Steel Corporation". [Электронный ресурс], <http://www.jfe-steel.co>, (дата обращения: 15.10.2010).
 10. Чукмасов, А. С. Трубы из центробежнолитых заготовок. / А.С. Чукмасов // Производство труб, ВНИТИ. – Днепропетровск, 1968.
 11. Технические условия JFE: SML-06-16. . Изготовление и порядок проверок. Для бесшовных труб API5CT L80-13Cr/JFE-13Cr80/JFE-HP-1-13Cr95/JFE-HP-2-13Cr95, 110. – 10.10.2006.
 12. Пат. 2307716 РФ, В 21 В 19/04. Способ изготовления бесшовных труб / Я. Томио, С. Казухиро. –10.10.2007.
 13. Пат. 2233721 РФ, В 21 В 21/00. Способ производства передельных и товарных труб из центробежнолитых полых заготовок труднодеформируемых марок стали и сплавов / А.В. Сафьянов, А.А. Федоров, В.В. Игнатъев, Л.И. Лапин. –31.10.2002.
 14. Матвеев, Б.Н. Совершенствование производства труб из высоколегированных сталей: обзор материалов компаний "Kawasaki Staal" и "Sumitimo Metal Ind." (Япония) // Сталь, №3, 2000. — С. 56-59.
 15. Пат. 2226132 РФ, В 21 В 21/00. Способ производства бесшовных горячекатанных передельных труб из труднодеформируемых марок стали и сплавов / А.В. Сафьянов, А.А. Федоров, В.В. Игнатъев, Л.И. Лапин. – 13.12.2001.
 16. Пат. 2334572 РФ, В 21 В 21/00. Способ прокатки труб большого и среднего диаметра из труднодеформируемых марок стали на пилигримовом стане / Л.И. Лапин, Д.В. Марков, В.Я. Осадчий, А.В. Сафьянов. –07.11.2006.
 17. Пат. 2214312 РФ, В 21 В 21/00. Способ производства труб из труднодеформируемых марок стали и сплавов с повышенным коэффициентом линейного расширения / А.В. Сафьянов, А.А. Федоров, В.В. Игнатъев, Л.И. Лапин. –26.07.2001.

18. Пат. 2306993 РФ, В 21 В 23/00. Способ подготовки кованных и непрерывно-литых заготовок, слитков электрошлакового переплава к прокатке котельных труб, полых гильз заготовок из труднодеформируемых марок стали и сплавов к прокатке товарных и передельных труб по ГОСТ 9940 / А.В. Сафьянов, А.А. Федоров, В.И. Тазетдинов, С.Г. Чикалов. – 04.07.2005.
19. Пат. 2322317 РФ, В 21 В 21/00. Способ производства слитков-заготовок электрошлаковым переплавом из труднодеформируемых марок стали и сплавов и прокатки из них товарных труб большого и среднего диаметров на трубопрокатных установках с пилигримовыми станами / А.В. Сафьянов, А.А. Федоров, К.Н. Никитин, Л.И. Лапин. – 17.04.2006.
20. Пат. 2357815 РФ, В 21 В 17/04. Способ удлинительной прокатки с использованием стана для прокатки бесшовных труб на оправке / А. Ямане. – 28.03.2006.
21. Pat. 102172626 CN, В 21 В 19/06, В 21 В 19/10. Hot rolling production method for super 13Cr oil pipes with diameetr of 48 to 89 millimeters / Z. Yan, X. Guan, Q. Sun, H. Liang. – 07.09.2011.
22. Pat. 8071618 JP, В 21 В 25/00. Mandrel bar for hot rolled seamless pipe / К. Tsubouchi. – 19.03.1996.
23. Pat. 2003105441 JP, С 21 D 8/10, С 22 С 38/00, С 22 С 38/46 Method for manufacturing seamless tube of 13 Cr Martensitic stainless steel havihg high strength and high toughness / М. Yukio, К. Mitsuo, Т. Takaaki. – 09.04.2003.
24. Пат. 2336133 РФ, В 21 В 23/00. Способ горячей обработки хром содержащих сталей / Х. Ясуйоси, И. Сумио, А. Тосиро, Н. Хироцугу. – 20.10.2008.
25. Разработка технологии изготовления обсадных и насосно-компрессорных труб из сталей типа супер-хром (на основе 13Cr) с улучшенной хладостойкостью и сопротивлением СКРН (заключ.): № 1.21.1-М-13/07 / ЕФ ОАО "РосНИТИ". – Екатеринбург, 2010. – с. 57.
26. Шевченко, А.А. Непрерывная прокатка труб / А.А. Шевченко. – Харьков:

Металлургиздат, 1954. – с. 268.

27. Гуляев, Г.И. Определение частных деформаций при редуцировании и калибровании труб / Г.И. Гуляев, В.А. Юргеленас, А.К. Зимин // Сталь. – №4. – М., 1968. – С. 350-354.
28. Колмогоров, В.Л., Гейберг А.З. приложение к ж. "Сталь" / В.Л. Колмогоров, А.З Гейберг // Прокатное и трубное производство. – М.: Metallurgizdat, 1959. – С. 172-179.
29. Гуляев, Г.И. Тр.УкрНИТИ сб. №6 / Г.И. Гуляев, В.А. Юрегленас. // Производство труб. – Харьков: Metallurgizdat, 1962. – С. 95-102.
30. Шевченко, А.А. Сб. УкрНИТИ №7 / А.А. Шевченко, А.К. Зимин // Производство труб. – Харьков: Metallurgizdat, 1962. – С. 39-50.
31. Швейкин, В.В. Об изменении толщины стенки трубы при редуцировании / В.В. Швейкин, Г.Я. Гун, // Научные доклады Высшей школы: Metallurgiya – №1 – 1958. – С. 140-145.
32. Колмогоров, В. Л. // Техническая информация НТО ЧМ Новотрубного завода. – №5. – 1958. – С. 20-27.
33. Тарновский, И. Я. Теория обработки металлов давлением / И.Я. Тарновский, А.А Поздеев, О.А. Ганаго и др. – М.: Metallurgizdat, 1963. – 672 с.
34. Анисифоров, В.П. Редукционные станы / В.П. Анисифоров, Л.С. Зельдович, В.Д. Курганов, Р.М. Шпигельман, В.А. Ивоботенко. – М.: Metallurgiya, 1971. – 256 с.
35. Гун, Г. Я. Пластическое формоизменение металлов / Г.Я. Гун, П.И. Полухин, В.П. Полухин, Б.А. Прудковский,. – М.: Metallurgiya, 1968. –416 с.
36. Швейкин, В.В. Зависимость изменения толщины стенки трубы при редуцировании от вязко-пластических свойств (упрочнения) металла / В.В. Швейкин, П.Н. Ившин // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – №6. – 1964. – С. 98-103.

37. Швейкин, В.В. Деформация трубы без оправки / В.В. Швейкин, П.Н. Ившин // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – №1. – 1964. – С. 35-42.
38. Гуляев, Г.И. Технология непрерывной безоправочной прокатки труб / Г.И. Гуляев, П.Н. Ившин, И.Н. Ерохин, А.К. Зимин, В.П. Рукобратский. – М.: Металлургия, 1975.
39. Гуляев, Г. И. Оценка точности формул для расчета изменения толщины стенки при редуцировании / Г.И. Гуляев, П.Н. Ившин // Сталь. – №1, 1973. – С. 55-58.
40. Гуляев, Г.И. Теоретические проблемы прокатного производства / Г.И. Гуляев, П.Н. Ившин, В.А. Юргеленас // Тезисы докладов и сообщений Всесоюзной научно-технической конференции – Днепропетровск, 1972. – С. 352-355.
41. Швейкин, В.В. Вытяжка трубы в зависимости от овализации калибра и числа валков в клети редуциционного стана / В.В. Швейкин, П.Н. Ившин // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – М., 1964. – С. 92-97.
42. Гуляев, Г.И. Влияние деформации на поперечную разностенность при горячем редуцировании и холодной прокатке труб / Г.И. Гуляев, Е.Д. Кузнецов, И.Н. Ерохин, А.Н. Коршаков, В.К. Яновия // Сталь. – №1. – 1974. – С. 59-62.
43. Гуляев, Г.И. Внутренняя граненность труб и ее устранение при горячем и холодном редуцировании / Г.И. Гуляев, А.Г. Ратнер // Сталь. – №7. – 1980. – С. 605-609.
44. Ломаченко, А.Н. Поперечная разностенность труб при редуцировании в двух- и четырех-валковых клетях / А.Н. Ломаченко, Ю.И. Блинов, В.К. Риспель, Ю.П. Медников // Сталь. – №10. – 1973. – С. 927-928.
45. Дукмасов, В.Г. Математические модели и процессы прокатки профилей высокого качества: Монография / В.Г. Дукмасов, А.В. Выдрин – Челябинск:

Изд-во ЮУрГУ, 2002. – 215 с.

46. Ериклинцев, В.В. Труды УНИИЧМ. т.6 / В.В. Ериклинцев, Д.С.Фридман // Некоторые вопросы теории непрерывной прокатки. Проблемы деформации металлов. – 1968.
47. Ериклинцев, В.В. Применение вариационного принципа возможных изменений напряженного и деформированного состояния для исследования непрерывной прокатки / В.В. Ериклинцев, Д. С Фридман // Прокатное производство. Материалы научно-технической конференции прокатчиков. Издание УПИ: Свердловск, 1968.
48. Ериклинцев, В.В. Теория редуцирования труб / В.В. Ериклинцев, Ю.И. Блинов, Д.С. Фридман, Л.М. Грабарник – Свердловск: Средне-Уральское Книжное издательство, 1970. – 230 с.
49. Колмогоров, В.Л. Механика обработки металлов давлением / В.Л. Колмогоров – М.: Металлургия, 1986. – 688 с.
50. Выдрин, В.Н. Кинематика и геометрия очага деформации при редуцировании труб / В.Н. Выдрин, Ю.И. Блинов // Производство сварных и бесшовных труб: Сб. статей УралНИТИ, 1, 1964. – С. 37-45.
51. Крайнов, В.И. Геометрические и кинематические параметры очага деформации в овальных и круглых калибрах / В.И. Крайнов, В.Н. Выдрин // Теория и технология прокатки: Сб. науч. тр. ЧПИ, №54, 1968. – С. 231-255.
52. Кириченко, А.Н. Распределение напряжений и удельного давления в очаге деформации при редуцировании труб / А.Н. Кириченко // Производство труб: Сб. ст. Укр. трубный институт, 6, 1962. – С. 5-12.
53. Выдрин, В.Н. Мощность при редуцировании труб с натяжением / В.Н. Выдрин, Ю.И. Блинов // Производство сварных и бесшовных труб: Сб. статей УралНИТИ, №1, 1964. – С. 45-50.
54. Блинов, Ю.И. Продольная прокатка труб в многовалковых калибрах / Ю.И. Блинов – ЧелябинскМеталл, 1992. – С. 240.

55. Зельдович, Л.С. Математическая модель управления средней толщиной стенки труб в редуционном стане с дифференциально-групповым приводом / Л.С. Зельдович, В.А. Ивоботенко // Новые технологии и машины для производства труб: сб. науч. тр. – М., 1990. – С. 13-31.
56. Гуляев, Г.И. Освоение технологии редуцирования труб на установке 30-102 / Г.И. Гуляев, В.П. Рукобратский, Л.С. Зельдович и др. // Сталь. –1973. – №8. – С. 739-741.
57. Анисифоров, В.П. Расчет скоростных режимов при редуцировании труб с натяжением / В.П. Анисифоров, Л.С. Зельдович // Бюллетень ЧНИИЧМ. – 1966. –№19. – С. 48-50.
58. Гуляев, Г.И. Влияние основных технологических факторов на параметры процесса редуцирования труб при жесткой кинематике привода / Г.И. Гуляев, Г.А. Фролова // Теория и практика редуцирования труб. – Челябинск: Южно-Уральское книжное издательство, 1972. – С. 32-36.
59. Выдрин, В.Н. О постановке и решении задач непрерывной прокатки / В.Н. Выдрин // Теория и технология прокатки: тематический сб. науч. тр. – Челябинск, 1989. – С. 3-13.
60. Зильберг, Ю.В. Теория обработки металлов давлением: Монография / Ю.В. Зильберг. – Днепропетровск-Пороги, 2009. – 434 с.
61. Гуляев, Ю.Г. Математическая модель процесса непрерывной безоправочной продольной прокатки труб в стане с индивидуальным приводом / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Н.Ю. Квитка // Теория и практика металлургии. – 2006. – №3. – С. 66-74.
62. Гуляев, Ю.Г. Математическая модель непрерывной безоправочной продольной прокатки труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Квитка Н.Ю. // Теория и практика металлургии. –2006. – №6. – С. 54-67.
63. Марченко, Л.Г. Математическая модель процесса непрерывной безоправочной продольной прокатки труб / Л.Г. Марченко, Е.И. Шифрин,

- Ю.Г. Гуляев // Сталь. –2007. – №8. – С. 84-87.
64. Швейкин, В.В. Удельное давление при прокатке трубы без оправки / В.В. Швейкин, Г.Я. Гун // Научные доклады высшей школы. Metallургия. –1958. – №2. – С. 167-169.
65. Шифрин, Е.И. Методика расчета энергосиловых параметров непрерывной безоправочной прокатки труб / Е.И. Шифрин // Сталь. –2007. – №1. – С. 60-61.
66. Ивоботенко, В. А. К вопросу о методике расчета основных параметров редуцирования с натяжением / В.А. Ивоботенко // Трубное производство Урала: сб. науч. тр. – Челябинск: Юж.-Урал. Книжное изд-во, 1975. – С. 48-55.
67. Целиков, А.И. Теория прокатки / А.И. Целиков, А.И. Гришков. – М.: Metallургия, 1970. – 351 с.
68. Ивоботенко, В.А. Определение катающих диаметров и вращающих моментов на валках редуцирующего стана при редуцировании труб с натяжением / В.А. Ивоботенко // Труды ВНИИМЕТМАШ. –1963. – №7. – С. 56-69.
69. Друян, В.М. Теория и технология трубного производства / В.М. Друян, Ю.Г. Гуляев, С.А. Чукмасов – Днепропетровск: РИА "Днепр-ВАЛ", 2001. –544 с.
70. Макаров, И.П. Утолщение концов труб при штучном редуцировании с натяжением / И.П. Макаров // Трубное производство Урала: сб. науч. тр. – Челябинск: Юж.-Урал. Книжное изд-во, 1972. – С. 73-75.
71. Ериклинцев, В.В. Метод уменьшения концевых отходов при штучном редуцировании труб / В.В. Ериклинцев, Д.С. Фридман // Трубное производство Урала. –1972. – №2. – С. 70-73.
72. Гуляев, Г.И. Влияние внутренней граненности на длину отрезаемых утолщенных концов труб при редуцировании / Г.И. Гуляев, А.Г. Ратнер, И.Ю. Коробочкин // Сталь. – 1982. – №2. – С. 63-66.
73. Матвеев, Ю.М. Новые процессы производства труб / Ю.М. Матвеев, Ю.В.

- Самарянов, П.Г. Гилев и др. – М.: Металлургия, 1969. – 264 с.
74. Губкин, С.И. Теория обработки металлов давлением / С.И. Губкин. – Металлургиздат, 1947. – 532 с.
75. Кузнецов, Э.М. Изменение толщины стенки труб при редуцировании для случая неравных переднего и заднего натяжений / Э.М. Кузнецов // Сталь. – 1985. – №6. – С. 61-62.
76. Технические условия 14-ЗР-121-2011. Трубы насосно-компрессорные бесшовные и муфты к ним из сталей мартенситного класса типа 13Cr и типа супер 13Cr с газогерметичными резьбовыми соединениями «ТМК FMT» и «ТМК PF» для месторождений ОАО «ГазПром». – Челябинск, 2011. – 32 с.
77. Sumitomo Metal Industries Ltd, Режим доступа: <http://www.sumitomometals.co.jp/e/business/sm-series.pdf>.
78. Лаев, К.А. Влияние легирования и термической обработки на структуру и свойства коррозионностойких высокохромистых сталей мартенситного и супер мартенситного классов для изготовления труб нефтегазового сортамента: Дис.... канд. тех. наук: 05.16.01. /Лаев Константин Анатольевич. – Челябинск, 2016. – 142 с.
79. Афонин, В.К. Металлы и сплавы: справочник / В.К. Афонин, Б.С. Ермаков, Е.Л. Лебедев и др.; под ред. Ю.П. Солнцева. – СПб.: Проффессионал, 2007. – 1089 с.
80. Миннеханов, Р.Г. Влияние модифицирования наночастицами тугоплавких соединений на служебные свойства стали / Р.Г. Миннеханов, Е.Н. Еремин, Г.Н. Митраков, Г.Н. Миннеханов // Вестник ОмГТУ. – 2012.
81. Корниенко, О.Ю. Оценка возможности применения изотермической закалки для повышения конструктивной прочности толстостенных труб повышенной надежности / О.Ю. Корниенко, С.В. Беликов, К.И. Сергеева и др. // Вестник УПИ. – 2012.
82. Выбойщик, М.А. Повышение конструктивной прочности труб за счет

- совмещения термомеханической и термической обработок / М.А. Выбойщик, Л.Г. Марченко // Петербургские чтения по проблемам прочности: Сборник тезисов – Спб.: 2003. – С. 209-210.
83. Кудряков, О.В. Повышение функциональных свойств трубной стали при комбинированной термической обработке / О.В. Кудряков, И.Г. Погорелов // Вестник ДГТУ. – 2007 – №2. – С.182-190.
84. Райцес, В.Б. Термическая обработка: в помощь рабочему-термисту / В.Б. Райцес – М.: Машиностроение, 1980. —193 с.
85. Смирнов, М.А. Основы термической обработки стали / М.А. Смирнов, В.М. Счастливец, Л.Г. Журавлев. – Екатеринбург: УрО РАН, 1999. – 494 с.
86. Смирнов, Л.В. Влияние пластической деформации в аустенитном состоянии на хрупкость при отпуске конструкционных легированных сталей / Л.В. Смирнов, Е.Н. Соколов, В.Д. Садовский // ДАН СССР. – 1955. – Т. 103, №4. – С. 609-610.
87. Булгаков, В.П. Высокотемпературная термомеханическая обработка в технологии производства бесшовных труб / В.П. Булгаков // Производство бесшовных труб из непрерывнолитых заготовок АН ГССР, Ин-т металлургии им. 50-летия СССР. – 1988. – С. 86-90.
88. Смирнов, М.А. Высокотемпературная термомеханическая обработка и хрупкость сталей и сплавов / М. А. Смирнов, С.Н. Петрова., Л.В. Смирнов. – М.: Наука, 1991. –167 с.
89. Берштейн, М.Л. Термомеханическая обработка стали / М.Л. Берштейн, В.А. Займовский, Л.М. Капуткина – М.: Металлургия, 1983. – 480 с.
90. Бернштейн, М.Л. Термомеханическая обработка металлов и сплавов, т. 1-2 / М.Л. Бернштейн. – М., 1968.
91. Выдрин, А.В. Энергетический баланс процесса прокатки труб нефтяного сортамента на редуционном стане / А.В. Выдрин, Е.В. Храмков, М.В. Буняшин // Металлург. – 2016. – №1. – С. 21-25.

92. Выдрин, А.В. Кинематика очага деформации при безопрочной прокатке труб нефтяного сортамента / А.В. Выдрин, Е.В. Храмков, М.В. Бунышин // Вестник ЮУрГУ. Серия "Металлургия". –2016. – №1. – С. 91-97.
93. Колмогоров, В.Л. Напряжения, деформация, разрушение / В.Л. Колмогоров – М.: Metallurgy, 1970. – 229 с.
94. Аркулис, Г.Э. Теория пластичности / Г.Э. Аркулис, В.Г. Дорогобид – М.: Metallurgy, 1987. –352 с.
95. Выгодский, М.Я. Справочник по высшей математике / М.Я. Выгодский. – М.: Наука, 1987. – 872 с.
96. Агеев, Л. М. Курс лекций: Теория процессов ОМД / Л.М. Агеев. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2003. – 94 с.
97. Бусленко, Н.П. Математическое моделирование производственных процессов на цифровых вычислительных машинах / Н.П. Бусленко – М.: Наука, 1964. – 364 с.
98. Грудев, А.П. Внешнее трение при прокатке / А.П. Грудев – М.: Metallurgy, 1973. – 288 с.
99. Леванов, А.Н. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин и др. – М.: Metallurgy, 1976. – 416 с.
100. Заявка на изобретение №2015141791 РФ. Способ непрерывной прокатки труб и непрерывный многоклетевой стан для его осуществления / А.В. Выдрин, В.И. Кузнецов, Е.В. Храмков. – №2015141791/02; заявл. 01.10.2015; приоритет 01.10.2015.
101. Зинченко А.В. Повышение эффективности процесса высадки концов бурильных труб на основе математического и физического моделирования: Дис.... канд. тех. наук: 05.16.05. /Зинченко Анна Владимировна. – Челябинск, 2013. – 164 с.
102. Baines, K. Lead as a model material to simulate mandrel rolling of hot stell tube//

- Journal of materials processing technology. – 2001. – V.118. – P. 422-428.
103. Адлер, Ю.П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е.В. Маркова, Ю.В. Грановский – М.: Наука, 1976. – 279 с.
104. Ахмедьянов, А.М. Исследование горячей деформации стали 20Х13 в условиях изотермического сжатия / А.М. Ахмедьянов, С.В. Рущиц, М.А. Смирнов // Трубы-2014: сб. науч. тр. – Челябинск, 2014. – С. 50-67.
105. Храмов, Е.В. Исследование влияния температурно-деформационных режимов на хладостойкость стали 20Х13 / Е.В. Храмов, А.М. Ахмедьянов, К.А. Лаев, А.В. Выдрин, М.А. Смирнов // Трубы-2014: сб. науч. тр. – Челябинск, 2014. – С. 274-277.
106. Храмов, Е.В. Разработка технологии производства труб из стали типа 13Сг в хладостойком исполнении / Е.В. Храмов // Инновационные процессы обработки металлов давлением: фундаментальные вопросы связи науки и производства: материалы II международной научно-практической конференции – Магнитогорск, 2016. – С. 3-4.
107. Смирнов, М.А. Высокотемпературная термомеханическая обработка высокохромистых сталей, применяемых в нефтегазовой промышленности / М.А. Смирнов, И.Ю. Пышминцев, К.А. Лаев, Е.В. Храмов, А.М. Ахмедьянов // Физика прочности и пластичности материалов: сб. тезисов XIX Международной конференции – Самара, 2015. – С. 168.
108. Храмов, Е.В. Влияние температурно-деформационных режимов на свойства стали 20Х13 / Е.В. Храмов // XV международная научно-техническая уральская школа-семинар металлургов - молодых ученых: сб. науч. тр. – Екатеринбург, 2014. – С. 153-156.
109. Храмов, Е.В. Освоение технологии производства труб из стали 20Х13 / Е.В. Храмов, К.А. Лаев // Перспективы развития металлургических технологий: Сб. тезисов VI конференции молодых специалистов – Москва, 2015. – С. 59-60.

110. Смирнов, М.А. Свойства высокохромистых коррозионностойких сталей, подвергнутых высокотемпературной термомеханической обработке / М.А. Смирнов, И.Ю. Пышминцев, К.А. Лаев, Е.В. Храмков, Д.М. Алютин // Вестник МГТУ. – 2015. – №3. – С. 78-82.
111. Пат. 2442670 РФ, МПК В 21 С 37/06. Способ изготовления труб / И.Ю. Пышминцев, А.В. Выдрин, Б.В. Баричко и др. – 26.08.2010.
112. Пьянков, Б.Г. Исследование непрерывной продольной прокатки труб на основе физического и математического моделирования / Б.Г. Пьянков, А.В. Выдрин, В.В. Широков, Е.В. Храмков // Сталь. – № 6. – 2014. – С. 67-69
113. Храмков, Е.В. Оценка влияния различных факторов на качество горячекатаных труб / Е.В. Храмков, Б.В. Баричко, А.С. Кочкин // Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». – №4. – 2014. – С. 76-79.
114. Выдрин, А.В. Технологии и оборудование для изготовления горячепрессованных труб: учебное пособие / А.В. Выдрин, Я.И. Космацкий, Е.В. Храмков. – Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2015. – 103 с.
115. Столетний, М.Ф. Точность труб / М.Ф. Столетний, Е.Д. Клемперт – М.: Metallurgy, 1975. – 240 с.
116. Пат. 1338909 РФ, МПК В 21 В 17/14. Способ многоклетевой прокатки / Г.И. Гуляев, И.Н. Ерохин, Ю.Г. Гуляев и др. – 23.09.1987.
117. Жучков, С.М. Применение трехочаговых прокатных модулей – перспективное решение в развитии процесса непрерывной прокатки / С.М. Жучков, В.П. Токмаков, А.И. Лещенко // Вестник ДГМА. – 2010. – №1. – С. 102-107.

ПРИЛОЖЕНИЕ А – АКТ ВНЕДРЕНИЯ РЕЗУЛЬТАТОВ ДИССЕРТАЦИОННОГО ИССЛЕДОВАНИЯ



«УТВЕРЖДАЮ»

Главный инженер АО «ВТЗ»

И.В. Трутнев

«26» июля 2016 г.

АКТ ВНЕДРЕНИЯ

результатов диссертационного исследования Е.В. Храмова

Настоящим актом подтверждается, что в ходе разработки технологии редуцирования труб из стали марки 20Х13 на прессовой линии 55 МН в условиях трубопрессового цеха №2 АО «ВТЗ» Е.В. Храмовым разработана математическая модель процесса редуцирования труб в трехвалковых калибрах, которая позволила рассчитать технологические параметры процесса, в частности, скоростной режим редуцирования.

Предложенная методика расчета, представленная в диссертационной работе Е.В. Храмова, реализована и внедрена в виде программного комплекса «ЕХ-Ram» на АО «ВТЗ», что позволило выполнить производство опытно-промышленной партии труб из стали марки 20Х13 с уменьшенной на 20% длиной утолщенных концов, удовлетворяющих требованиям нормативной документации. Программный комплекс «ЕХ-Ram» использовался в том числе и для оперативной корректировки скоростного режима редуцирования на основе результатов измерения толщины стенки трубы-заготовки.

На основе полученных в ходе исследования результатов даны практические рекомендации по осуществлению высокотемпературной термомеханической обработки применительно к редуциционно-растяжному стану АО «ВТЗ», которые обеспечивают выпуск трубной продукции из стали марки 20Х13 в соответствии с требованиями ТУ 14-ЗР-114-2011 для группы прочности L80 в хладостойком исполнении.

СОГЛАСОВАНО

Начальник ТУ

Д.В. Лоханов

Главный прокатчик

В.В. Ананян

Заместитель начальника ТПЦ-2 по
технологии, канд. техн. наук

А.В. Красиков

**ПРИЛОЖЕНИЕ Б – СВИДЕТЕЛЬСТВО РЕГИСТРАЦИИ ПРОГРАММЫ
ДЛЯ ЭВМ**

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации программы для ЭВМ

№ 2016662673

**Программа «EX-ram» для автоматизированного расчета
технологических параметров безопрочной прокатки труб**

Правообладатель: **Открытое акционерное общество «Российский
научно-исследовательский институт трубной
промышленности» (ОАО «РосНИТИ») (RU)**

Авторы: **Храмков Евгений Владимирович (RU), Выдрин Александр
Владимирович (RU), Буняшин Михаил Васильевич (RU)**

Заявка № **2016619899**

Дата поступления **22 сентября 2016 г.**

Дата государственной регистрации

в Реестре программ для ЭВМ **17 ноября 2016 г.**

Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

 **Г.П. Ивлиев**



ПРИЛОЖЕНИЕ В – ЗАМЕРЫ ПЕРЕДНИХ КОНЦОВ ТРУБ ИЗ СТАЛИ 32Г2

№ трубы	Расстояние от переднего конца, мм	Толщина стенки трубы (S) в рассматриваемом сечении, мм						
		1	2	3	4	S _{ср}	ΔS _н	ΔS
1-й режим труба №1	2150	7,9	8,9	7,9	9	8,425	2,755	1,1
	2000	7,1	9,2	7,7	9,1	8,275	2,605	2,1
	1850	6,9	8,5	7,5	8,7	7,9	2,23	1,8
	1700	6,7	8	6,9	7,9	7,375	1,705	1,3
	1550	6,5	7,4	6,7	6,9	6,875	1,205	0,9
	1400	6,5	7,4	6,7	6,9	6,875	1,205	0,9
	1250	6,2	7,2	6,7	6,9	6,75	1,08	1
	1100	6,1	6,8	6,3	6,5	6,425	0,755	0,7
	950	5,9	6,9	6,2	6,2	6,3	0,63	1
	800	6,1	6,6	6,1	6,2	6,25	0,58	0,5
	650	5,7	6,4	5,8	6,3	6,05	0,38	0,7
	500	5,6	6,7	5,4	6,3	6	0,33	1,3
	350	5,8	6,3	5,7	6,2	6	0,33	0,6
	200	5,9	6,3	5,6	6,1	5,975	0,305	0,7
50	5,7	6,4	5,6	6,2	5,975	0,305	0,8	
1-й режим труба №2	2150	8,3	8,6	8,3	8,6	8,45	2,78	0,3
	2000	8,5	8,1	8,3	8,4	8,325	2,655	0,4
	1850	8,7	8,8	8,6	8,7	8,7	3,03	0,2
	1700	7	7,9	7,9	7,4	7,55	1,88	0,9
	1550	7,4	7,2	7,2	7,2	7,25	1,58	0,2
	1400	6,7	7,2	7,2	6,9	7	1,33	0,5
	1250	7,3	6,9	6,5	6,7	6,85	1,18	0,8
	1100	6,7	6,7	7	6,7	6,775	1,105	0,3
	950	6,4	6,3	6,4	6,2	6,325	0,655	0,2
	800	6,3	6,1	6,3	6,2	6,225	0,555	0,2
	650	6,4	6,1	6,2	6	6,175	0,505	0,4
	500	6	5,9	6,4	5,9	6,05	0,38	0,5
	350	5,9	6,1	6,1	5,8	5,975	0,305	0,3
	200	6,4	6,3	6,1	6	6,2	0,53	0,4
50	5,9	5,9	6,1	5,8	5,925	0,255	0,3	

2ой режим труба №1	2150	7	8,7	7,7	8,2	7,9	2,23	1,7
	2000	7,8	8,9	7,5	8,1	8,075	2,405	1,4
	1850	7,7	8,4	6,8	7,4	7,575	1,905	1,6
	1700	6,9	7,5	6,6	6,9	6,975	1,305	0,9
	1550	6,6	7,6	6,4	6,5	6,775	1,105	1,2
	1400	6,6	7,1	6,1	6,3	6,525	0,855	1
	1250	6,6	6,8	5,8	5,9	6,275	0,605	1
	1100	6,3	6,7	5,6	5,8	6,1	0,43	1,1
	950	6,3	6,3	5,6	5,7	5,975	0,305	0,7
	800	6	6,4	5,6	5,8	5,95	0,28	0,8
	650	6,1	6,1	5,5	5,6	5,825	0,155	0,6
	500	6,1	6,4	5,6	5,6	5,925	0,255	0,8
	350	6	6,4	5,7	5,5	5,9	0,23	0,9
	200	5,9	6,3	5,4	5,4	5,75	0,08	0,9
	50	5,9	6,2	5,5	5,4	5,75	0,08	0,8
3ый режим труба №2	2150	7,3	8,2	7,9	7,9	7,825	2,155	0,9
	2000	7,8	8,4	7,9	8	8,025	2,355	0,6
	1850	7,5	7,9	7,2	7,8	7,6	1,93	0,7
	1700	7,2	7,4	6,6	7,1	7,075	1,405	0,8
	1550	7,1	7,3	6,8	6,9	7,025	1,355	0,5
	1400	6,8	6,8	6,6	6,6	6,7	1,03	0,2
	1250	6,6	6,7	6,2	6,5	6,5	0,83	0,5
	1100	6,6	6,3	6,2	6,1	6,3	0,63	0,5
	950	6,5	6,3	6,2	6,2	6,3	0,63	0,3
	800	6,4	6,1	6,1	6	6,15	0,48	0,4
	650	6,2	6	6	6,1	6,075	0,405	0,2
	500	6,2	6,1	5,9	5,8	6	0,33	0,4
	350	6,2	6,1	5,9	5,8	6	0,33	0,4
	200	6,3	6,1	6	6	6,1	0,43	0,3
	50	6,3	6,1	6,1	6,2	6,175	0,505	0,2
Примечание: S_{cp} – среднее значение толщины стенки трубы в рассматриваемом сечении, мм;								
ΔS_n – отклонение среднего значения толщины стенки трубы от номинального в рассматриваемом сечении, мм; ΔS – абсолютная разностенность трубы в рассматриваемом сечении, мм								

ПРИЛОЖЕНИЕ Г – ЗАМЕРЫ ТРУБ ИЗ СТАЛИ 20Х13

Расстояние от заднего торца	Толщина стенки, мм									Толщина стенки, мм								
	1	2	3	4	5	6	7	8	ср.	1	2	3	4	5	6	7	8	ср.
	Труба №1									Труба №2								
13000	5,00	5,10	5,30	5,20	5,40	5,50	5,40	5,60	5,31	5,30	5,40	5,20	5,20	5,10	5,30	5,20	5,40	5,26
14000	4,92	5,00	5,11	5,41	5,46	5,45	5,07	5,25	5,21	5,45	5,29	5,19	5,12	5,17	4,83	5,13	5,43	5,20
15000	5,00	4,90	5,00	5,32	5,41	5,16	4,94	5,17	5,11	5,28	4,81	5,18	5,22	5,13	5,06	5,10	5,20	5,12
16000	4,98	4,75	4,98	5,32	5,26	5,15	5,12	5,86	5,18	5,43	5,25	5,18	5,22	5,13	4,92	5,12	5,29	5,19
17000	4,96	4,94	5,05	5,23	5,13	5,20	5,23	5,08	5,10	5,56	5,47	5,36	5,30	5,29	5,18	5,33	5,43	5,37
18000	5,03	4,93	4,98	5,44	5,40	5,06	5,33	5,39	5,20	5,37	5,25	5,38	5,06	5,10	5,00	5,20	5,40	5,22
19000	5,04	4,86	5,02	5,51	5,58	4,95	5,20	5,32	5,19	5,30	5,36	5,41	5,18	5,20	5,16	5,19	5,40	5,28
20000	5,00	4,75	5,25	5,40	5,72	5,26	5,27	5,32	5,25	5,69	5,61	5,55	5,28	5,21	5,22	5,25	5,55	5,42
21000	5,28	5,40	5,39	5,30	5,60	5,36	5,29	5,23	5,36	5,35	5,27	5,50	5,49	5,20	5,12	5,37	5,54	5,36
22000	5,48	5,52	5,22	5,75	5,74	5,54	5,64	5,98	5,61	5,43	5,54	5,31	5,49	5,12	5,47	5,42	5,75	5,44
23000	5,25	5,40	5,53	5,39	5,80	5,56	5,49	5,78	5,53	5,59	4,97	5,46	5,09	5,36	5,37	5,53	5,71	5,39
24000	5,55	5,54	5,55	5,38	5,52	5,51	5,78	6,03	5,61	5,98	5,62	5,25	5,23	5,62	5,29	5,33	5,67	5,50
25000	5,60	5,46	5,31	5,68	6,12	5,94	5,60	6,09	5,73	5,78	5,30	5,94	5,47	5,56	5,75	5,75	5,73	5,66
25200	5,65	5,61	5,30	5,78	6,18	5,56	5,80	5,68	5,70	5,77	5,45	5,60	5,62	5,46	5,72	5,77	5,90	5,66
25400	5,97	5,46	5,91	5,20	6,12	6,06	5,75	6,28	5,84	5,77	5,64	5,53	5,20	5,28	5,78	5,83	5,95	5,62
25600	5,90	5,82	5,05	5,27	5,93	5,85	5,91	6,37	5,76	5,90	5,78	5,43	5,45	5,56	6,00	5,70	5,79	5,70
25800	6,14	5,47	5,05	5,23	6,24	6,46	6,41	6,24	5,91	6,00	5,72	5,51	5,28	5,60	6,18	6,46	5,91	5,83
ПК	6,20	6,10	6,30	6,20	6,10	5,70	5,30	5,50	5,93	6,50	6,70	6,60	6,50	6,10	5,90	5,90	6,40	6,33
Среднее значение, мм									Среднее значение, мм									
Относительная погрешность, %									Относительная погрешность, %									

Расстояние от заднего торца	Толщина стенки, мм									Толщина стенки, мм								
	1	2	3	4	5	6	7	8	ср.	1	2	3	4	5	6	7	8	ср.
	Труба №3									Труба №4								
ЗК	6,20	6,60	6,30	6,40	6,30	6,00	6,40	5,90	6,26	5,60	6,10	6,50	6,50	6,60	6,40	6,20	5,60	6,19
200	5,70	5,80	5,64	5,76	6,17	6,00	6,08	5,73	5,86	5,18	5,75	5,97	5,98	6,02	5,82	5,37	5,22	5,66
400	5,66	5,25	5,62	5,60	5,97	5,90	5,87	5,69	5,70	4,92	5,75	5,72	6,10	6,04	5,62	4,99	5,43	5,57
600	5,36	5,51	5,45	5,68	5,90	5,95	5,95	5,48	5,66	5,04	5,38	5,55	5,91	6,06	5,77	5,16	4,99	5,48
800	5,49	4,90	5,40	5,54	5,77	5,95	5,64	5,56	5,53	4,68	5,52	5,91	5,90	5,86	5,67	5,20	5,10	5,48
1000	5,58	5,00	5,25	5,40	5,69	5,78	5,73	5,64	5,51	4,47	5,43	5,90	6,04	6,07	5,87	5,28	4,98	5,55
2000	5,15	5,14	4,91	5,02	5,22	5,60	5,49	5,31	5,23	4,50	4,97	5,42	5,63	5,78	5,26	5,22	4,89	5,21
3000	5,53	5,12	4,97	4,94	5,24	5,30	5,43	5,51	5,26	4,70	4,76	5,42	5,52	5,67	5,29	4,75	5,00	5,14
4000	5,07	4,98	5,01	5,08	5,30	5,40	5,77	5,08	5,21	4,59	5,00	5,32	5,49	5,41	5,17	4,73	4,93	5,08
5000	5,37	5,17	5,00	4,95	5,28	5,53	5,60	5,55	5,31	4,64	5,11	5,49	5,66	5,51	5,38	4,77	4,70	5,16
6000	5,13	5,28	5,30	5,36	5,32	5,15	5,49	5,54	5,32	4,52	5,00	5,55	5,39	5,25	5,14	4,78	4,57	5,03
7000	5,24	5,00	4,92	4,95	5,30	5,40	5,32	5,41	5,19	4,67	4,94	5,40	5,44	5,38	5,10	4,74	4,83	5,06
8000	5,20	5,06	5,00	5,14	5,25	5,18	5,38	5,39	5,20	4,64	5,19	5,79	5,90	5,49	5,61	4,94	4,63	5,27
9000	5,22	5,08	4,89	5,18	5,05	5,26	5,48	5,27	5,18	4,70	4,88	5,39	5,47	5,35	5,08	4,70	4,68	5,03
10000	5,17	5,07	5,29	5,09	5,21	5,65	5,45	5,41	5,29	4,68	4,99	5,38	5,57	5,44	4,92	4,81	4,95	5,09
11000	5,23	5,16	5,11	5,07	5,25	5,19	5,44	5,16	5,20	4,56	5,08	5,55	5,59	5,52	5,05	5,09	4,81	5,16
12000	5,12	5,10	5,20	5,26	5,24	5,41	5,42	5,20	5,24	4,81	5,03	5,50	5,78	5,66	5,37	4,94	4,67	5,22
13000	5,07	5,27	5,18	5,35	5,37	5,33	5,45	5,14	5,27	4,97	5,09	5,46	5,46	5,48	5,54	4,90	4,75	5,21
Среднее значение, мм							5,33			Среднее значение, мм							5,26	
Относительная погрешность, %							11,98/-8,27			Относительная погрешность, %							16,05/-14,96	

**ПРИЛОЖЕНИЕ Д – АКТ ВНЕДРЕНИЯ РЕЗУЛЬТАТОВ
ДИССЕРТАЦИОННОГО ИССЛЕДОВАНИЯ**

УТВЕРЖДАЮ:

Проректор по учебной работе
доктор технических наук, профессор
А.А. Радионов
12 декабря 2016 г.



АКТ

о внедрении результатов диссертационного исследования
Храмкова Евгения Владимировича в учебный процесс

Настоящий акт подтверждает использование в учебном процессе результатов диссертационной работы Храмкова Е.В., в частности в материалах учебного пособия «Технологии и оборудование для изготовления горячепрессованных труб».

Представленные в диссертации исследования, касающиеся определения уравнения энергетического баланса процесса безоправочной прокатки труб, использованы в учебном процессе в курсе лекций по дисциплине «Теоретические основы обработки металлов давлением», а также при подготовке курсовых и дипломных проектов студентами, обучающимися по направлению 22.04.02 «Металлургия» по программе «Обработка металлов давлением».

Заведующий кафедрой «Процессы и машины
обработки металлов давлением»,
доктор технических наук, профессор

В.Г. Шеркунов

Ученый секретарь кафедры ПиММОД,
кандидат технических наук, доцент

Л.В. Радионова