

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение
высшего образования
«Южно-Уральский государственный университет
(национальный исследовательский университет)

На правах рукописи



Широков Вячеслав Вячеславович

**Разработка методики расчёта скоростных
режимов прокатки труб на непрерывных
раскатных станах**

05.06.05 – «Обработка металлов давлением»

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель
проф., д-р техн. наук
А.В. Выдрин

Челябинск – 2016

Оглавление

Введение	4
Глава 1. Исследования влияния технологических параметров процесса непрерывной прокатки на плавающей оправке на точность геометрических размеров труб	6
1.1. Особенности непрерывной прокатки	6
1.2. Основные методики расчета процесса непрерывной прокатки	9
1.3. Устройства и способы повышения точности труб	19
1.4. Выводы и постановка задачи	27
Глава 2. Математическое моделирование процесса непрерывной прокатки труб на плавающей оправке	30
2.1. Расчёт геометрических параметров калибра	31
2.2. Составление уравнения энергетического баланса	41
2.3. Выводы по главе 2	58
Глава 3. Физическое и компьютерное моделирование процесса раскатки труб на непрерывном стане	60
3.1. Физическое моделирование процесса раскатки труб на непрерывном стане	60
3.2. Компьютерное моделирование процесса раскатки труб на плавающей оправке с применением программы конечно-элементного анализа	89
3.3. Выводы по главе 3	98
Глава 4. Исследование процессов формирования толщины стенки труб при непрерывной прокатке	100
4.1. Статистический анализ геометрической точности труб . . .	100

4.2. Анализ влияния калибровки валков на точность труб	112
4.3. Анализ влияния межклетевых натяжений на точность труб .	124
4.4. Выводы по главе 4	141
Заключение	142
Список литературы	144
Приложение А. Календарный план и акт сдачи-приёмки научно-исследовательских работ	154
Приложение Б. Акт об использовании результатов диссертационной работы на АО «ВТЗ»	159
Приложение В. Акт об использовании результатов диссертационной работы на кафедре МиТОМД ФГБОУ ВПО «ЮУрГУ» (НИУ)	160
Приложение Г. Запорная арматура по стандартам ANSI и DIN .	161

Введение

На сегодняшний день непрерывные трубопрокатные станы являются самыми перспективными агрегатами для получения бесшовных труб [1]. Это обусловлено непрерывно растущими требованиями, предъявляемыми к трубной продукции, как по её геометрическим параметрам, так и по себестоимости. Так, по данным приведенным компанией SMS Meer в её ежегодном отчёте [2], в 2010 году на долю непрерывных станов типа PQF и МРМ пришлось более 50% от общего объёма бесшовных труб.

ТПА с непрерывным станом позволяют производить трубы диаметром от 30 до 426 мм с отношением диаметра к толщине стенки (D/S) до 40 при высоком качестве внутренней поверхности и поперечной разностенностью не более $\pm 6...10\%$. Точность геометрических размеров труб является важнейшей характеристикой качества этого вида металлопродукции. Особое внимание при этом уделяется точности размеров стенки трубы. Колебания толщины стенки в сторону ее уменьшения может вызвать падение прочностных характеристик изделий из труб, колебание толщины стенки в сторону ее увеличения приводит к неоправданному увеличению металлоемкости трубной продукции. Кроме того, следует отметить, что техническая задача повышения точности стенки трубы гораздо сложнее, чем обеспечение точности других геометрических размеров труб, таких как длина и диаметр. При этом потребитель заинтересован в стабильности геометрических размеров труб, т.е. в воспроизводимости технологии их изготовления.

Существующие методики расчёта технологических параметров носят, в основном, эмпирический характер и являются, большей частью, обобщением опыта эксплуатации непрерывных станов. Кроме того, на сегодняшний день нет однозначных и исчерпывающих данных о влиянии тех или иных параметров процесса прокатки на качество готовой продукции. От-

сутствие информации о связи между такими характеристиками прокатного стана, как калибровка валков, скоростной режим и т.д. с разностенностью и другими характеристиками готовых труб значительно усложняет выбор оптимальных настроечных параметров трубопрокатного стана. В связи с этим представляется целесообразным создание научнообоснованной методики расчета скоростного режима непрерывного трубопрокатного стана. Такая методика позволила бы повысить эффективность работы ТПА с непрерывным станом, что, с учетом объемов производства, даст значительный экономический эффект.

Глава 1

Исследования влияния технологических параметров процесса непрерывной прокатки на плавающей оправке на точность геометрических размеров труб

1.1 Особенности непрерывной прокатки

Характерной особенностью технологического процесса на ТПА с непрерывным станом является то, что на непрерывном стане прокатывают трубы одного, реже двух-трех диаметров. А весь набор готовых труб получают на редуционных станах. Условия редуцирования практически полностью определяют точность труб по диаметру и оказывают влияние на точность труб по толщине стенки. Причем влияние на разнотолщинность тем больше, чем значительнее степень деформации в редуционном стане [70]. Тем не менее, точность труб после непрерывного стана в значительной степени определяет качество готовых труб и количество обреза, а также определяет стабильность технологии в целом.

В непрерывном стане гильза раскатывается на оправке в нескольких последовательно расположенных клетях, с постепенным уменьшением толщины стенки и диаметра до необходимых размеров. Деформация металла трубы при прокатке на непрерывном оправочном стане осуществляется между прокатным инструментом: валками и оправкой, при этом, в отличие от прокатки на пильгер-стане или автомат-стане на напряженно-деформированное состояние металла в очаге деформации помимо калибровки инструмента и состояния его поверхности также оказывает влияние и скоростной режим работы остальных клетей стана. В

результате взаимодействия клеток, в металле трубы, находящемся в межклетевом промежутке, возникают напряжения сжатия или растяжения. При этом происходит передача энергии от одной клетки к другой через прокатываемый металл [7], что оказывает влияние на точность труб.

Теоретическое обоснование существования межклетевых усилий (напряжений межклетевого натяжения или подпора) дано в статье [32]. В данной статье авторы рассматривают прокатку полосы в двух клетях, и при помощи строгих математических выкладок, основанных на общеизвестных положениях теории прокатки, раскрывают физическую суть возникновения межклетевых усилий натяжения-подпора. Качественную применимость математических выкладок приведённых в статье к случаю прокатки трубы на оправке можно обосновать ещё и тем, что полученные зависимости межклетевых усилий от скорости вращения валков совпадают с зависимостями, полученными в процессе моделирования непрерывной оправочной прокатки труб [33].

Таким образом, основной характерной особенностью процесса непрерывной прокатки, из которой вытекают все другие особенности, следует считать наличие или возможность взаимосвязи отдельных клеток через прокатываемый металл, а при наличии плавающей оправки, и через оправку. Взаимосвязь очагов деформации характерна не только для непрерывных трубопрокатных станов, но и станов листовой и сортовой прокатки. Это позволяет применять для описания процесса непрерывной прокатки труб идеи, разработанные для станов непрерывной листовой прокатки, в частности энергетический метод, разработанный В.Н. Выдриным [7].

Ещё одной особенностью прокатки труб на непрерывных станах, влияющей на разнотолщинность труб, является калибровка валков непрерывного стана. Калибры валков разрабатывают таким образом, чтобы обеспечить одинаковую деформацию каждого элементарного объёма металла трубы. Поверхности калибра и оправки, между которыми деформирует-

ся труба, в общем случае, не эквидистантны – наличие выпусков делает деформацию металла трубы существенно различной для различных меридиональных сечений [61]. Компенсация этой неравномерности достигается в непрерывном стане установкой клетей под углом друг к другу, 90° для двухвалковых и 60° для трёхвалковых клетей. Кроме этого, в непрерывных станах, как правило, предусматривают одну или две клетки с круглыми калибрами, обеспечивающими одинаковый зазор между оправкой и поверхностью валка для выравнивания толщины стенки по поперечному сечению [68].

На течение металла в очаге деформации помимо калибровки валков оказывает влияние также наличие межклетевых напряжений (переднего и заднего подпора или натяжения) [69]. Это оказывает существенное влияние на формоизменение металла трубы и, как следствие, на точность получаемых труб. Наличие и величины переднего и заднего усилий влияют на изменение толщины стенки трубы в выпуске калибра. Вследствие этого коэффициент вытяжки может значительно отличаться от значения, для которого была спроектирована калибровка валков [35].

Также на коэффициент вытяжки влияет значение зазоров выставленных между валками в клетях непрерывного стана. Изменение величины зазоров позволяет менять степень деформации металла трубы в калибре.

Таким образом, основными параметрами настройки непрерывного стана являются зазоры между валками и частоты вращения валков рабочих клетей.

Непрерывные оправочные станы устанавливаются в ТПА, как правило, после прошивных станов. И их задача заключается в утонении стенки гильзы, полученной на предыдущем этапе. Заготовка, поступающая на вход непрерывного стана имеет те или иные несовершенства, и её геометрия в общем случае отлична от идеальной. Поэтому погрешность толщины стенки после раскатки на непрерывном стане является следствием двух

процессов. Во-первых, происходит перенос, полный или частичный, существующих после прошивного стана погрешностей на трубу, получаемую после непрерывного стана, а, во-вторых, возникают новые погрешности, вызванные как спецификой непрерывной оправочной прокатки, так и дрейфом факторов, не зависящих от величины исходной погрешности.

И в общем случае, толщина стенки является случайной функцией двух аргументов: удаления рассматриваемого сечения от, например, переднего конца трубы, и угла отсчитываемого в этом поперечном сечении от выбранного меридионального сечения [70].

1.2 Основные методики расчета процесса непрерывной прокатки

Разработка методик расчёта непрерывных оправочных станков в СССР началась в середине прошлого века. Тогда были изучены некоторые аспекты прокатки труб на оправке в многоклетевых станах. Были разработаны методики расчёта калибровки инструмента, коэффициентов вытяжки, определения скорости плавающей оправки, влияния межклетевых натяжений на процесс прокатки и т.д. [[16], [66], [34] и т.д.] Это позволило значительно продвинуться в понимании процесса непрерывной прокатки, но полученных результатов оказалось недостаточно для создания исчерпывающей картины процесса раскатки трубы на непрерывном стане. Что объясняется, с одной стороны, несовершенством измерительной и вычислительной техники, а с другой стоявшими в то время более насущными задачами. В частности, поскольку требования к поперечной разнотолщинности были менее жёсткими, то более экономически целесообразным было решение задачи об уменьшении продольной разнотолщинности, т.е. уменьшение длины утолщённых концов трубы.

Следствием этого было то, что все методики, в зависимости от того основывались ли они на эмпирическом или теоретическом подходах, обладали одним из двух недостатков: либо базировались на значительных допущениях, либо были слишком сложны. Эмпирические методы расчета получили большее распространение в силу того, что, основываясь на обширном производственном опыте, обладали с одной стороны простотой, а с другой стороны позволяли получить с достаточной точностью необходимый результат. При этом точность расчета была тем выше, чем опытнее был расчётчик. Однако область применения эмпирических методик всегда ограничена диапазоном варьирования факторов, влияющих на определяемую величину.

На сегодняшний день ситуация значительно изменилась. Современные трубопрокатные станы в значительной степени автоматизированы, и как следствие на них установлено значительное количество датчиков, показания которых позволяют собрать большое количество данных о работе стана без вмешательства в его работу и тем более без внесения в его конструкцию каких-либо изменений. Это справедливо для всех действующих станов, не только недавно введённых в эксплуатацию, но и для более старых прошедших модернизацию агрегатов [89].

Значительный прогресс в развитии вычислительной техники сделал возможным широкое применение методик основанных на зависимостях, полученных в рамках механики сплошных сред. Применение современных средств автоматизированного расчёта позволяет быстро и точно решать ряд сложных математических задач. Одним из методов, получившим широкое распространение, является метод конечных элементов. Практическое применение этого метода началось только в 50-е годы прошлого века, и было связано, в первую очередь, с аэрокосмической отраслью [26]. А первые коммерческие программы появляются на рынке США и западной Европы в 60-е годы [26].

Таким образом, подавляющее большинство существующих методик не обеспечивает необходимой на сегодняшний день точности в силу того, что в их основе лежит ограниченное число исходных данных и значительное количество допущений.

В современных условиях, когда сокращение времени между возникновением задачи и её решением, является ключевым фактором определяющим конкурентоспособность компании, и, следовательно, её жизнеспособность, необходима коренная переработка накопленного опыта. На сегодняшний день основным требованием, выдвигаемым к методикам расчёта любых технологических процессов является возможность их использования непосредственно на производстве, в цехе, с тем, чтобы максимально увеличить оперативность устранения тех или иных отклонений параметров от заданных. А это значит, что необходимо реализовывать все актуальные разработки и методики в виде программного обеспечения.

Как было сказано выше, металл трубы в очаге деформации подвергается воздействию со стороны прокатного инструмента (валков и оправки) и металла трубы находящегося в данный момент вне очага деформации (межклетевые натяжения/подпор).

Для расчета калибровки прокатного инструмента и определения геометрических параметров очагов деформации целесообразно рассмотрение воздействия прокатного инструмента, без учёта влияния межклетевых взаимодействий, что равносильно прокатке в непрерывном стане с нулевыми натяжениями, или же прокатке в одноклетевом стане.

При этом изучают течение металла в очаге деформации и определяют такие параметры как коэффициенты высотной и поперечной деформации, коэффициент вытяжки, площади контакта трубы и прокатного инструмента и т.д. Эти данные являются исходными для определения кинематических параметров процесса раскатки.

В лабораторных условиях данный процесс моделируют прокаткой в одноклетевом стане. Основным параметром, описывающим формоизменение металла при прокатке в одной клетки, будет коэффициент вытяжки, т.е. отношение поперечных сечений трубы до и после очага деформации. Геометрические параметры трубы удобно связать именно с коэффициентом вытяжки потому, что коэффициенты высотной и поперечной деформации являются переменными по периметру трубы.

Таким образом, первым этапом в расчёте скоростного режима непрерывного трубопрокатного стана является определение коэффициентов вытяжки [42], [43], [23], [62] для нулевых межклетевых натяжений. Коэффициент вытяжки находят как отношение площадей поперечных сечений трубы после и до деформации в калибре, поэтому для его расчета необходимо определить площади поперечных сечений трубы.

В работах [42], [43], [44] и [23] поперечное сечение очага деформации разбивают на ряд геометрических фигур, находят площадь каждой из них, после чего суммированием получают площадь поперечного сечения трубы в данном калибре. В работах также приводятся формулы для расчёта площадей наиболее часто встречающихся геометрических примитивов. В методике, описанной в работе [62] и разработанной для автоматизированного расчёта на ЭВМ, набор геометрических фигур, площадь которых необходимо вычислить определяет оператор, задавая тип калибровки валков. Способ представления поперечного сечения очага деформации в виде набора геометрических фигур удобен в первую очередь для ручных вычислений, поскольку обладает наглядностью, и позволяет проводить расчёты, используя довольно простые зависимости.

С точки зрения алгоритмизации и создания полностью автоматической системы расчета, разбиение на примитивы не является рациональным, поскольку требует ряда «лишних» действий. Значительно удобнее представлять очаг деформации в виде набора функций описывающих по-

верхность ручья валка, поверхность оправки, и т.д., а площадь поперечного сечения трубы находить численным интегрированием данных функций с последующим суммированием результатов.

Данный способ представления обладает рядом преимуществ, поскольку позволяет описать весь очаг деформации, а не только одно его сечение, и, как следствие, определить значительно большее количество параметров описывающих процесс деформации, не прибегая к дополнительным формулам и умозаключениям.

В работе [88] площадь поперечного сечения трубы определяют интегрированием по угловой координате сложной функции, представляющей собой сумму функций описывающих калибр и изменение толщины стенки трубы. Данные функции являются кусочно-гладкими, т.е. при расчетах необходимо определять точки смены формул, которые будут различны для различных калибровок, и, кроме того, они будут меняться при изменении зазоров между валками. Т.е. при вертикальном перемещении точки, вызванном сводом-разводом валков, будет необходимо рассчитывать изменение её координатного угла. Зависимость между изменением вертикальной и угловой координатами точки записывается через тригонометрические функции. Для современных компьютеров данные вычисления не представляют сложности и занимают мало времени, но следует учесть то, что они могут стать причиной увеличения погрешности конечных вычислений, и как и всякое усложнение ведут к уменьшению общей надёжности.

Кроме того, в работе [62], величины необходимые для расчета поперечного сечения трубы, определяются не в общем виде, а для каждого типа калибров в отдельности. И полученные выражения так же являются кусочно-гладкими функциями.

Таким образом, видно, что, несмотря на свою внешнюю простоту, задача может быть решена несколькими путями, каждый из которых обладает своими особенностями.

Важным моментом в расчёте процесса прокатки на оправке в непрерывном стане, в частности, для расчёта энергосиловых параметров процесса, является определение площади контакта прокатного инструмента с трубой. При этом для описания очага деформации часто используют площадь проекции зоны контакта на плоскость и её длину [7], [19], [12], [66]. Существует довольно много методик определения площади контакта прокатываемого металла с инструментом [7]–[19]. А. А. Шевченко и И. А. Чекмаревым [7] была выведена формула для определения полной («развернутой») поверхности контакта трубы с валками. Формула была выведена на основе обработки экспериментальных данных шести случаев прокатки труб одних и тех же размеров в одинаковых калибрах.

Методика аналитического определения полной площади контакта трубы с оправкой и валками, имеющими круглые калибры с выпусками по касательной приведена в работе [16]. В данной работе получены формулы для определения площадей контактной поверхности трубы с оправкой и трубы с валками, эти же формулы могут быть использованы для определения площадей отдельных участков контакта трубы с инструментом. Их недостатком является наличие нескольких коэффициентов, значения которых не заданы однозначно, а должны быть выбраны из диапазона в соответствии с рекомендациями авторов. В целом методика рассчитана на расчет «вручную» и не является оптимальной для автоматизированного расчета.

Площадь контакта прокатываемой трубы и инструмента в общем виде определена в работе [19]. В общем случае аналитическое определение площади горизонтальной проекции поверхности контакта, возможно после интегрирования функции описывающей линию пересечения поверхности

заготовки с поверхностью калибра. Поскольку при прокатке в калибрах с выпусками получить единый вид кривой не представляется возможным, площадь контакта трубы с валком представляют в виде суммы интегралов от функции описывающих вершину калибров и выпуск. Аналитическое решение этих интегралов, содержащих иррациональные и тригонометрические функции, представляет известную сложность, поэтому при выводе формул автор допускает ряд приближений, а сам расчёт проводится для случая прокатки с обжатием, не превышающим 7% в одной клетки. Приведённые в работе результаты сравнений величин площадей контакта трубы рассчитанных по приведённым формулам с результатами графического определения площади и с опытными данными показывают, что погрешность относительно графического метода находится в пределах 2%, а отличие от опытных данных достигает 20%.

Следует отметить, что в работе [19] площади контакта трубы и инструмента определены аналитически через уравнения соответствующих поверхностей, причём полученные зависимости имеют вид максимально удобный для автоматического решения в рамках программного комплекса.

Для определения продольной скорости металла используют такой параметр, как катающий диаметр валка — условный диаметр валка, которому соответствует окружная скорость, равная скорости выхода металла из валков при продольной прокатке без учета опережений [30]. Существует ряд методик определения катающего диаметра. Сравнение основных методик расчёта катающего диаметра представлено в статье [20]. Самые простые формулы для определения катающего диаметра приведены в работах [24], [68]. Согласно этим формулам катающий диаметр определяется только идеальным диаметром валка и высотой калибра, без учёта переднего и заднего воздействий. При этом сами уравнения являются приближёнными решениями более сложного уравнения, в соответствии с которым катающий диаметр валков равен среднему диаметру валка по ширине калибра [8].

Методика для более точного определения катающего диаметра предложена в работе [9]. В данной методике используются данные А.А. Шевченко и И.А. Чекмарева по определению нейтрального сечения в вершине калибра [10], [11]. При этом угол нейтрального сечения в вершине калибра, входящий в выражение для определения катающего диаметра, определяется по эмпирической зависимости, предложенной в работе [10]. Указанная эмпирическая зависимость определена для одного непрерывного стана, и возможность её применения для других станов не показана [20].

Как уже было сказано, основной особенностью непрерывной прокатки на оправке является взаимодействие клетей стана друг с другом через металл труб и прокатный инструмент, оправку. Вследствие этого, невозможно рассматривать деформацию металла трубы в валках отдельной i -той клетки, без учета всего остального стана. Клетки «остального» стана воздействуют на данную, в первую очередь, через металл прокатываемой трубы, и, во вторую, через плавающую оправку.

Существует ряд методик [21], [22], [67] расчёта скоростных режимов непрерывных станов как для безоправочной прокатки, так и для прокатки труб на оправке. Эти методики, разнясь в подходе к определению параметров процесса, едины в одном: они основаны на использовании коэффициента межклетевого пластического натяжения (коэффициента кинематического натяжения) в качестве одного из факторов, определяющих условия формоизменения металла трубы. С другой стороны, существуют методики [27]–[29] расчёта параметров прокатки труб в которых не используется характеристика межклетевого взаимодействия. Указанные методики [27]–[29] разработаны для безоправочной прокатки труб, но вопрос о наличии или отсутствии межклетевых натяжений является основополагающим для непрерывной прокатки вообще.

Как уже было сказано, теоретическое обоснование существования межклетевых усилий (напряжений межклетевого натяжения или подпора)

дано в статье [32], поэтому в дальнейшем ограничимся рассмотрением методик расчета скоростных режимов непрерывного стана учитывающих межклетевые натяжения.

Одна из методик расчета скоростного режима трубопрокатного стана изложена в работах [23], [24]. Авторы попытались учесть межклетевое взаимодействие посредством коэффициента кинематического натяжения, на величину которого частота вращения валков клетки отличается от случая прокатки без натяжения. Данная методика лишена математической строгости и заключает в себе противоречие. Так, с одной стороны, авторы говорят о постоянстве секундных объёмов, а с другой вводят коэффициент кинематического натяжения, равный отношению секундных объёмов в двух соседних клетях. Иными словами, либо частота вращения валков клетки будет не равна частоте вращения для случая прокатки без натяжения, и данный коэффициент отличен от единицы, что автоматически влечет за собой нарушение основополагающего принципа теории непрерывной прокатки – постоянства секундного объёма, либо указанный коэффициент равен единице, и частота вращения валков рассчитывается для случая свободной прокатки. При этом также следует заметить, что рекомендуемые авторами значения коэффициентов кинематического натяжения, лежащие в интервале от 0,98 до 1,02, не превышают погрешности измерения (площади поперечного сечения трубы и её скорости выхода из калибра), а значит затруднительно говорить о влиянии данного коэффициента на процесс непрерывной прокатки.

Также известна методика расчета скоростного режима на основе энергетического подхода и итерационных методов [25]. Данная методика предполагает определение величины межклетевых натяжений (подпора) исходя из условия баланса мощностей сил действующих в стане. После чего по найденным значениям величин межклетевого взаимодействия уточняются значения коэффициентов вытяжки по клетям стана. На основе уточненных

данных о вытяжках и, как следствие, скоростях выхода металла из очагов деформации, происходит корректировка уравнений энергобаланса, после чего цикл расчетов вновь повторяется до тех пор, пока не будет достигнута требуемая точность расчета.

Точность расчёта по методике [25] зависит от качества начального приближения. При неудачном начальном приближении может отсутствовать сходимость итерационного процесса, либо направление схождения будет отличаться от реального. К недостаткам данной методики также можно отнести то, что она предполагает многократное повторение весьма ресурсоёмких расчетов. Надо заметить, что составляющие энергобаланса определяются по весьма громоздким формулам, и их численное интегрирование требует серьёзного подхода со стороны программиста, поскольку применение «неудачного» алгоритма может негативно сказаться как на скорости решения, так и на точности. Кроме того, ещё одним уязвимым местом данной методики является зависимость между межклетевым натяжением (подпором) и коэффициентом вытяжки. В работе [25] в графическом виде приведены зависимости коэффициента вытяжки в клетки непрерывного стана от значений переднего/заднего подпора/натяжения. Данные зависимости были определены авторами экспериментально для весьма ограниченного диапазона значений. Как следствие встаёт вопрос об определении данных зависимостей для непрерывной прокатки при других величинах межклетевых натяжений и калибровки валков. Это значительно ограничивает применимость методики, поскольку при внедрении новой калибровки, или освоении нового типоразмера труб необходимо проведение опытных прокаток для определения влияния межклетевых натяжений на коэффициент вытяжки, что значительно снижает экономический эффект от применения данной методики.

Параметром «связывающим» очаги деформации в каждой из клеток непрерывного стана в единое целое, является межклетевое взаимодей-

стве. Определение величин межклетевого взаимодействия связано с рядом трудностей, прежде всего это невозможность его непосредственного измерения. Данное обстоятельство вынудило искать «обходные» пути. В частности, в работе [34] делается попытка вывода систем уравнений, которые позволили бы определить величины межклетевых взаимодействий. Основой для полученных уравнений стали результаты опытных прокаток на ТПА 30 – 102 ЮТЗ. В результате многофакторного анализа авторами были получены системы уравнений позволяющие рассчитывать величины межклетевых натяжений (подпора) для данного типоразмера труб при данной калибровке валков.

В силу того что указанные зависимости есть результат анализа частного случая, для расчетов по методике, изложенной в работе [34] необходимо проведение экспериментальной прокатки на том стане, для которого будет проводиться расчет скоростного режима. При этом полученные в ходе прокатки данные будут актуальны только для данного типоразмера труб и данной калибровки валков [34]. Результаты расчета сравнивались только с результатами расчета по другой методике, а не с опытными данными [34].

1.3 Устройства и способы повышения точности труб

Как правило, производство труб включает в себя несколько технологических этапов, каждый из которых не только выполняет какую-то определённую задачу но и во многом определяет условия и параметры последующих технологических операций. При производстве бесшовных труб это следующие этапы:

- прошивка заготовки и получение гильзы;
- раскатка стенки гильзы;
- редуцирование трубы до требуемого диаметра.

Кроме этого заготовка подвергается нагреву перед определенными операциями.

На сегодняшний день наиболее распространённый способ получения гильзы из заготовки — прошивка на станах поперечно-винтовой прокатки. Основным достоинством данного способа является его высокая производительность. А основной особенностью с точки зрения точности геометрических параметров труб – движение металла заготовки по винтовой линии. Вследствие чего разностенность прошитых гильз носит ярко выраженный циклический характер [45], [70]. Ещё одной важной характеристикой гильзы является её эксцентricность, определяемая тем, насколько точно был настроен прошивной стан. При этом следует заметить, что если циклический характер разностенности является неизбежным следствием применения данного процесса, то эксцентricность получаемых гильз определяется качеством настройки оборудования, в частности зацентровщика [45]. Таким образом, на непрерывный раскатной стан поступает гильза имеющая ряд несовершенств, а именно: разностенность и эксцентricность.

При раскатке на оправке в непрерывном стане, геометрическая точность трубы по толщине стенки как правило уменьшается [70]. Поскольку деформация в каждой из клеток неравномерна в поперечном сечении из-за наличия выпусков, и в силу различия условий прокатки тела трубы, её переднего и заднего концов, в трубе возникает не только поперечная, но и продольная разностенность. Кроме того, на величину поперечной разностенности оказывает влияние множество факторов (качество исходной заготовки, неравномерность нагрева и т.д.).

Таким образом, условия прокатки на непрерывном стане должны, в первую очередь, обеспечивать минимально возможное наведение разностенности, поскольку, как правило, в линии стана нет других устройств способных её уменьшить. Кроме этого непрерывный стан не должен ухудшать остальные геометрические характеристики.

Одно из первых широких исследований точности труб, прокатанных на непрерывном стане, а также влияния на неё различных факторов было проведено на ТПА 30 – 102 Первоуральского Новотрубного завода [12].

На основе опыта эксплуатации, а также в ходе экспериментов было установлено, что точность геометрических характеристик труб, прокатанных на непрерывных станах, определяется одновременным влиянием многих факторов. При этом, характер изменения размеров труб по длине остаётся примерно одинаковым, что обусловлено переменным кинематическим режимом: отличием условий прокатки при заполнении и освобождении стана по сравнению с условиями прокатки основного тела трубы.

В общем случае ручей валка непрерывного раскатного стана представляет собой сложную симметричную поверхность. Центральную часть которой, как правило, образует дуга окружности, центр которой может располагаться как на оси прокатки, так и быть смещённым относительно неё, т.е. располагаться эксцентрично. К центральной поверхности прилегают выпуски, которые могут быть образованы прямыми, дугами или иными кривыми, а также их комбинациями. Наибольшее распространение на сегодняшний день получили калибры с выпусками по дуге. Основными характеристиками калибров являются овальность – отношение полуширины ручья валка к его глубине, и эксцентricность – величина смещения центральной дуги ручья относительно оси прокатки.

Многочисленными исследованиями с участием Ю.М. Матвеева, Я.Л. Ваткина, А.П. Чекмарева, Г.И. Гуляева, В.Н. Данченко и др. установлены определенные свойства калибров различной формы [7], [13], [14], [15], [19], [35], [46] - [58], [60]. Так, при прочих равных условиях применение овальных калибров обеспечивает более интенсивное течение металла в поперечном направлении (уширение) по сравнению с круглыми. Объясняется это тем, что овальные калибры производят захват металла гильзы в первую

очередь вершиной, а затем выпусками, благодаря чему металл свободно перемещается в направлении выпусков. В круглых же калибрах металл захватывается сначала выпусками, а затем вершиной, вследствие чего перемещение металла в поперечном направлении затруднено, и большая часть его идет в продольном направлении.

В связи с подобным характером течения металла овальные калибры способствуют получению повышенной разностенности труб по сравнению с круглыми, что объясняется большой неравномерностью обжатия стенки прокатываемой трубы на участке от вершины до выпуска овального калибра [61]. Указанная поперечная разностенность имеет симметричный характер и возрастает с увеличением эксцентриситета калибра.

Для получения точных геометрических размеров труб желательно вести прокатку в круглых калибрах. Однако при этом затруднено извлечение оправки из трубы, которая плотно её охватывает. В овальных калибрах извлечение оправки облегчается. Но, как отмечено выше, снижается точность размеров труб.

Таким образом, в настоящее время для обеспечения высокого качества продукции и недопущения окова оправки необходимо применять комбинацию из круглых и овальных калибров [68].

Другим параметром, оказывающим влияние на процесс прокатки и как следствие на качество готовых труб, является скоростной режим. Именно скоростной режим определяет наличие натяжений и/или подпора, которые, в свою очередь, определяют параметры течения металла в очаге деформации.

Влияние межклетевых усилий, как натяжения, так и подпора, на разностенность готовой трубы известно давно. Так в работе [34] рассматривается влияние межклетевых напряжений на толщину стенки и средний диаметр готовой трубы. При этом целью авторов является создание методики расчета скоростного режима непрерывного стана, который позволил

бы уменьшить длины утолщенных концов трубы. Поэтому их в первую очередь интересуют моменты заполнения и освобождения стана трубой. При этом условия прокатки «середины» трубы, и величина поперечной разнотолщинности, а как следствие, качество готовой продукции остаётся вне поля зрения авторов. Это так же можно объяснить трудоёмкостью измерения поперечной разнотолщинности в условиях отсутствия оборудования для автоматического бесконтактного измерения толщины стенки.

Решая задачу уменьшения длины утолщенных концов, авторы приходят к выводу о том, что минимальную продольную разнотолщинность обеспечит скоростной режим с минимальными продольными натяжениями в процессе прокатки.

Многочисленные лабораторные и промышленные исследования показали, что подпор оказывает более существенное влияние на изменение параметров деформации трубы, чем действие соответствующих натяжений [35], [36], [8], [50], [37], [53], [54], [56], [57], [58], [59], [67], [47], [49]. Так при прокатке труб с натяжением коэффициент вытяжки увеличивается в сравнении с прокаткой без него, а приложение подпора уменьшает коэффициент вытяжки, причем стенка трубы в выпусках утолщается.

Результаты изучения влияния на точность труб скоростных режимов, распределения деформации и формы калибров приведены в работах [90], [91]. Согласно этим работам, оптимальным является скоростной режим, при котором в первых клетях стана создаётся небольшое натяжение (от 2 до 4%), а в последних (седьмая – девятая клетки) – подпор в пределах от 1 до 2%. При этом авторы рекомендуют увеличивать обжатие в первых клетях стана до 60%, а в последних – уменьшать до 10%, и одну две клетки стана использовать только для редуцирования и калибровки трубы по диаметру.

Для решения задачи настройки трубопрокатных агрегатов в целом, нахождения «узких мест» в технологической цепочке авторами работы [70] разработаны методики основанные на методах математической статисти-

ки и теории вероятностей, которые позволяют по результатам измерений определить доли эксцентricности и гранёности в общей разностенности труб. Это в свою очередь, позволяет определить агрегат, вносящий максимальный вклад в отклонение геометрических характеристик труб от идеальных, и, как следствие, принять меры для его более совершенной настройки.

Радикальным способом повышения точности бесшовных труб является увеличение количества валков в стане. Так фирмы SMS Meer и Danieli предлагают непрерывные станы с трёхвалковыми клетями (станы PQF и FQM соответственно). По словам производителей, использование трехвалковых клеток способствует увеличению точности стенки прокатываемых труб [76]. Но более подробная информация в открытом доступе практически отсутствует. Это связано как с нежеланием предприятий раскрывать детали технологического процесса, так и с языковым барьером. Из 21 стана PQF, построенных по всему миру с 2001 по 2011 год, 13 находятся в КНР. Однако, из общих соображений, а также на основании информации от представителей ПАО «ТАГМЕТ», на котором установлен единственный в РФ стан PQF, и ПАО «СТЗ», на котором установлен стан FQM, можно заключить, что само по себе применение трёхвалковой схемы не гарантирует высокой точности труб. И как и в случае с двухвалковыми раскатными станами, необходим расчёт и подбор калибровок прокатного инструмента и режимов прокатки.

Очень перспективным является повышение точности геометрии труб за счёт изменения настройки стана в ходе прокатки. Данное изменение настройки происходит автоматически, на основе заложенных в систему управления станом алгоритмов. При этом могут меняться как зазоры между валками, так и скорости вращения валков непрерывного стана. Регулирование может осуществляться, как по результатам измерения параметров

трубы на выходе из стана, и тогда изменяется режим прокатки последующих труб, так и в ходе прокатки одной трубы.

В частности, такой системой оснащён ТПА-80 [77]. В структуру АСУТП редуционного стана ТПА-80 входит подсистема «клин скоростей», управляющая соотношением скоростей вращения валков по мере прохождения концов трубы через клетки редуционного стана (так называемая «бегущая волна»).

«Бегущая волна» является одним из методов уменьшения длины утолщенных концов на редуцируемых с натяжением трубах [30]. Суть этого метода, разработанного в 70-х годах прошлого века специалистами фирмы «Mannesmann», состоит в том, что в процессе входа трубы в стан и во время ее выхода из стана окружные скорости валков изменяют по закону, обеспечивающему максимальное приближение условий деформации к параметрам, имеющим место в установившемся процессе прокатки.

Данный метод реализован на редуционных станах, но современный уровень техники позволяет реализовать его и на непрерывных оправочных станах. Так, система Carta фирмы SMS Meer, осуществляет управление скоростью вращения валков и зазорами между ними непосредственно в ходе прокатки [78].

Метод корректировки настройки непрерывного стана с удерживаемой оправкой по результатам измерения прокатанной трубы, на пример, был реализован на заводе фирмы «Sumitomo Metal Industries Ltd (SMI)» в городе Вакаяма, Япония [31]. В состав ТПА входят пятиклетевой непрерывный стан с удерживаемой оправкой и 12-клетевой извлекательно-калибровочный стан. Результаты измерения толщины стенки трубы на выходе из извлекательно-калибровочного стана служат для регулирования межвалкового зазора в клетях № 4 и 5 непрерывного стана. В каждом цикле прокатки происходит настройка валков и новое измерение толщины стенки трубы. В результате многократного повторения настройки и измерения отклонение

толщины стенки трубы сводится к минимуму. При этом, согласно опубликованной информации, в ходе прокатки отклонение толщины стенки трубы уменьшается в два и более раза, т.е. трубы прокатанные в начале имеют значительно худшие характеристики, чем трубы прокатанные в конце.

Оба способа повышения точности, как корректировка настройки стана во время прокатки одной трубы, так и корректировка настройки после выхода трубы из стана, требуют научно-обоснованных алгоритмов расчёта скоростных режимов и режимов деформации для их адекватной корректировки.

Значительное влияние на формоизменение металла в очаге деформации оказывает оправка. Так В.Л. Колмогоров показал, что с ростом скорости скольжения металла относительно оправки периметр трубы уменьшается [70]. И дополнительную возможность управления процессом прокатки труб даёт применение удерживаемой оправки. Однако в литературе практически отсутствуют методики позволяющие однозначно связать величину управляющего параметра, в данном случае скорость оправки, с геометрическими характеристиками трубы.

Стальные бесшовные трубы, имеющие высокую прочность, находят свое применение во всех отраслях промышленности: авиационной, машиностроительной, при возведении таких инженерных коммуникаций, как водопроводы, газопроводы, нефтепроводы. При этом производство труб заданных размеров с высокой степенью точности является критически важным, поскольку необходимо обеспечивать соответствие размеров труб и запорной арматуры, которой они присоединяются (Приложение Г).

1.4 Выводы и постановка задачи

Выполненный обзор научно-технической литературы показал, что геометрическая точность стенки трубы формируется в основном на непрерывном раскатном стане. И увеличение точности при последующих технологических операциях, как правило, невозможно.

На точность труб по толщине стенки влияют калибровка валков и скоростной режим непрерывного стана. Существует ряд рекомендаций по проектированию калибровок, но зависимости между калибровкой валков и точностью трубы носят во многом качественный характер. Влияние межклетевых напряжений на точность стенки труб изучено крайне мало.

Существующие методики расчёта коэффициентов вытяжки мало пригодны для автоматизированного расчёта, а потому, их применение на производстве довольно затруднительно.

Существующие методики расчёта скоростных режимов непрерывных станов основаны на эмпирических данных и обладают малой универсальностью, поскольку каждая из методик основана на опыте эксплуатации конкретного стана, и требует значительной адаптации при применении не только для других станов, но и при освоении новых типоразмеров на данном стане. Кроме этого, при создании методик расчёта скоростных режимов не учитывался уровень напряжений, возникающий в металле трубы в межклетевом промежутке по причине невозможности его прямого измерения.

Отсутствие научно обоснованной методики расчёта скоростных режимов прокатки на непрерывном стане предопределяет:

- нерациональное распределение деформации по клетям стана, что может приводить к переполнению калибра или разрывам металла («скворечникам»);

- большую разнолщинность в поперечном сечении, что уменьшает коэффициент выхода годного;
- низкое качество поверхности труб, что также снижает выход годного;
- повышенный износ прокатного инструмента из-за неверного распределения обжатий по клетям стана и окова оправки трубой.

Вышеперечисленные факторы предопределяют наличие резервов для увеличения эффективности производства труб на непрерывных станах, и их использование скажется на стоимости труб, и, как следствие, на их конкурентоспособности на внутреннем и мировом рынках.

Таким образом, целью работы является повышение эффективности производства труб на ТПА с непрерывным станом, посредством создания научно обоснованной методики расчёта скоростных режимов непрерывной прокатки труб.

Для достижения данной цели были сформулированы следующие задачи:

- 1 Разработать математическую модель процесса раскатки труб в непрерывном стане с удерживаемой оправкой, обеспечивающую расчёт основных параметров процесса;
- 2 Проверить адекватность получаемых при помощи математической модели значений параметров непрерывной прокатки посредством физического и компьютерного моделирования;
- 3 На основе математической модели разработать методику расчёта скоростных режимов;
- 4 Разработать программный продукт на основе разработанной методики, проверить его работоспособность при выпуске опытных партий труб;

- 5 Разработать технологические решения, направленные на увеличение точности труб.

Глава 2

Математическое моделирование процесса непрерывной прокатки труб на плавающей оправке

Для описания очага деформации введём декартову ($OXYZ$) и цилиндрическую ($or\varphi z$) системы координат, так, что начало координат обеих систем совпадают, а ось OZ направлена против направления прокатки и совпадает с осью прокатки, ось OX параллельна оси вращения валка, а ось OY пересекает ось вращения валка под прямым углом (Рисунок 2.1).

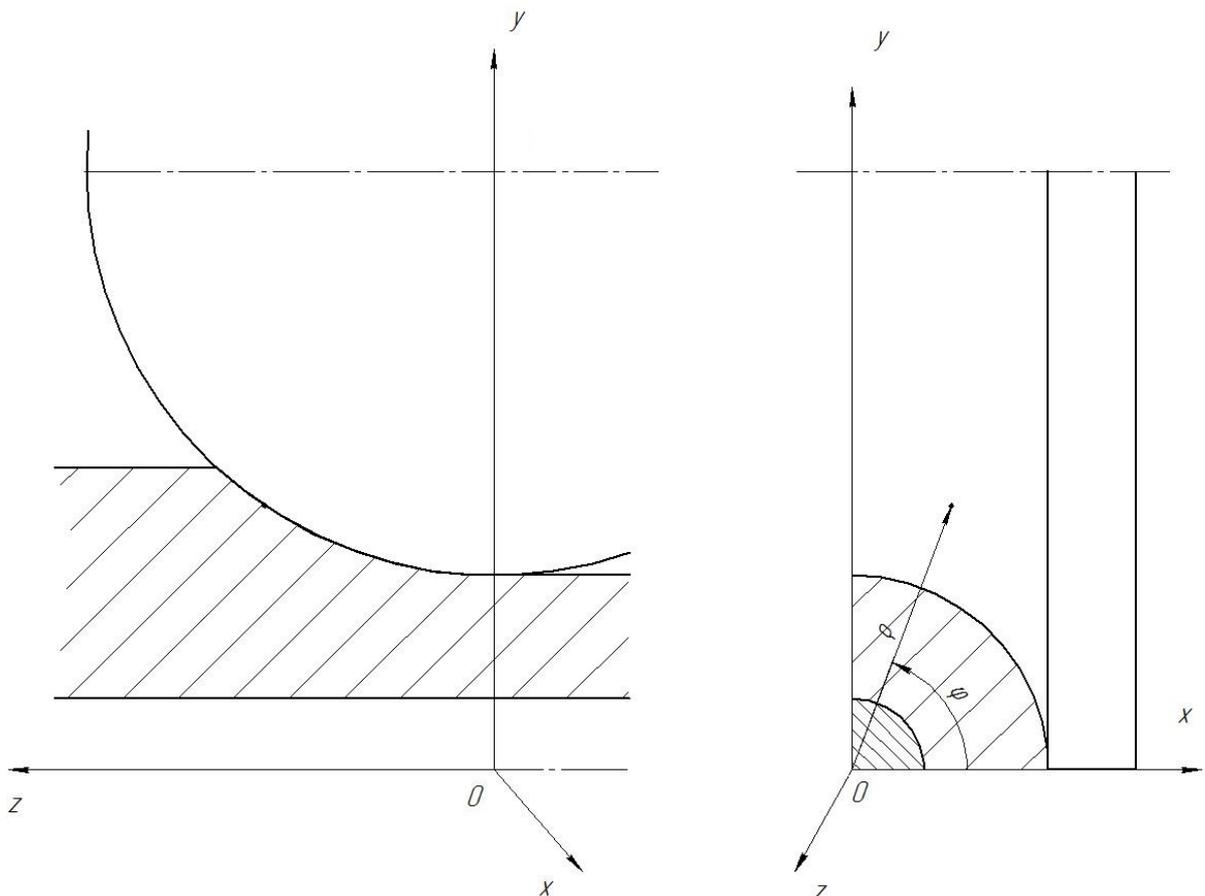


Рис. 2.1. Системы координат

2.1 Расчёт геометрических параметров калибра

2.1.1 Описание поверхности ручья валка

В связи с тем, что в общем случае профиль ручья валка описывается несколькими поверхностями различного порядка [71], [72], [73], имеет смысл уделить особое внимание формулам для его описания. Для унификации расчётов перейдём к записи поверхности валка как функции $R_x = f(\varphi)$, где R_x – расстояние от оси валка до точки на его поверхности (Рисунок 2.2). Это позволит вынести определение текущего значения R_x в отдельную подпрограмму, т.е. для основной программы калибр, по сути, будет представлен в виде множества значений R_x , что позволит уйти от представления поверхности калибра как набора кусочно-гладких функции, и, как следствие, постоянной необходимости определять интервал, для которого ведётся расчёт той или иной величины. При этом калибр может быть образован сколь угодно большим количеством поверхностей, и это не приведёт к усложнению основной программы, поскольку она будет получать необходимое значение от подпрограммы расчёта R_x . В общем случае величина R_x определяется по формуле 2.1.1.

$$R_x = \begin{cases} f_1(\varphi), \beta_0 \leq \varphi \leq \beta_1 \\ f_2(\varphi), \beta_1 < \varphi \leq \beta_2 \\ \dots \\ f_n(\varphi), \beta_{n-1} < \varphi \leq \beta_n \end{cases}, \quad (2.1.1)$$

где $\beta_1 \dots \beta_n$ – углы выпусков.

При этом следует заметить, что формула 2.1.1 справедлива только в том случае, когда центр дуги данного выпуска совпадает с центром координат.

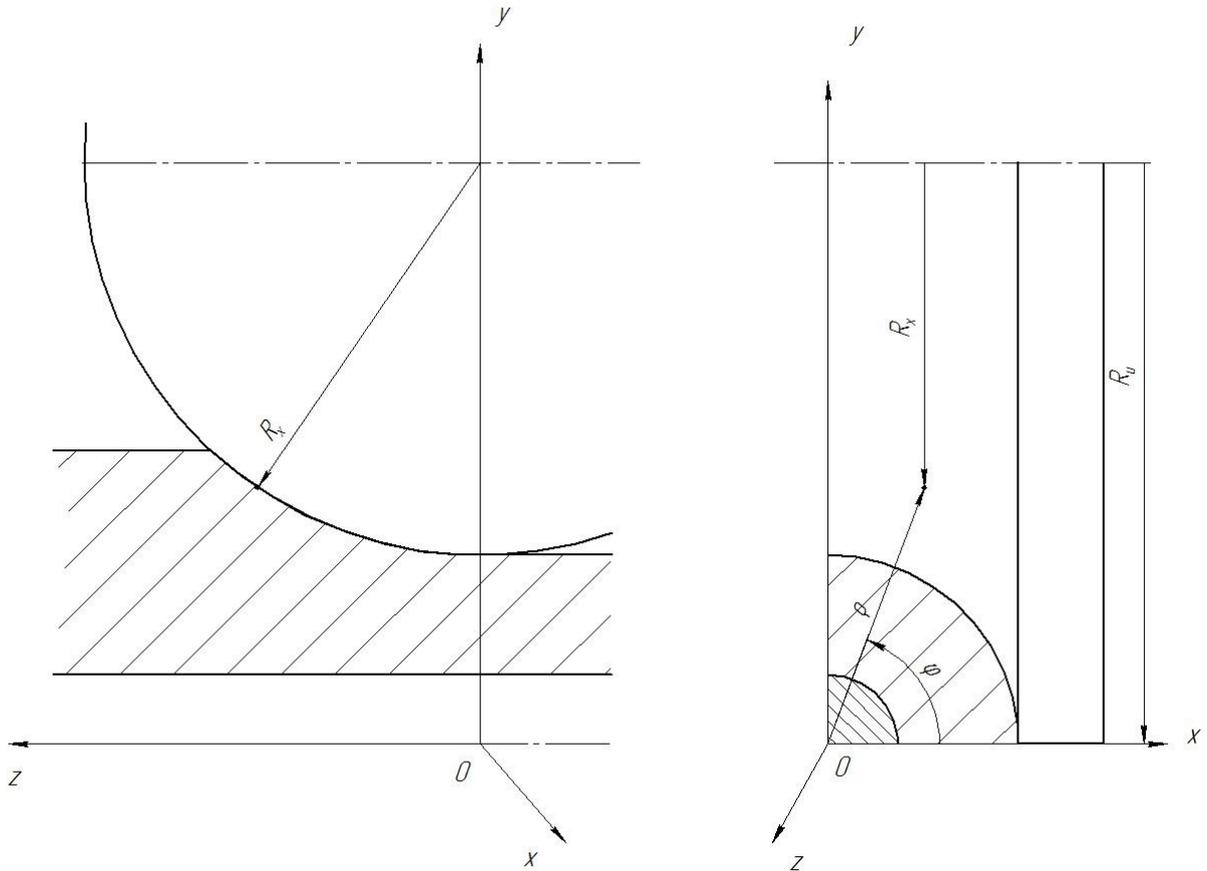


Рис. 2.2. Расчётная схема для описания поверхности калибра валка

Поскольку центры дуг выпусков в общем случае не лежат на оси прокатки, следует найти координатные углы точек сопряжения дуг (прямых) выпусков.

Рассмотрим наиболее распространённый случай, когда калибр имеет один выпуск по дуге (Рисунок 2.3). Обычно калибр описывают, задавая радиус дуги при вершине (R_1), её эксцентриситет (ε), радиус дуги выпуска (R_2) и угол выпуска (α), отсчитываемый относительно горизонтали. Угол выпуска может быть указан двумя способами: как угол, отложенный из начала координат (на рисунке угол $\angle BOC$), и как угол относительно горизонтали (на рисунке угол $\angle BO_2C$). Первый случай более распространён, но рассмотрим второй, как требующий дополнительных вычислений. Эти величины при дальнейших расчётах будем считать известными.

В рассматриваемом случае точкой раздела вершины и выпуска калибра является точка B . Определим её координаты, для этого рассмотрим

Уравнение прямой проходящей через центр координат будет иметь вид:

$$y = \tan \varphi \cdot x. \quad (2.1.6)$$

Таким образом, зная декартовы координаты точки B , найдём соответствующий ей координатный угол:

$$\varphi_B = \arctan \left(\frac{R_2 \sin \alpha - |y_{\sigma_2}|}{R_2 \cos \alpha - |x_{\sigma_2}|} \right). \quad (2.1.7)$$

2.1.2 Определение радиуса в произвольной точке калибра

Определим R_x для зоны выпуска калибра ($0 \leq \varphi \leq \varphi_B$).

Необходимо найти UW (U — точка принадлежащая выпуску валка).

Координаты точки U найдём как пересечение прямой OU и окружности из системы уравнений (2.1.8):

$$\begin{cases} y = \tan \varphi \cdot x \\ R_2^2 = (x - x_{\sigma_2})^2 + (y - y_{\sigma_2})^2 \end{cases} \quad (2.1.8)$$

Подставив первое уравнение системы (2.1.8) во второе и приведя подобные, получим уравнение второй степени относительно x :

$$ax^2 + bx + c = 0, \quad (2.1.9)$$

где

$$a = 1 + \tan^2 \varphi,$$

$$b = -2(x_{\sigma_2} + \tan \varphi \cdot y_{\sigma_2}),$$

$$c = x_{\sigma_2}^2 + y_{\sigma_2}^2 - R_2^2.$$

Решив уравнение (2.1.9) найдём $x = WO$. С учётом выражения (2.1.6), получим:

$$UW = WO \tan \varphi. \quad (2.1.10)$$

Таким образом, величина R_x будет определяться выражением (2.1.11)

$$R_x = R_u - UW, \quad (2.1.11)$$

где R_u — идеальный радиус валка.

Определим R_x для центральной части калибра ($\varphi_B < \varphi \leq \frac{\pi}{2}$).

Поскольку центр окружности смещён только по оси OY , коэффициенты уравнения (2.1.9) будут определяться выражениями:

$$a = 1 + \tan^2 \varphi, \quad (2.1.12)$$

$$b = -2 \tan \varphi \cdot \varepsilon, \quad (2.1.13)$$

$$c = \varepsilon^2 - R_1^2. \quad (2.1.14)$$

Дальнейшие рассуждения аналогичны предыдущим.

Таким образом, в дальнейшем при расчётах будут использоваться значения R_x , для определения которых необходимо лишь знание координатного угла φ , и не требуется дополнительной информации о калибровке валков.

2.1.3 Расчёт коэффициентов вытяжки

Площадь поперечного сечения трубы в калибре определим как разность площадей поперечных сечений калибра, оправки и зазора между трубой и оправкой. Данные площади, в свою очередь, найдём интегрированием функций описывающих поверхности валка и оправки.

Для определения пределов интегрирования найдём координаты ключевых точек (Рисунок 2.4).

Координаты точки А.

$$\begin{aligned} x &= 0, \\ y &= R_1 - \varepsilon. \end{aligned} \quad (2.1.15)$$

не оказывает заметного влияния на продольные усилия . Для этого решим систему уравнений (2.1.18).

$$\begin{cases} y^2 + x^2 = r_0^2 \\ (y - y_{\sigma_2})^2 + (x - x_{\sigma_2})^2 = (R_2 - h_{i-1})^2 \end{cases} \quad (2.1.18)$$

где h_{i-1} — толщина стенки трубы.

Приведя подобные, получим квадратное уравнение относительно x :

$$\begin{aligned} x^2 \left(1 + \frac{x_{O_2}^2}{y_{O_2}^2}\right) - \frac{(-(R_2 - h_{i-1})^2 + r_0^2 + x_{O_2}^2 + y_{O_2}^2)x_c}{y_{O_2}^2} x + \\ + \frac{(-(R_2 - h_{i-1})^2 + r_0^2 + x_{O_2}^2 + y_{O_2}^2)^2}{4y_{O_2}^2} - r_0^2 = 0 \end{aligned} \quad (2.1.19)$$

Решив квадратное уравнение (2.1.19), найдём абсциссу точки D .

Координаты точки E пересечения внутренней поверхности трубы и оси абсцисс найдём из системы уравнений (2.1.20).

$$\begin{cases} y = 0 \\ (y - y_{\sigma_2})^2 + (x - x_{\sigma_2})^2 = (R_2 - h_{i-1})^2 \end{cases} \quad (2.1.20)$$

Абсцисса точки E будет определяться выражением:

$$x = \sqrt{(R_2 - \Delta)^2 - y_c^2} + x_c \quad (2.1.21)$$

Таким образом площадь 1/4 калибра будет определяться выражением:

$$S = S_{AB} + S_{BC}, \quad (2.1.22)$$

где

$$S_{AB} = \int_0^{x_B} \left(\varepsilon + \sqrt{R_1^2 - x^2} \right) dx,$$

$$S_{BC} = \int_{x_B}^{x_C} \left(y_{C_2} + \sqrt{R_2^2 - (x - x_{C_2})^2} \right) dx.$$

Площадь оправки будет равна:

$$S_{OD} = \int_0^{x_D} \sqrt{r_0^2 - x^2} dx \quad (2.1.23)$$

Площадь зазора между трубой и оправкой:

$$S_{DE} = \int_{x_D}^{x_E} \left(\sqrt{(R_2 - \Delta)^2 - (x - x_C)^2} + y_C \right) dx \quad (2.1.24)$$

Площадь поперечного сечения трубы будет определяться выражением:

$$S_{mp} = S_{AB} + S_{BC} - S_{OD} - S_{DE} \quad (2.1.25)$$

2.1.4 Длина контактной поверхности трубы и вала

Для определения длины контактной поверхности рассмотрим продольное сечение трубы и вала. При этом пренебрегая внеконтактной деформацией, точку A (Рисунок 2.5) контакта трубы с валком найдём как пересечение цилиндра радиуса равного среднему радиусу предыдущего калибра и поверхности вала. Радиус трубы на входе в калибр считаем равным среднему радиусу предыдущего калибра, чтобы тем самым учесть овализацию трубы с одной стороны, и разворот валков последующей клетки относительно предыдущей на 90° с другой.

Рассмотрим равнобедренный треугольник $\Delta AO_B B$:

$$AO_B = O_B B = R_x, \quad (2.1.26)$$

$$O_B D = \sqrt{R_x^2 - z^2}, \quad (2.1.27)$$

где z — аппликата точки A . Отсюда ордината точки A будет равна:

$$y_A = O_B O - O_B D, \quad (2.1.28)$$

или

$$y_A = R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}, \quad (2.1.29)$$

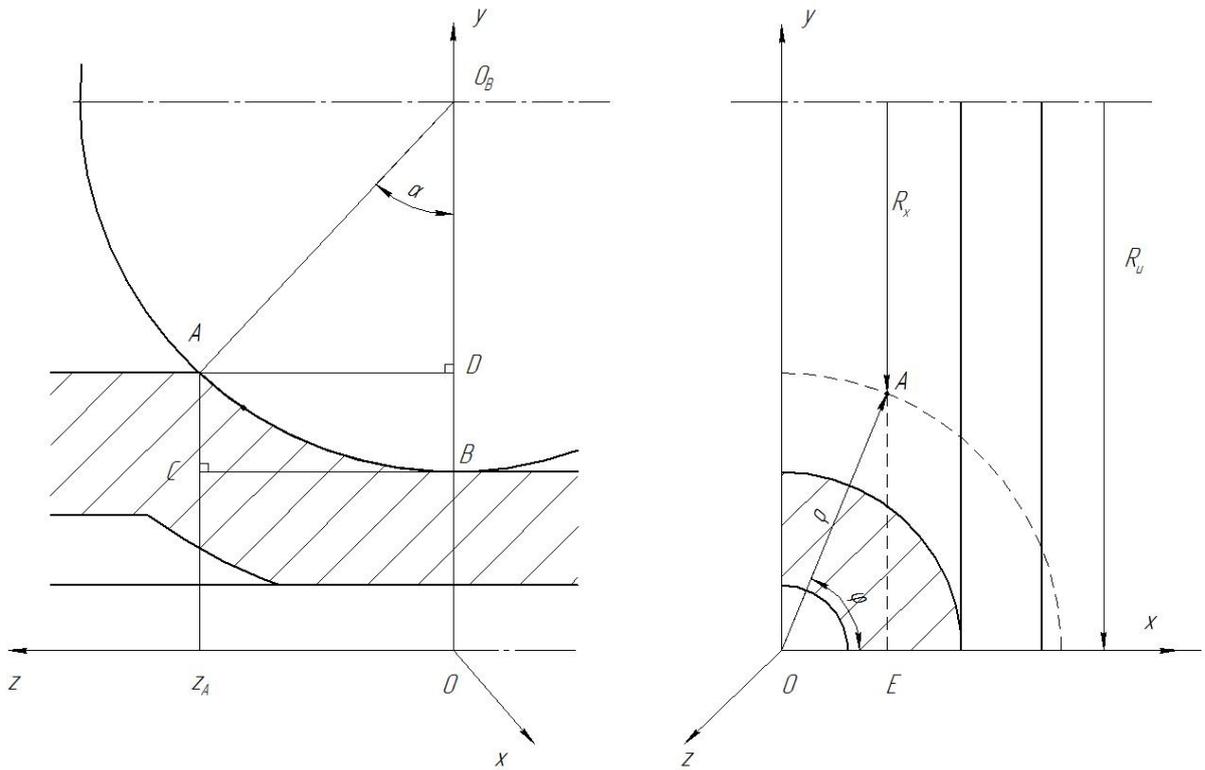


Рис. 2.5. Расчётная схема для определения длины контактной поверхности трубы и вала
где R_u — идеальный радиус вала.

С другой стороны, из треугольника $\triangle OAE$ следует:

$$y_A = OA \cdot \sin \varphi \quad (2.1.30)$$

Поскольку OA равно радиусу трубы на входе в калибр, то с учётом выражения (2.1.29) получим:

$$R_{BX} \cdot \sin \varphi = R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2} \quad (2.1.31)$$

Таким образом, длина линии контакта вала и трубы при заданном угле φ будет определяться выражением (2.1.32).

$$z = \sqrt{R_x^2 - (R_u - R_{BX} \cdot \sin \varphi)^2} \quad (2.1.32)$$

Соответственно, длина контактной поверхности по вершине калибра при $\varphi = \frac{\pi}{2}$, будет определяться выражением (2.1.32).

$$l_K = \sqrt{R_x^2 - (R_u - R_{BX})^2} \quad (2.1.33)$$

2.1.5 Длина контактной поверхности трубы и оправки по вершине калибра

Для нахождения длины контактной поверхности трубы и оправки на входе в очаг деформации, необходимо описать внутреннюю поверхность трубы. Для этого примем что толщина стенки трубы при вершине i -го калибра постоянна и равна толщине стенки трубы при вершине калибра после $i - 2$ -й клетки. Иными словами, считаем что в выпусках калибров не происходит деформации стенки по толщине. Кроме этого будем считать, что внешняя поверхность трубы плотно прилегает к поверхности вала. С учётом вышеизложенных допущений и выражения (2.1.31) получим следующее уравнение:

$$r_O = \frac{R_u - \sqrt{(R_x + h_0 \sin \varphi)^2 - z^2}}{\sin \varphi}, \quad (2.1.34)$$

где

r_O - радиус оправки,

h_0 - толщина стенки трубы на входе в калибр.

Решив уравнение (2.1.34) относительно z получим формулу для определения длины контакта трубы и оправки при заданном угле φ (2.1.35).

$$z = \sqrt{(R_x + h_0 \sin \varphi)^2 - (R_u - r_O \sin \varphi)^2} \quad (2.1.35)$$

Следует заметить, что значение координаты $\varphi = 0$ соответствует разъёму калибра, и, следовательно, при данном значении координатного угла формула (2.1.35) не имеет физического смысла.

2.2 Составление уравнения энергетического баланса

2.2.1 Расчёт скоростей металла в очаге деформации

Построим кинематически возможное поле скоростей в системе координат, представленной на Рисунок 2.6 [74].

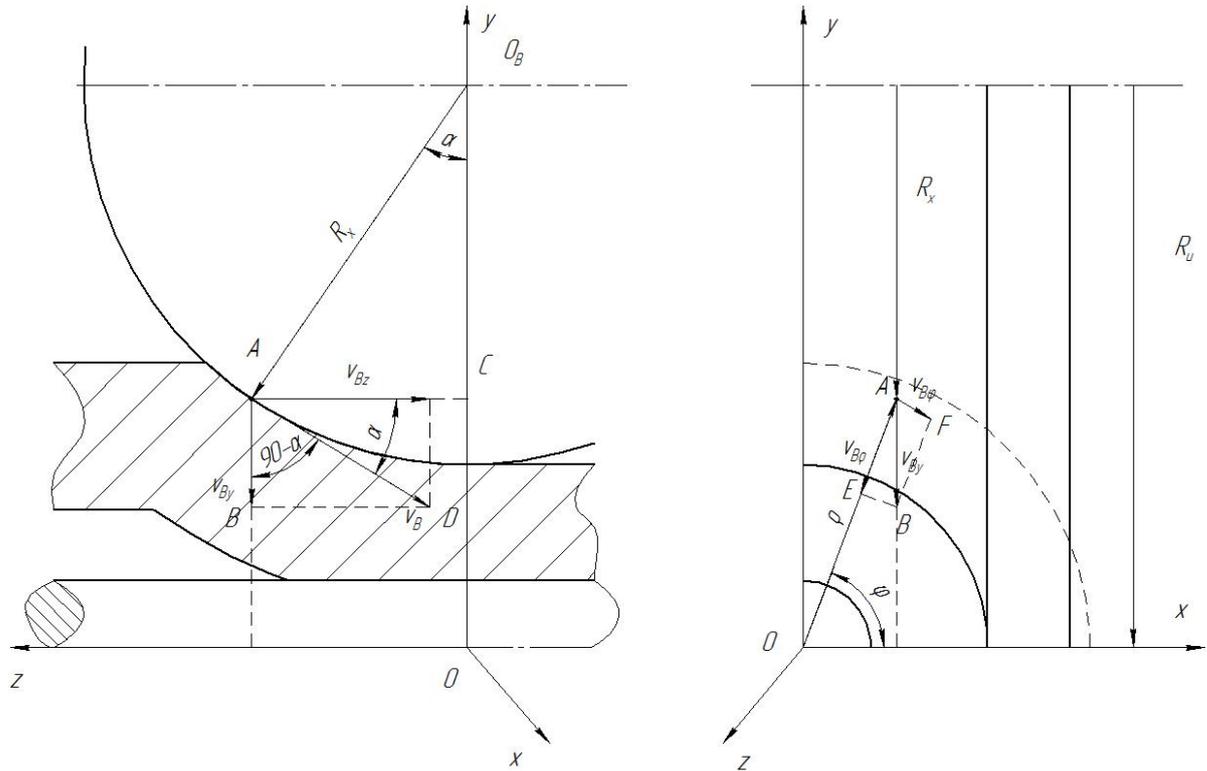


Рис. 2.6. Расчётная схема

Поскольку валки имеют цилиндрическую форму и контактная поверхность очага деформации ограничена дугой окружности, примем что продольная проекция скорости металла имеет вид:

$$v_z = a_0 + a_1 z + a_2 z^2 \quad (2.2.1)$$

Для нахождения коэффициента a_0 рассмотрим плоскость выхода трубы из очага деформации, при $z = 0$ получаем:

$$- a_0 = v_1, \quad (2.2.2)$$

где v_1 — скорость выхода металла из очага деформации.

Для нахождения коэффициента a_1 рассмотрим плоскость входа трубы в очаг деформации:

$$\nu_0 = \frac{\nu_1}{\mu}, \quad (2.2.3)$$

где

μ — коэффициент вытяжки,

ν_0 — скорость металла на входе в очаг деформации.

При $z = l$ и с учётом выражения (2.2.3), выражение (2.2.1) примет вид:

$$\frac{\nu_1}{\mu} = \nu_1 + a_1 l + a_2 l^2, \quad (2.2.4)$$

где l — длина очага деформации.

Таким образом, коэффициент a_1 будет определяться выражением:

$$a_1 = \frac{\nu_1}{l} \left(\frac{1}{\mu} - 1 \right) - a_2 l \quad (2.2.5)$$

А выражение (2.2.1) примет вид:

$$\nu_z = \nu_1 \left(1 + \frac{z}{l} \left(\frac{1 - \mu}{\mu} \right) \right) - a_2 z(l - z) \quad (2.2.6)$$

Для определения коэффициента a_2 можно использовать тот факт, что продольное ускорение частиц металла на выходе из очага деформации равно нулю, то есть:

$$\frac{\partial \nu_z}{\partial z} = \frac{-\nu_1}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) - a_2 l = 0 \quad (2.2.7)$$

Следовательно, коэффициент a_2 будет определяться выражением:

$$a_2 = \frac{-\nu_1}{l^2} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \quad (2.2.8)$$

Таким образом, выражение для определения продольной составляющей скорости металла трубы в очаге деформации примет вид:

$$\nu_z = \nu_1 \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right) \quad (2.2.9)$$

Определение компоненты вектора скорости ν_ρ .

В виду малой толщины стенки, примем, что компонента вектора скорости ν_ρ в поперечном сечении изменяется по линейному закону. А поскольку радиальная составляющая вектора скорости металла трубы на контакте с оправкой равна нулю, выражение будет иметь вид:

$$\nu_\rho = b_0(r_{on} - \rho) \quad (2.2.10)$$

Из условия взаимного непроникновения металла валка и трубы следует, что:

$$\nu_\rho = \nu_z \tan \alpha, \quad (2.2.11)$$

$$\text{при } \rho = \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi}.$$

Перепишем выражение (2.2.10) с учётом (2.2.11):

$$\nu_z \tan \alpha = b_0 \left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right) \quad (2.2.12)$$

Выразив из уравнения (2.2.12) коэффициент b_0 , получим:

$$\nu_\rho = \nu_z \frac{(r_{on} - \rho)}{\left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right)} \tan \alpha \quad (2.2.13)$$

Таким образом выражение описывающее изменение радиальной составляющей скорости металла примет вид:

$$\nu_\rho = \nu_1 \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right) \frac{(r_{on} - \rho)}{\left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right)} \tan \alpha \quad (2.2.14)$$

В виду малости обжатия по диаметру величина угла α будет достаточно мала, и можно принять $\tan \alpha \approx \alpha$, а, в свою очередь, $\alpha \approx \frac{z}{R_B}$, где R_B - радиус валка по вершине калибра. Таким образом получаем:

$$\nu_\rho = \nu_1 \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right) \frac{(r_{on} - \rho)}{\left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right)} \frac{z}{R_B} \quad (2.2.15)$$

Касательную составляющую вектора скорости частиц металла трубы найдём из условия неразрывности (2.2.16).

$$\frac{\partial v_\rho}{\partial \rho} + \frac{v_\rho}{\rho} + \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0 \quad (2.2.16)$$

Касательная составляющая вектора скорости частиц будет определяться зависимостью:

$$v_\rho = \rho \int \frac{\partial v_\rho}{\partial \rho} + \frac{v_\rho}{\rho} + \frac{\partial v_z}{\partial z} d\varphi + C(z, \rho) \quad (2.2.17)$$

где $C(z, \rho)$ — произвольная функция интегрирования. Поскольку все переменные в подынтегральном выражении известны, а также известны пределы интегрирования, выражение (2.2.17) примет вид:

$$v_\varphi = \rho \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left(\frac{\nu_1 z \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right)}{R_B \left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right)} \left(1 - \frac{r_{on} - \rho}{\rho} \right) - \right. \\ \left. - \frac{2\nu_1}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(\frac{z}{l} - 1 \right) \right) d\varphi \quad (2.2.18)$$

Ввиду того, что для каждой точки металла трубы все переменные входящие в выражение (2.2.18) известны, численное значение касательной составляющей вектора скорости целесообразно находить численным интегрированием.

2.2.2 Нахождение скоростей деформации

Скорости деформации для цилиндрической системы координат можно определить по формулам 2.2.3:

$$\begin{aligned}
\xi_{zz} &= \frac{\partial v_z}{\partial z} \\
\xi_{\rho\rho} &= \frac{\partial v_\rho}{\partial \rho} \\
\xi_{\varphi\varphi} &= \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{v_\rho}{\rho} \\
\xi_{\rho\varphi} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\rho \cdot \partial(\frac{v_\rho}{\rho})}{\partial \rho} + \frac{\partial v_\rho}{\rho \partial \varphi} \right) \\
\xi_{z\rho} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_z}{\partial \rho} + \frac{\partial v_\rho}{\partial z} \right)
\end{aligned} \tag{2.2.19}$$

Для принятого поля скоростей формулы (2.2.19) примут вид:

$$\begin{aligned}
\xi_{zz} &= \frac{2\nu_1}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(\frac{z}{l} - 1 \right) \\
\xi_{\rho\rho} &= - \frac{\nu_1 z}{\left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right) R_B} \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right) \\
\xi_{\varphi\varphi} &= - \frac{\nu_1 z (r_{on} - \rho)}{\rho \left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right) R_B} \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right) \\
\xi_{\rho\varphi} &= \frac{\nu_1 z \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right)}{2\rho R_B \left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right)} \cdot \\
&\quad \cdot \left(-r_{on} - \frac{\left(r_{on} - \rho \right) \left(R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2} \right) \cos \varphi}{\left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right) \sin^2 \varphi} \right) \\
\xi_{z\rho} &= \frac{1}{2} \frac{\nu_1 (r_{on} - \rho) \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(4 - \frac{3z}{l} \right) \right)}{R_B \left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right)} + \\
&\quad + \frac{1}{2} \frac{\nu_1 z^2 (r_{on} - \rho) \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z^2}{l} \right) \right)}{R_B \sqrt{R_x^2 - z^2} \sin \varphi \left(r_{on} - \frac{R_u - \sqrt{R_x^2 - z^2}}{\sin \varphi} \right)}
\end{aligned} \tag{2.2.20}$$

$\xi_{z\varphi}$, $\xi_{\rho\varphi}$ и $\xi_{\varphi z}$ равны нулю.

Тензор скоростей деформации примет вид:

$$T_{\xi} = \begin{bmatrix} \xi_{zz} & \xi_{z\rho} & 0 \\ \xi_{\rho z} & \xi_{\rho\rho} & 0 \\ 0 & 0 & \xi_{\varphi\varphi} \end{bmatrix} \quad (2.2.21)$$

Интенсивность скоростей деформации сдвига определяется выражением [2.2.3]:

$$H = \sqrt{\frac{2}{3} \left[(\xi_{zz} - \xi_{\rho\rho})^2 + (\xi_{\rho\rho} - \xi_{\varphi\varphi})^2 + (\xi_{\varphi\varphi} - \xi_{zz})^2 \right] + 4\xi_{z\rho}^2} \quad (2.2.22)$$

Подставив в (2.2.22) выражения для скоростей деформации и приведя подобные, получим:

$$H = \nu_1 \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \left[\begin{aligned} & \left(\frac{2}{l} \left(\frac{\mu-1}{\mu} \right) \left(\frac{z}{l} - 1 \right) + \right. \\ & \left. + \frac{z}{(r_{on} - R)R_B} \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu-1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right) \right)^2 + \\ & \left. + \left(\frac{z}{(r_{on} - R)R_B} \right)^2 \cdot \right. \\ & \left. \cdot \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu-1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right)^2 \cdot \right. \\ & \left. \cdot \left(-1 - \frac{(r_{on} - \rho)}{\rho} \right)^2 + \right. \\ & \left. + \left[\frac{z(r_{on} - \rho)}{\rho(r_{on} - R)R_B} \cdot \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu-1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right) - \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{2}{l} \left(\frac{\mu-1}{\mu} \right) \left(\frac{z}{l} - 1 \right) \right]^2 \right. \\ & \left. + \left(\frac{(r_{on} - \rho)}{(r_{on} - R)R_B} \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu-1}{\mu} \right) \left(4 - \frac{3z}{l} \right) \right) \right)^2 \right] \right] + \quad (2.2.23)$$

2.2.3 Нахождение сил трения

В случае горячей прокатки, как было отмечено выше, предпочтительно использовать закон трения Зибеля. Проекция вектора напряжения трения

на оси цилиндрической системы координат:

$$\tau_z = \frac{\tau \sqrt{R_x^2 - z^2}}{R_x}, \quad (2.2.24)$$

$$\tau_\rho = \tau \frac{z}{R_x} \sin \varphi, \quad (2.2.25)$$

$$\tau_\varphi = \tau \frac{z}{R_x} \cos \varphi, \quad (2.2.26)$$

Коэффициент трения на контакте трубы с валками будем считать равным 0,3 [42]. Согласно работе [43] коэффициент трения трубы об оправку в первой клетки составляет 0,033 и увеличивается по направлению прокатки от 0,039 (во второй клетки) до 0,074 (в восьмой клетки). Увеличение коэффициента трения авторы связывают с потерей смазки антифрикционных свойств в результате силового и теплового воздействия со стороны трубы. Будем считать его постоянным и равным 0,053 для всего стана.

2.2.4 Составление уравнения энергетического баланса

Уравнения баланса мощности для одной клетки непрерывного трубопрокатного стана имеет вид:

$$N_B + N_O - (N_{TB} + N_{TO} - N_H + N_V + N_\phi) = 0, \quad (2.2.27)$$

где

N_B — мощность подводимая в очаг деформации валками,

N_O — мощность сил трения на оправке,

N_{TB} — мощность трения скольжения металла по валку,

N_{TO} — мощность трения скольжения металла по оправке в продольном направлении,

N_H — мощность заднего продольного усилия,

N_V — мощность переднего продольного усилия,

N_ϕ — мощность формоизменения.

Запишем выражения для мощностей в развёрнутом виде:

$$N_B = 0,3 \iint_{S_k} \omega \frac{\tau(R_x^2 - z^2)}{R_x} dS \quad (2.2.28)$$

$$N_{TB_z} = \iint_{S_k} \left(\omega \sqrt{R_x^2 - z^2} - \nu_1 \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right) \right) \frac{0,3\tau \sqrt{R_x^2 - z^2}}{R_x} dS \quad (2.2.29)$$

$$N_{TB_\rho} = \iint_{S_k} \left(\omega z \sin \varphi - \nu_1 \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right) \frac{\rho}{R} \frac{z}{R_B} \right) 0,3\tau \frac{z}{R_x} \sin \varphi dS \quad (2.2.30)$$

$$N_{TB_\varphi} = \iint_{S_k} \omega \cos \varphi 0,3\tau \frac{z^2}{R_x} \cos \varphi dS \quad (2.2.31)$$

$$N_{TO} = \iint_{S_{TO}} \left(\nu_0 - \nu_1 \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z}{l} \right) \right) \right) \frac{0,3\tau \sqrt{R_x^2 - z^2}}{R_x} dS \quad (2.2.32)$$

$$N_H = \nu_0 \sigma_0 S_0 \quad (2.2.33)$$

$$N_\nu = \nu_1 \sigma_1 S_1 \quad (2.2.34)$$

$$N_\phi = \int_V \tau_S H dV \quad (2.2.35)$$

В результате получаем формулы для вычисления составляющих уравнения баланса мощности с точностью до скорости выхода трубы из клетки.

Просуммируем уравнения баланса мощностей для всех клеток непрерывного стана.

Поскольку скорость трубы при выходе из i -той клетки будет равна скорости трубы при входе в $(i + 1)$ -ю клетку, а сила переднего подпора/натяжения i -той клетки будет равна по модулю и противоположна по направлению силе заднего подпора/натяжения $(i + 1)$ -ой клетки, то сумма

их мощностей по всем межклетевым промежуткам будет равна нулю (Рисунок 2.7). Таким образом, уравнение баланса мощности для всего стана в целом будет иметь вид:

$$\sum_{i=1}^8 (N_B + N_O - (N_{TB} + N_{TO} + N_{\phi}))_i = 0 \quad (2.2.36)$$

В уравнении (2.2.36) десять неизвестных – критические углы и скорости выхода металла из очагов деформации.

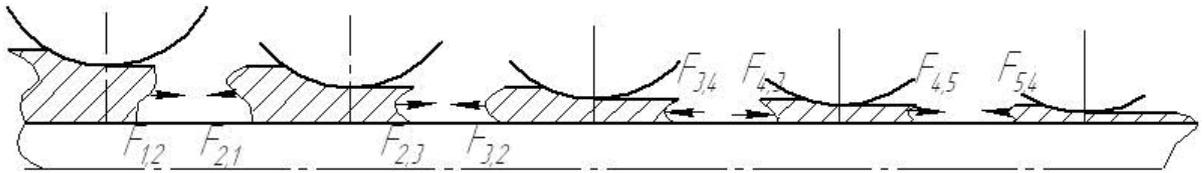


Рис. 2.7. Схема межклетевого взаимодействия

Для определения критического угла используем упрощённую формулу (2.2.37) для определения опережения по вершине калибра [1].

$$i = \frac{R_B}{h_1} \gamma^2, \quad (2.2.37)$$

где

h_1 - толщина стенки трубы по вершине калибра на выходе из очага деформации,

γ - критический угол.

Скорость выхода металла из очага деформации и скорость валка связаны зависимостью (2.2.38).

$$\nu_1 = \nu_B(1 + i), \quad (2.2.38)$$

где ν_B - скорость валка.

Запишем формулу для секундного объёма:

$$V_c = \nu_1 S_1, \quad (2.2.39)$$

где V_c - секундный объем.

С другой стороны, выражение (2.2.39) с учётом (2.2.38) примет вид:

$$V_c = \nu_B S_1 (1 + i) \quad (2.2.40)$$

То есть правые части выражений (2.2.39) и (2.2.40) тождественно равны и с учётом формулы (2.2.37) получим следующее выражение:

$$\nu_1 S_1 = \nu_B S_1 \left(1 + \frac{R_B}{h_1} \gamma^2 \right) \quad (2.2.41)$$

Выразим из выражения (2.2.41) критический угол:

$$\gamma = \sqrt{\frac{h_1}{R_B} \left(\frac{V_c}{\nu_B S_1} - 1 \right)} \quad (2.2.42)$$

Из расчётной схемы (Рисунок 2.6) видно:

$$\sin \gamma = \frac{z_\gamma}{R_B}, \quad (2.2.43)$$

где z_γ — координата критического сечения по вершине калибра.

Поскольку синус малого угла приблизительно равен самому углу, то приравняв правые части выражений (2.2.42) и (2.2.43), получим выражение связывающее скорость металла трубы в очаге деформации и угловую скорость валка:

$$\frac{z_\gamma}{R_B} = \sqrt{\frac{h_1}{R_B} \left(\frac{V_c}{\nu_1 \left(1 - \frac{z}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z_\gamma}{l} \right) \right) S_1} - 1 \right)} \quad (2.2.44)$$

Для решения уравнения (2.2.44) воспользуемся методом Брента. Метод Брента или алгоритм последовательного перебора Брента, — это алгоритм одномерного поиска, который является комбинацией метода золотого сечения и квадратичной интерполяции [79], [80]. В уравнении (2.2.44) две неизвестных: секундный объём (V_c) и продольная координата нейтрального сечения при вершине калибра (z_γ). Поскольку при решении уравнения

энергетического баланса методом Брента значение V_c на каждой итерации задано [81], то решение уравнения (2.2.44) не представляет сложности.

Запишем выражение для определения непосредственно угловой скорости валка из условия равенства проекций скоростей поверхности трубы и валка при вершине калибра на ось OZ :

$$\omega = \frac{\nu_1 \left(1 - \frac{z_\gamma}{l} \left(\frac{\mu - 1}{\mu} \right) \left(2 - \frac{z_\gamma}{l} \right) \right)}{\sqrt{R_B^2 - z_\gamma^2}} \quad (2.2.45)$$

Таким образом, обобщенное уравнение энергетического баланса сводится к уравнению с одной неизвестной — V_c . Для его решения также был применён метод Брента. При этом для вычисления определённых интегралов и нахождения значений мощностей использовался метод Симпсона [82].

После определения V_c последовательно подставляя найденное значение секундного объёма в уравнения энергобаланса для отдельно взятой клетки находим величину натяжения/подпора для каждой клетки стана. Для этого преобразуем уравнение (2.2.36) к виду:

$$(N_B + N_O - (N_{TB} + N_{TO} + N_\phi))_i = N_H - N_{Vi} \quad (2.2.46)$$

Пусть $(N_H - N_V)_i = X_i$, тогда:

$$X_i = -S_{i-1}\sigma_{i-1}\nu_{i-1} + S_i\sigma_i\nu_i \quad (2.2.47)$$

Поскольку напряжения в металле трубы перед входом в первую клетку и после выхода из последней клетки стана равны нулю, то для восьмиклеточного непрерывного стана получим следующую систему уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} X_1 = S_1\sigma_1\nu_1 \\ X_2 = -S_1\sigma_1\nu_1 + S_2\sigma_2\nu_2 \\ X_3 = -S_2\sigma_2\nu_2 + S_3\sigma_3\nu_3 \\ X_4 = -S_3\sigma_3\nu_3 + S_4\sigma_4\nu_4 \\ X_5 = -S_4\sigma_4\nu_4 + S_5\sigma_5\nu_5 \\ X_6 = -S_5\sigma_5\nu_5 + S_6\sigma_6\nu_6 \\ X_7 = -S_6\sigma_6\nu_6 + S_7\sigma_7\nu_7 \\ X_8 = -S_7\sigma_7\nu_7 \end{array} \right. \quad (2.2.48)$$

Преобразуем систему (2.2.48) с учётом выражения (2.2.49) и выразим напряжения в металле трубы.

$$V_c = S_i\nu_i \quad (2.2.49)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_1 = \frac{X_1}{V_c} \\ \sigma_2 = \frac{X_2 + V_c\sigma_1}{S_2\nu_2} \\ \sigma_3 = \frac{X_3 + V_c\sigma_2}{S_3\nu_3} \\ \sigma_4 = \frac{X_4 + V_c\sigma_3}{S_4\nu_4} \\ \sigma_5 = \frac{X_5 + V_c\sigma_4}{S_5\nu_5} \\ \sigma_6 = \frac{X_6 + V_c\sigma_5}{S_6\nu_6} \\ \sigma_7 = \frac{X_7 + V_c\sigma_6}{S_7\nu_7} \\ \sigma_8 = \frac{X_8}{V_c} \end{array} \right. \quad (2.2.50)$$

Решив систему уравнений (2.2.50) найдем значения напряжений, возникающих в металле трубы в межклетевых промежутках.

2.2.5 Разработка программного продукта

Для обеспечения возможности оперативного расчёта скоростных режимов на основе разработанной математической модели был создан программный продукт. При этом для обеспечения максимальной универсальности структура программы была реализована в виде отдельных подпрограмм, что позволило легко адаптировать её для различных непрерывных станов. На сегодняшний день получены свидетельства о государственной регистрации программ для ЭВМ для двух- и трёх- валковых станов с удерживаемой и плавающей оправками [83], [85]. Программа написана на языке C++ и предназначена для работы в среде Windows.

Исходными данными для расчёта являются:

- 1 Диаметр и толщина стенки гильзы;
- 2 Диаметр оправки;
- 3 Диаметр и толщина стенки трубы после непрерывного стана;
- 4 Калибровка валков;
- 5 Величина установленного зазора между валками (раствор валков);
- 6 Величина коэффициентов межклетевых натяжений;
- 7 Скорость выхода трубы из непрерывного стана;
- 8 Марка стали гильзы, температура гильзы, оправки и валков ¹.

Результаты расчёта:

- 1 Значения частоты вращения валков по клетям стана;

¹ Марка стали, начальная температура гильзы, температуры оправки и валков служат исходными данными для расчёта величины сопротивления металла пластической деформации и изменения температуры трубы в процессе прокатки [86].

- 2 Значения катающего диаметра по клетям стана;
- 3 Значения коэффициентов вытяжки по клетям стана;
- 4 Площади поперечного сечения трубы после каждой из клетей;
- 5 Значение величины сопротивления металла деформации по клетям стана;
- 6 Температура трубы на выходе из стана, величины изменения температуры металла трубы по причинам: пластической деформации, контакта с валками и оправкой, излучения.

Как было сказано выше, программа состоит из подпрограмм, каждая из которых предназначена для решения отдельной задачи на основе входных данных:

- 1 Подпрограмма, рассчитывающая координаты точек, описывающих поверхность ручья валка;
- 2 Подпрограмма для расчёта площади поперечного сечения трубы в очаге деформации;
- 3 Подпрограммы для расчёта величин мощностей сил, действующих в очаге деформации;
- 4 Подпрограмма для расчёта координат нейтральной линии;
- 5 Подпрограмма для решения уравнения энергобаланса;
- 6 Подпрограмма для расчёта величины изменения температуры в ходе прокатки и величины сопротивления металла пластической деформации.

Первым этапом расчёта является определение геометрических параметров очага деформации: координаты точек описывающих положение

поверхности калибров валков в пространстве, площади поперечных сечений трубы в очагах деформации и значения коэффициентов вытяжки.

На следующем этапе решается уравнение энергетического баланса. Уравнение решается методом Брента [79], [80]. Решение находится методом последовательного перебора возможных значений переменной z — координаты нейтральной линии по вершине калибра. Для каждого значения z находится значение суммы мощностей сил, действующих в очаге деформации. В качестве решения уравнения энергобаланса принимается такое значение переменной z , при котором сумма мощностей сил, действующих в очаге деформации, отличается от нуля не более чем на требуемую величину. В программе точность, с которой находится решение уравнения энергетического баланса, равна 0,1% от длины поверхности контакта валка и трубы по вершине калибра. Для определения величин мощностей сил, действующих в очаге деформации, используется метод численного интегрирования Симпсона [82]. Интегрирование происходит с шагом, равным 0,1 от длины отрезка на котором задана переменная, по которой происходит интегрирование. Дальнейшее уменьшение шага интегрирования не приводит к существенному росту точности вычисления, поскольку все переменные изменяются в достаточно узком диапазоне, а подынтегральные функции являются гладкими и монотонными.

Найденные значения z используются для определения частот вращения валков по клетям стана. После чего результат расчёта выводится на экран.

Разбиение на отдельные подпрограммы позволяет легко модифицировать программу под различные станы и решать как прямую, так и обратную задачу. Так значение переменной z может использоваться для определения скорости металла на выходе из очага деформации, в случае, когда известны скорости вращения валков, и необходимо найти величины межклетевых напряжений [84].

Для удобства пользования программой в заводских условиях исходные данные могут задаваться в различных величинах, в то время как расчёт ведётся в системе СИ, а преобразование единиц измерения происходит непосредственно перед вводом/выводом информации. Программный продукт, созданный на основе математической модели (Рисунок 2.8), описанной в п. 2.1 и п. 2.2. был адаптирован для непрерывного стана с двухвалковым калибром. Данный стан установлен на заводе компании IPSCO Korrel Tubulars L.L.C. в городе Эмбридж, штат Пенсильвания, США, входящей в Американский дивизион ПАО «Трубная металлургическая компания» (Приложение А). При разработке программного продукта учитывались такие особенности, как используемые размерности величин (размеры трубы, оправки и гильзы, а также параметры прокатных калибров заданы в дюймах, а скорость выхода в футах в минуту) и задание углов выпуска от вертикальной оси.

Разработанный программный продукт использовали для исследования процесса непрерывной прокатки, в частности, определяли коэффициенты межклетевых натяжений для различных скоростных режимов. Для этого при заданной калибровке валков и режиме обжатий подбирали значения коэффициентов межклетевого натяжения так, чтобы получаемый в результате расчёта скоростной режим совпадал со скоростным режимом установленном на стане (Рисунок 2.9). Таким образом, были проанализированы скоростные режимы для всего сортамента труб производимых на заводе IPSCO, а также скоростные режимы, полученные в результате опытных прокаток.

Последние исследования и адаптация модели к условиям непрерывного стана ТПА 5, 5" показали достаточно хорошую сходимость получаемых результатов. В частности, для существующего и расчётного скоростных режимов прокатки труб 5, 906" \times 0.415" (150 \times 10, 5 мм), разница в частоте вращения валков не превышает 4%.

MM v.4.0

File

Mandrel diameter in

Tube diameter in

Inlet wall thickness in

Outlet pipe diameter in

Outlet wall thickness in

Exit speed FPM

Steel

1023 AISI

1527 AISI

4125 AISI

temperature, F:

tube

mandrel

roll

Speed

Temperature

Gaps Calc

tension: *sigma_s

Stand 1 | Stand 2 | Stand 3 | Stand 4 | Stand 5 | Stand 6 | Stand 7 | Stand 8 | Result | Temperature

Nominal roll diameter	<input type="text" value="19"/>	in
R1	<input type="text" value="3.459"/>	in
Eccentricity	<input type="text" value="0.453"/>	in
R2	<input type="text" value="7.087"/>	in
x2	<input type="text" value="-2.5654"/>	in
y2	<input type="text" value="-3.0184"/>	in
Relief angle	<input type="text" value="45"/>	grad
Gap between rolls(nom)	<input type="text" value="0.472"/>	in
Gap between rolls(act)	<input type="text" value="0.472"/>	in
R3	<input type="text" value="0"/>	in
x3	<input type="text" value="0"/>	in
y3	<input type="text" value="0"/>	in
Relief angle 2	<input type="text" value="0"/>	grad

Рис. 2.8. Интерфейс программы для расчёта скоростных режимов непрерывного стана

Разработанная программа была также модифицирована для анализа скоростных режимов прокатки труб на ТПА 159-426 АО «Волжский трубный завод» (Приложение Б). При этом было изменено количество клеток (семь клеток вместо восьми), размерность исходных и рассчитанных величин (миллиметры и метры в секунду вместо дюймов и футов в минуту), а также была заменена плавающая оправка на удерживаемую.

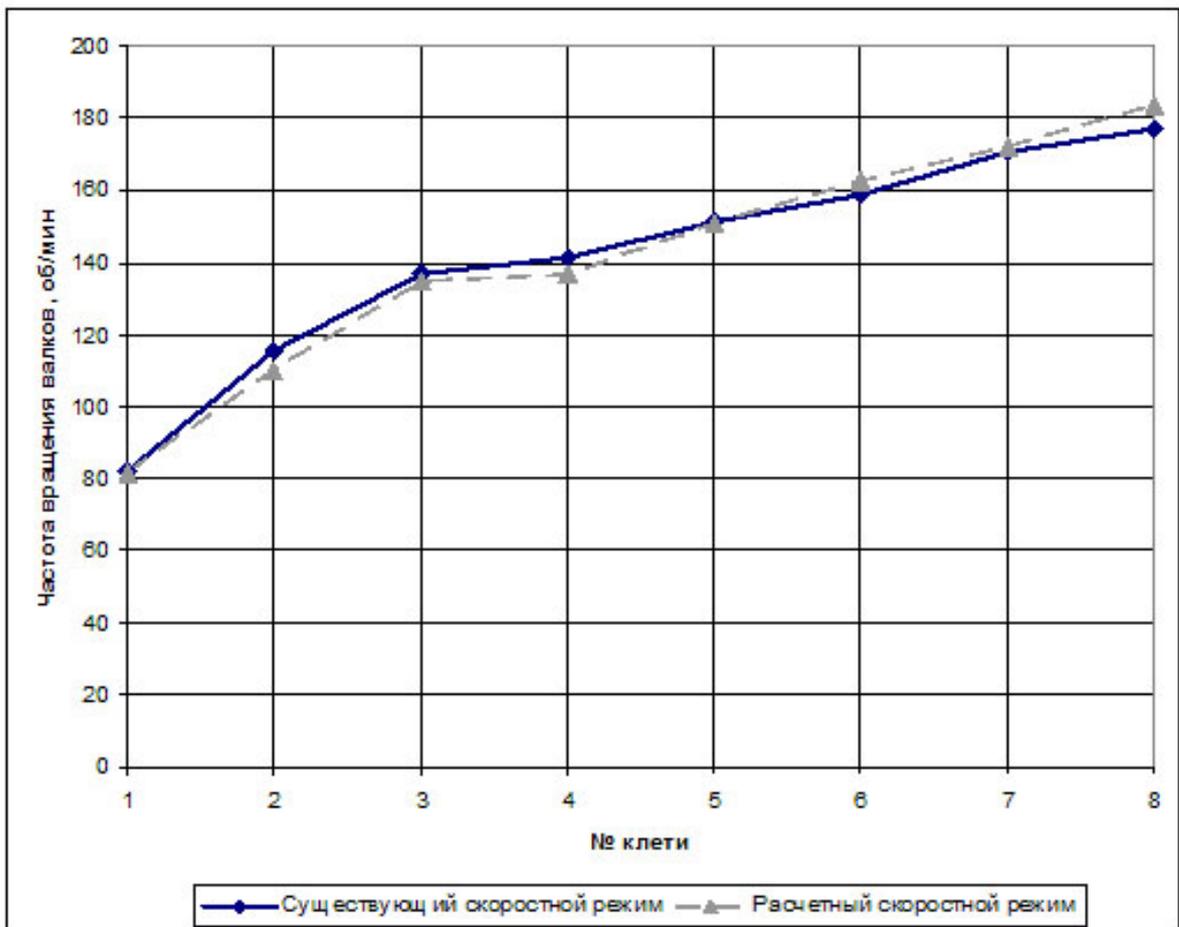


Рис. 2.9. Сравнение существующего и расчётного скоростных режимов

2.3 Выводы по главе 2

Разработанная математическая модель процесса непрерывной прокатки труб на оправке на основе уравнения баланса мощностей сил позволяет для автоматизированного расчёта:

- 1 геометрии очага деформации (длина очага деформации, коэффициент вытяжки);
- 2 коэффициентов вытяжки;
- 3 скоростей металла;
- 4 значений мощностей действующих на металл сил.

На основе математической модели разработан программный продукт, позволяющий рассчитывать скоростные режимы прокатки на непрерывном стане, значения межклетевых натяжений. Структура разработанного программного продукта позволяет адаптировать его к расчёту непрерывного стана с произвольным количеством клеток как с двух- так и с трёх-валковыми калибрами, с удерживаемой или плавающей оправкой.

Глава 3

Физическое и компьютерное моделирование процесса раскатки труб на непрерывном стане

3.1 Физическое моделирование процесса раскатки труб на непрерывном стане

Для проверки адекватности созданной математической модели было проведено физическое и компьютерное моделирование процесса прокатки труб на двухвалковом непрерывном стане.

Физическое моделирование состояло из двух экспериментов. В рамках первого оценивалось совпадение расчётного и фактического значений коэффициентов вытяжки, в рамках второго — совпадение значений расчётного и фактического секундных объёмов.

Как было сказано выше, овальность калибров оказывает значительное влияние на течение металла в очаге деформации, и, как следствие, на разностенность получаемой трубы. Кроме этого, в следствие интенсивного течения металла в выпуски калибра фактический коэффициент вытяжки может значительно отличаться от получаемого при графическом построении. Для оценки допустимости принятых при построении модели допущений была проведена опытная прокатка свинцовых патрубков в калибрах различной овальности.

Второй целью физического моделирования было определение соответствия скорости течения металла, получаемой в результате расчёта, реальному значению продольной составляющей скорости металла в очаге деформации. Дело в том, что измерить непосредственно напряжения, возникающие при прокатке в металле трубы между клетями непрерывного

стана, крайне затруднительно, и судить о них можно только по результатам косвенных измерений. В данной работе оценка правильности определения межклетевых напряжений в металле осуществляется по продольной составляющей течения металла в очаге деформации, поскольку именно рассогласование продольной составляющей скорости на выходе из i -го очага деформации и на входе в $(i + 1)$ -й вызывает в металле напряжения растяжения/сжатия в межклетевом пространстве.

Значения коэффициентов вытяжки и скорости течения металла сравнивались также с результатами расчёта прокатки трубы в непрерывном стане методом конечных элементов.

3.1.1 Описание элементов экспериментальной установки для исследования процессов продольной прокатки труб ОАО «РосНИТИ»

Физическое моделирование процесса прокатки труб осуществлялось на лабораторном прокатном стане ЭУ-ПППТ ОАО «РосНИТИ». Установка ЭУ-ПППТ предназначена для исследования формоизменения раската, измерения энергосиловых параметров при продольной прокатке труб с учётом масштабного фактора. Схема расположения основных элементов установки приведена на рисунке 3.1.

Каждый блок установки представляет из себя раму сварной конструкции со смонтированными на ней исполнительным устройством и приводом. В качестве исполнительных устройств могут быть использованы трехвалковые прокатные клетки 170 (со сборкой трехвалкового калибра по типу клеток «Kocks») и универсальные двухвалковые клетки 260 с возможностью установки вертикальных неприводных валков. Техническая характеристика установки приведена в таблице 3.1.

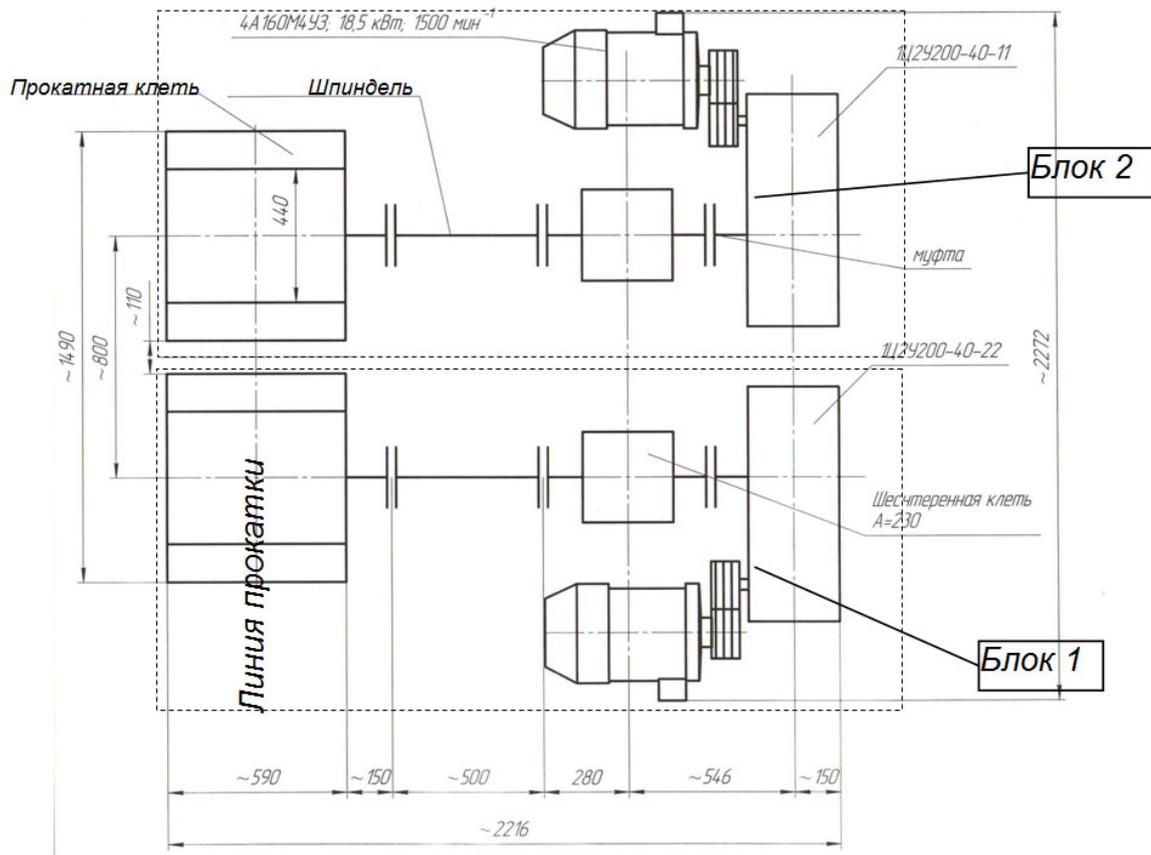


Рис. 3.1. Схема расположения основных элементов установки «ЭУ-ПППТ»

Таблица 3.1. Техническая характеристика установки ЭУ–ПППТ

№	Параметр	Ед. измер.	Величина, обозначение
1	Двигатель		
	тип		4А160 М4У3/М100
	мощность	кВт	18,5
	частота вращения вала	об/мин	1500
	напряжение питания	В	380
2	Редуктор		
	первый блок	—	1Ц2У-200 – 40 – 11У1
	второй блок	—	1Ц2У-200 – 40 – 22У1

Продолжение на следующей странице

Таблица 3.1 – Продолжение

№	Параметр	Ед. измер.	Величина, обозначение
3	Передаточное соотношение клино-ременной передачи	—	1, 5
4	Максимальный наружный диаметр заготовки	мм	40
5	Минимальный наружный диаметр трубы	мм	10
6	Условный диаметр горизонтальных валков	мм	245 ÷ 260
	вертикальных роликов	мм	185 ÷ 200
7	Длина бочки горизонтальных валков	мм	60 ÷ 420
	вертикальных роликов	мм	60
8	Величина радиальной регулировки горизонтальных валков	мм	45
	вертикальных роликов	мм	25
9	Величина осевой регулировки нижнего горизонтального валка	мм	±0, 5
10	Величина перемещения валка за один оборот штурвала нажимного устройства	мм	±2, 5

Продолжение на следующей странице

Таблица 3.1 – Продолжение

№	Параметр	Ед. измер.	Величина, обозначение
11	Максимальный крутящий момент на валке	кНм	$\pm 2,5$
12	Максимальное усилие горизонтальных валков	кН	300
	вертикальных роликов	кН	97
13	Скорость прокатки	м/с	$0 \div 0,34$
14	Габариты блока	мм	$2342 \times 1111 \times 1705$
15	Масса клетки	кг	1127
16	Масса блока	кг	2210

Двухвалковая клетка представляет собой классическую конструкцию со станиной закрытого типа, со стационарным нижним и подвижным верхним рабочими валками (Рисунок 3.2). Верхний горизонтальный валок снабжен уравновешиванием пружинного типа, а осевая регулировка калибров обеспечивается соответствующим перемещением комплекта нижнего горизонтального валка с подушками. Сборная секционная конструкция горизонтальных валков клетки позволяет устанавливать бандажи с любым сочетанием конфигурации ручьев, образующих калибры.

Управление технологическим процессом обеспечивается посредством системы автоматизации, реализуемой на базе программируемого логического контроллера FX1N фирмы Mitsubishi Electric, Япония. Управление технологическим процессом агрегата осуществляется по принципу прямого контроллерного управления.



Рис. 3.2. Общий вид экспериментальной установки с двухвалковыми клетями 260

Для контроля усилия на клеть на стане установлены датчики усилия СМ-Т010 фирмы Dacell, Корея (Рисунок 3.3).

Для визуализации на центральном пульте управления установлена многофункциональная операторская панель с сенсорным экраном (Рисунок 3.4). С панели осуществляется цифровое задание частоты вращения каждого привода, также организовано рабочее место на базе персонального компьютера с программным обеспечением WinCC Flexible RT (Рисунок 3.5).

Связь контроллера с приводами, компьютером и панелью оператора осуществляется по сети с протоколом ModBus RTU.

Последовательность включения (отключения) и выбор направления вращения валков (вперёд или назад) определяет оператор.

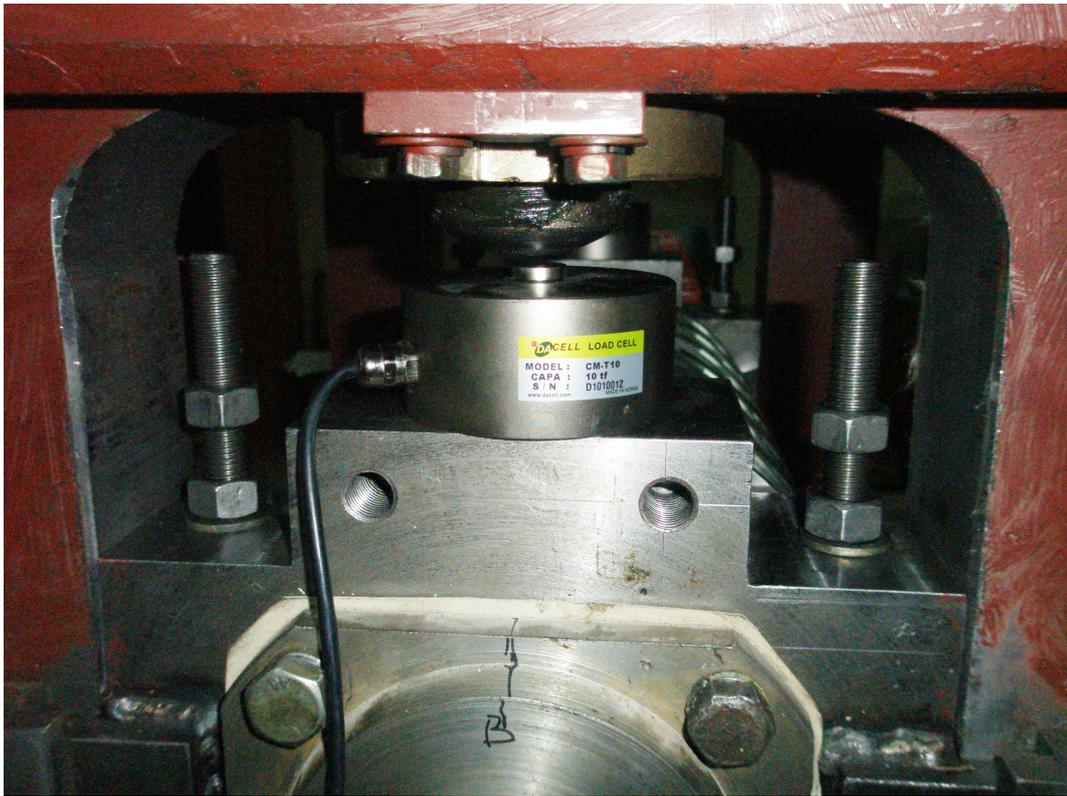


Рис. 3.3. Датчик усилия CM-T010



Рис. 3.4. Многофункциональная операторская панель MAC-E410 с сенсорным экраном

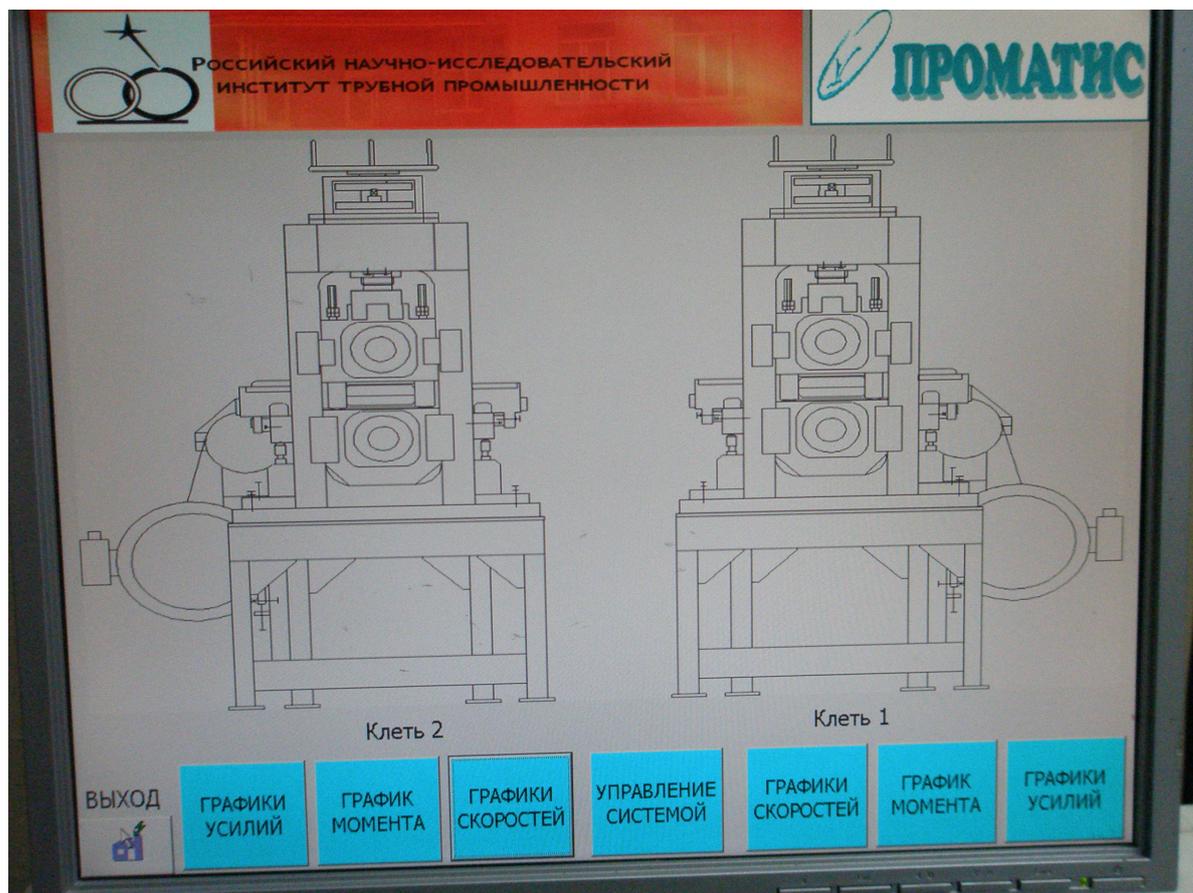


Рис. 3.5. Интерфейс программного обеспечения WinCC Flexible RT

3.1.2 Исследование формоизменения при прокатке труб в овальных калибрах на «ЭУ-ПППТ»

На «ЭУ-ПППТ» ОАО «РосНИТИ» была проведена опытная прокатка для определения влияния калибровки валков непрерывного стана на точность труб при прокатке без межклетевого натяжения/подпора.

Цель исследования:

- Оценить адекватность результатов расчета коэффициентов вытяжки по разработанной методике;
- Оценить адекватность расчёта вытяжки по толщине стенки.

Прокатка проводилась в двухвалковых калибрах на «ЭУ-ПППТ» в шести калибрах (Таблица 3.2). Овальность калибров варьировалась от 1,18 до 1,30. Углы выпусков для всех калибров принимались равными 45° .

Общая схема маршрутов, представлена в Таблица 3.3.

Таблица 3.2. Параметры калибров

№	Высота	Ширина	Оваль-	R_1 , мм	e , мм	R_2 , мм	x_2 , мм	y_2 , мм	α , град
	калибра	калибра	ность						
	H , мм	B , мм	$\Theta = B/H$						
1	15,27	18,324	1,2	17,57	2,3	22,99	3,83	6,13	45
2	15,27	19,0875	1,25	17,57	2,3	30,02	8,8	11,1	45
3	15,27	19,851	1,3	17,57	2,3	41,34	16,81	19,11	45
4	15,03	17,7354	1,18	16,43	1,4	24,46	5,68	7,08	45
5	15,03	18,036	1,2	16,43	1,4	27,1	7,54	8,94	45
6	15,03	18,6372	1,24	16,43	1,4	33,98	12,41	13,81	45

Таблица 3.3. Маршрутная схема прокатки патрубков в двух клетях

№	Кол-во образцов, шт	Первый проход		Второй проход	
		№ калибра	Диаметр оправки, мм	№ калибра	Диаметр оправки, мм
1	1	1	23, 2	4	23, 2
2	1	1	23, 6	4	23, 6
3	1	2	23, 2	5	23, 2
4	1	2	23, 6	5	23, 6
5	1	3	23, 6	6	23, 2
6	1	3	23, 2	6	23, 6

Для прокатки использовались свинцовые патрубки диаметром 35, 2 мм и с толщиной стенки 5 мм (Рисунок 3.6). Патрубки изготавливались из литой заготовки, полученной при помощи разливки горячего свинца в цилиндрический контейнер. Затем литые заготовки механически обрабатывались на токарном станке под необходимый размер.

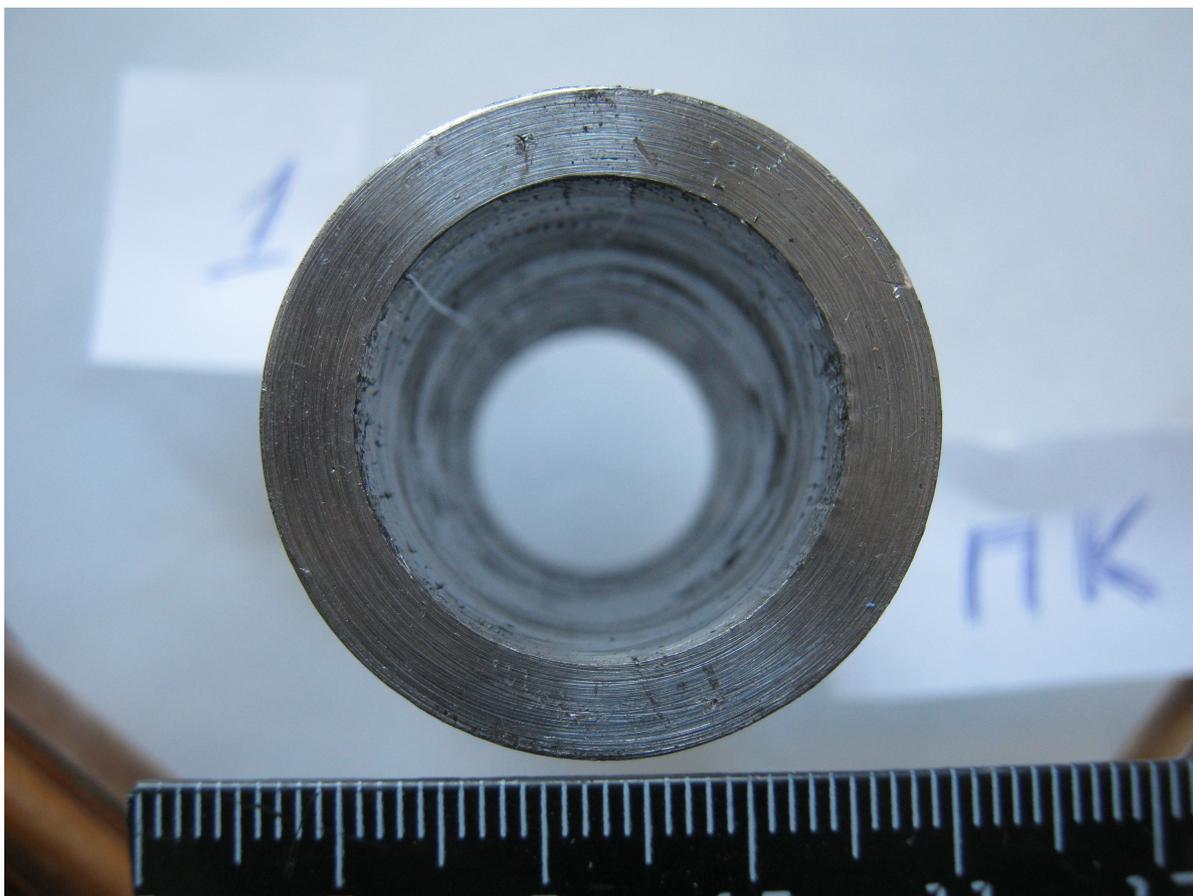


Рис. 3.6. Поперечное сечение патрубка перед прокаткой

Прокатка патрубков осуществлялась на плавающих оправках диаметром 23,6 мм и 23,2 мм. В прокат было задано 6 патрубков, всего было осуществлено 12 проходов в различных калибрах. При прокатке патрубков зазор между валками для разных проходов выставлялся так, чтобы обеспечить набор статистических данных для их последующей обработки. Основные настроечные и фиксируемые параметры для каждого прохода представлены в таблице 3.4.

Зазор между валками контролировался при помощи набора щупов. Перед прокаткой внутренняя поверхность заготовки смазывалась литолом. После каждого прохода от раската ножовкой отрезались раздутые передние и задние концы (Рисунок 3.7).

Заусенцы, оставшиеся на поверхности раската, зачищались либо надфилем, либо обычным канцелярским ножом. Площадь поперечного се-

Таблица 3.4. Результаты опытной прокатки

№	Диаметр заготовки, мм	Толщина стенки заготовки, мм	Диаметр оправки, мм	Овальность калибра в первом проходе	Овальность калибра во втором проходе	Коэффициент вытяжки Передний конец/центр	Коэффициент вытяжки средний
1	35,2	5	23,2	1,2	1,18	1,378371 1,302417	1,340394
2	35,2	5	23,6	1,2	1,18	1,165634 1,291989	1,228811
3	35,2	5	23,2	1,25	1,2	1,414879 1,490313	1,452596
4	35,2	5	23,6	1,25	1,2	1,531845 1,438826	1,485336
5	35,2	5	23,2	1,3	1,24	1,451861 1,446725	1,449293
6	35,2	5	23,6	1,3	1,24	1,602319 1,471041	1,53668

цвет заливки значений близких к минимуму

цвет заливки значений близких к среднему

цвет заливки значений близких к максимуму

чения очага деформации раската после каждого прохода рассчитывалась по методу, в основе которого лежит получение растрового изображения высокой чёткости и последующая его обработка на компьютере с использованием программы AxioVision (Рисунок 3.8).

Раскаты замерялись по толщине стенки в поперечном сечении очага деформации по восьми точкам равноудалённым друг от друга под углом в 45°.



Рис. 3.7. Фотография патрубка (с раздутыми концами) с оправкой после первого прохода (на теле раската канифоль)

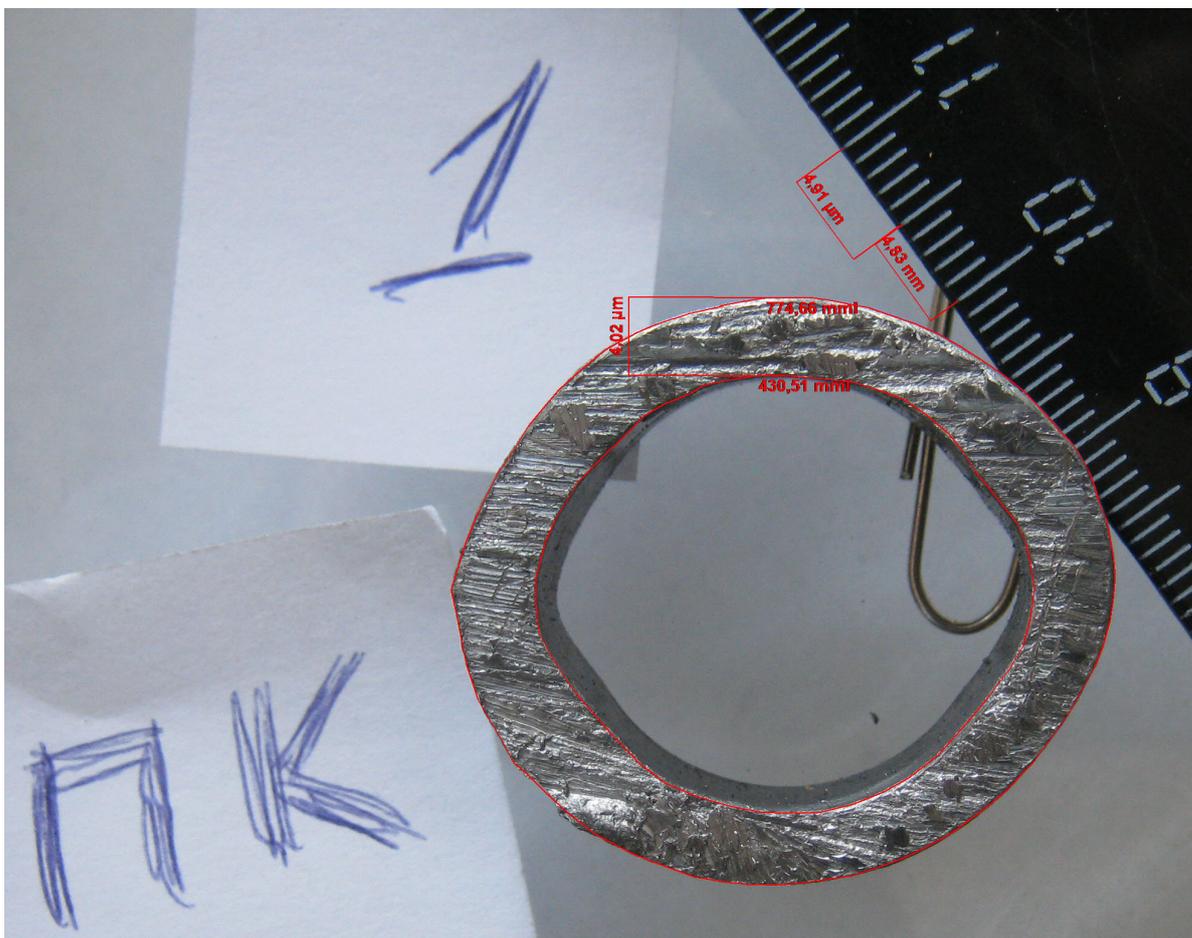


Рис. 3.8. Передний конец образца №1 с указанием площадей ограниченных внутренним и внешним контурами образца

Полученные значения коэффициентов вытяжки сравнивались со значениями рассчитанными по методике, используемой в программе (Рисунок 3.10).

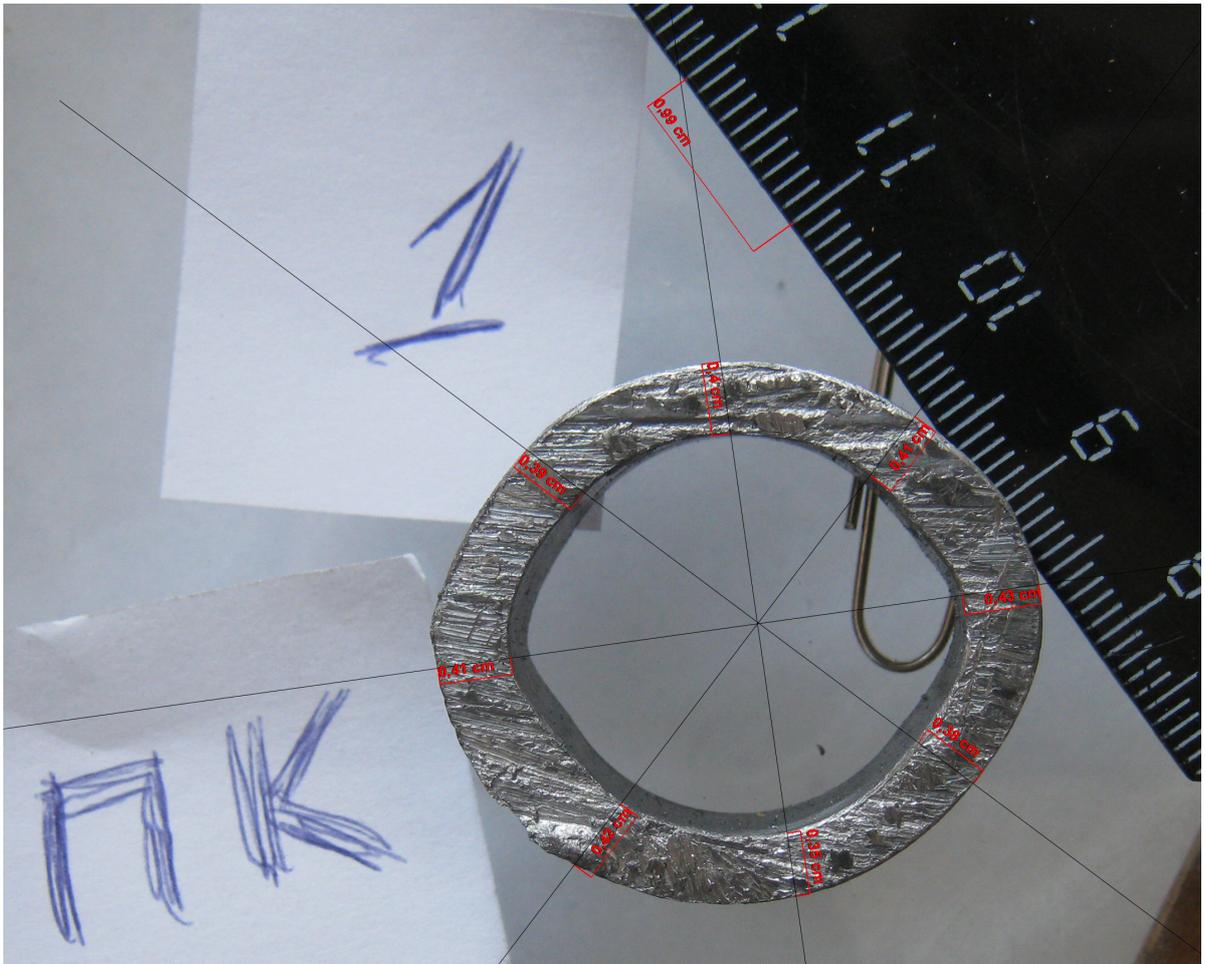


Рис. 3.9. Передний конец образца №1 с указанием значений толщин стенок

При прокатке свинцовых патрубков наблюдалось переполнение калибров тем большее, чем выше было значение коэффициента вытяжки. А поскольку применяемая методика расчета предполагает протекание процесса прокатки при нормальном заполнении калибров, и не учитывает возможное переполнение калибров, то это и стало причиной увеличения погрешности расчётов. Как видно (Рисунок 3.10) до значения коэффициента вытяжки равного 1,4, погрешность расчёта по методике не превосходит 15%. Поскольку на практике коэффициент вытяжки обычно не превышает значения равного 1,4, то можно сказать, что применяемая в математической модели процесса раскатки труб методика расчета коэффициентов вытяжки обеспечивает достаточную точность расчёта.

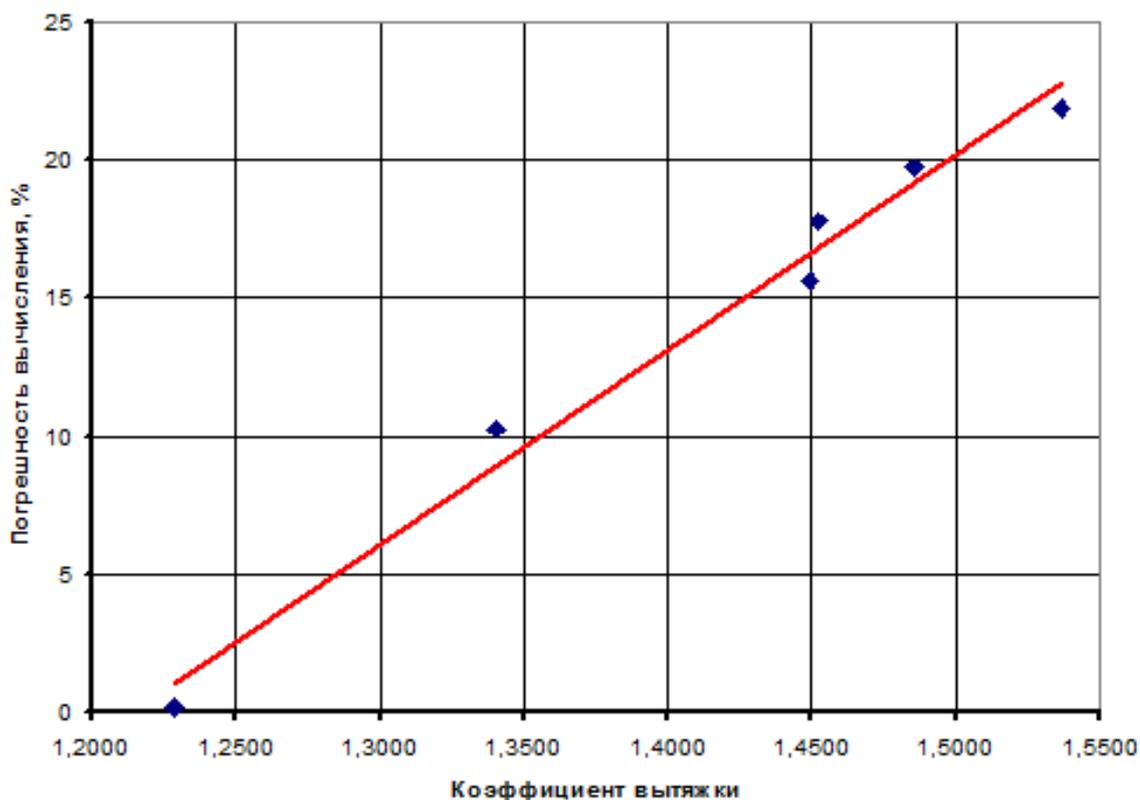


Рис. 3.10. Ошибка расчета коэффициента вытяжки по разработанной методике, в зависимости от реальной величины коэффициента вытяжки

Адекватность разработанной модели оценивалась также по величине обжатия стенки (Таблица 3.5).

Как видно разница между расчётной и фактической величиной обжатия стенки для образцов №1 и №2 достаточно велика и достигает 23,66%. Это может объясняться тем, что при разработке математической модели было принято допущение о неизменности толщины стенки в выпуске калибра. Именно изменение толщины стенки в выпуске калибра оказывает наиболее существенное влияние на расхождение расчётной и фактической величин обжатия стенки (Рисунок 3.11). Однако следует учесть, что такое значительное расхождение наблюдается только для этих двух образцов, в остальных четырёх случаях погрешность не превышает 3,11%, а значит, высока вероятность погрешности эксперимента.

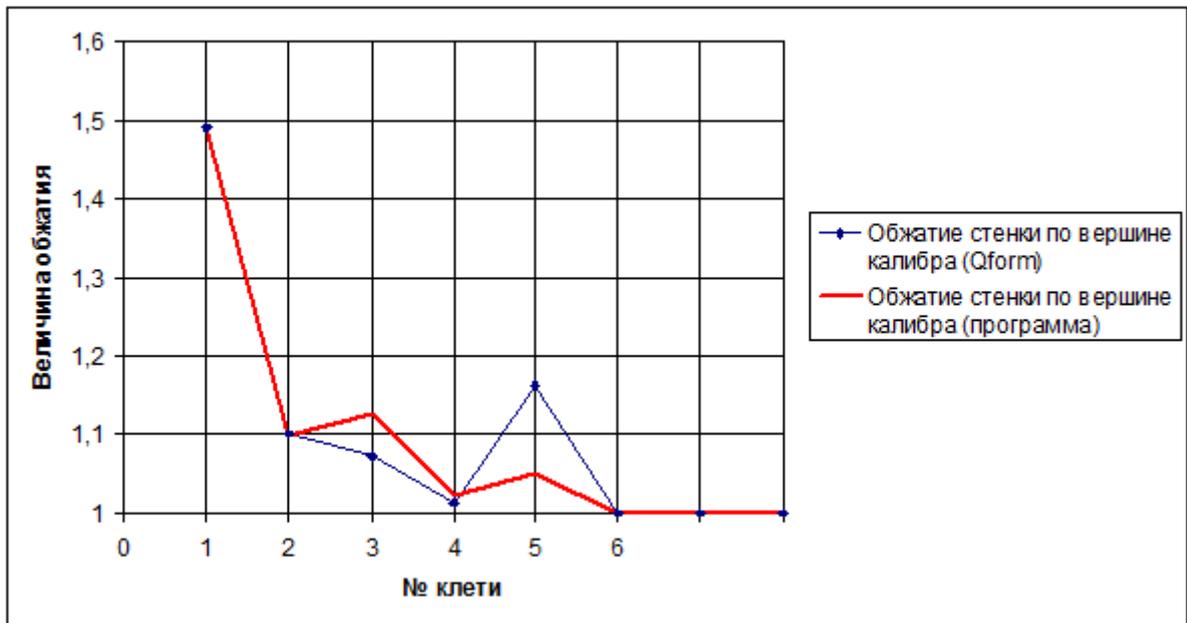


Рис. 3.11. Зависимость погрешности от обжатия стенки трубы по выпуску калибра

Из вышеизложенного можно сделать вывод о том, что разработанная математическая модель и созданная на её основе программа позволяют рассчитывать с достаточной точностью такие параметры процесса прокат-

Таблица 3.5. Величина обжатия стенки

№	Диаметр заготовки, мм	Толщина стенки заготовки, мм	Диаметр оправки, мм	Овальность калибра в первом проходе	Овальность калибра во втором проходе	Коэффициент вытяжки Передний конец/центр	Коэффициент вытяжки средний
1	3,69	5,04	1,36	1,00	1,18	1,36	13,39
2	3,68	5,97	1,36	0,84	1,10	1,44	23,66
3	3,71	3,89	1,35	1,29	1,32	1,36	3,11
4	3,41	3,56	1,47	1,41	1,44	1,44	0,06
5	3,5	4,09	1,43	1,23	1,33	1,36	2,38
6	3,41	3,58	1,47	1,40	1,43	1,44	0,76

ки труб как коэффициент вытяжки и величину обжатия стенки трубы. При этом следует заметить, что достаточная точность расчёта обеспечивается при «нормальном» режиме обжатий, т.е. режиме при котором осуществляется интенсивная деформация по стенке трубы и отсутствует значительное течение металла в выпуски калибров.

3.1.3 Экспериментальное исследование кинематики при продольной прокатке труб на оправке

Целью данного экспериментального исследования было:

- 1 Определение зависимости опережения и скорости прокатки от технологических параметров процесса продольной прокатки труб на плавающей оправке.
- 2 Определение достоверности математической модели расчета скоростного режима непрерывного трубопрокатного стана путем сравнения расчетных и экспериментальных данных.

Экспериментальное исследование проводилось в клети лабораторного прокатного «ЭУ-ПППТ» стана с 2-валковым калибром; в качестве технологического инструмента используются бандажи с разной овализацией калибра; размеры используемых бандажей представлены в таблице 3.6.

Для экспериментального исследования использовались свинцовые патрубки диаметром 37,0 мм с толщиной стенки 4,0 мм и оправки диаметром 25,7 мм и 26,5 мм. Прокатка велась на оправках с предварительно нанесённой графитовой смазкой и на оправках без смазки. Для определения коэффициента трения применялась машина трения (Рисунок 3.12, Таблица 3.7).

Основные характеристики машины трения:

- передаточное число ремённой передачи — 1,685;

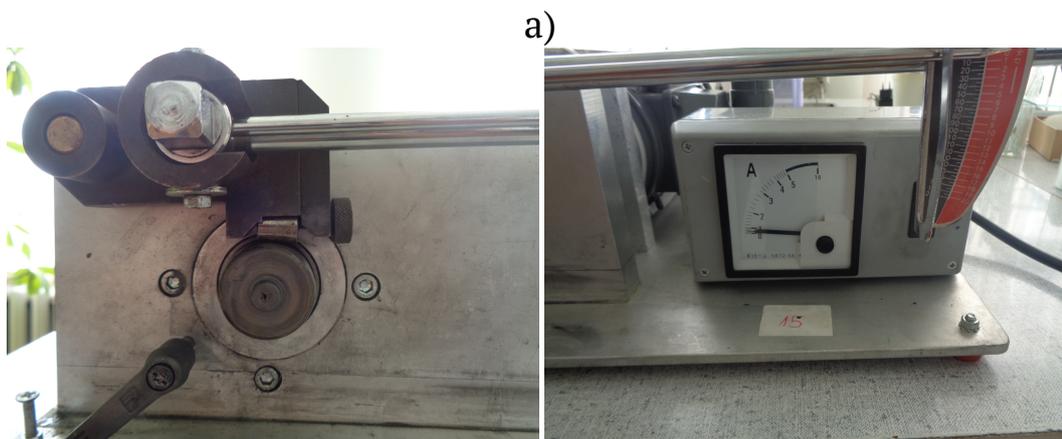
Таблица 3.6. Параметры калибров

Обозначение калибра	Радиус в вершине, мм	Угол выпуска, град.	Высота калибра, мм	Эксцентриситет, мм	Радиус выпуска, мм	Овальность	Межвалковый зазор, мм
СЛ1-25	17,57	45	30,54	2,3	30,02	1,25	2,4
СЛ1-20	17,57	45	30,54	2,3	41,34	1,3	2,4

Таблица 3.7. Характеристики электродвигателя

Марка двигателя	Мощность, кВт	Скольжение, %	КПД, %	Коэф. мощности	Ммакс/Мн	Мп/Мн	Ммин/Мн	Ip/In
4ААМ56А4	0,12	8	63	0,66	2,2	2	1,2	5

- радиус стационарного ролика — 32 мм;
- коэффициент пропорциональности между силой тока и моментом двигателя — 0.003765.



б)

в)

Рис. 3.12. Машина трения. а) — общий вид; б) — узел контакта стационарного ролика из стали и сменного ролика из свинца; в) — амперметр и шкала измерения момента прижатия.

Для определения величины коэффициента опережения применялся метод керновых отпечатков. На поверхность валка были нанесены риски. Расстояние между рисками по реборде составляло 50 мм. После прокатки измерялось расстояние между отметками на поверхности образца. Коэффициент опережения вычислялся по формуле:

$$i = \frac{L_1}{L_B} - 1, \quad (3.1.1)$$

где

L_1 — расстояние между керновыми отпечатками на поверхности прокатанного образца,

L_B — расстояние между керновыми отпечатками, нанесенными на поверхность ручья калибра.

Затем, зная коэффициент опережения и скорость вращения валков ν_B , определялась скорость выхода образца из очага деформации:

$$\nu_1 = \nu_B(i + 1). \quad (3.1.2)$$

Полученные в ходе прокатки образцы распиливались, и площади их поперечных сечений определялись способом аналогичным описанному в п. 3.1.2.

Варьируемыми в ходе эксперимента факторами являлись:

- 1 Обжатие образца по вершине калибра ε_B ,
- 2 Коэффициент трения на контакте с оправкой f_O ,
- 3 Овальность калибра θ .

В результате опытной прокатки получали образцы с одинаковым обжатием по диаметру. Величина обжатия по толщине стенки изменялась за счет использования оправок разного диаметра. Коэффициент трения на

контакте с оправкой изменялся за счет применения смазки. Оваллизация калибра определялась подбором соответствующих бандажей.

В связи с тем, что варьируемые факторы в процессе экспериментального исследования изменяются в достаточно узком диапазоне, возможной нелинейностью зависимости параметров отклика от выбранных факторов можно пренебречь. Исходя из этого, экспериментальное исследование проводилось в соответствии с планом полного факторного эксперимента ПФЭ³. Ниже приведена матрица эксперимента.

Таблица 3.8. Матрица эксперимента

№ опыта	ε_B	f	θ	$\varepsilon_B f$	$f\theta$	$\theta\varepsilon_B$	$\varepsilon_B f\theta$
1	–	–	–	+	+	+	–
2	+	–	–	–	+	–	+
3	–	+	–	–	–	+	+
4	+	+	–	+	–	–	–
5	–	–	+	+	–	–	+
6	+	–	+	–	–	+	+
7	–	+	+	–	+	–	–
8	+	+	+	+	+	+	+

Каждый опыт повторяется три раза.

Коэффициент трения определялся для двух вариантов смазки оправок — без смазки и с графитовой смазкой. Величина коэффициента трения при пластической деформации свинца определялась многократно, поэтому она была определена по литературным данным [63]. Коэффициент трения на контакте внутренней поверхности трубы с оправкой, смазанной графитовой смазкой определялся на машине трения (Рисунок 3.12, Таблица 3.7). При этом стационарный ролик смазывался используемой смазкой, а сменный ролик изготавливался из свинца. В процессе испытания фикси-

ровалось усилие прижатия сменного ролика к стационарному с помощью силоизмерительного рычага и момент вращения стационарного ролика с помощью амперметра. Значение коэффициента трения f определялось в момент торможения ролика по зависимости ([88]).

$$f = \frac{kI}{RN}, \quad (3.1.3)$$

где

k – коэффициент пропорциональности между силой тока и моментом двигателя (характеристика электродвигателя, определяемая по его паспорту),

I – сила тока,

R – радиус стационарного ролика,

N – усилие прижатия сменного ролика.

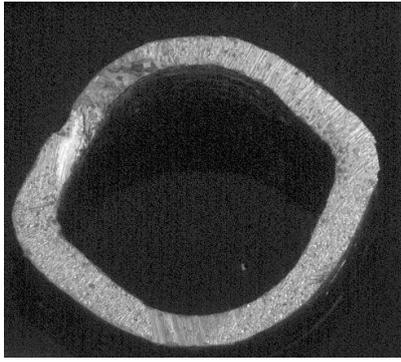
Значения коэффициентов трения для случаев прокатки не оправке без смазки и на оправке с нанесённой графитовой смазкой представлены в таблице 3.9.

Таблица 3.9. Значения коэффициентов трения

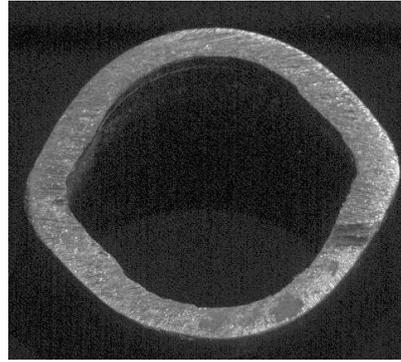
Пара трения	Коэффициент трения
Сталь-свинец без смазки	0,305
Сталь-свинец со смазкой	0,196

Прокатка проводилась размеченной частью валка так, чтобы как минимум две риски, нанесенные на поверхность валка, отпечатались на прокатываемом образце. Перед прокаткой каждого образца в журнал заносилась следующая информация: индекс калибра, диаметр оправки, состояние поверхности оправки (со смазкой или без смазки), замерялся и заносится

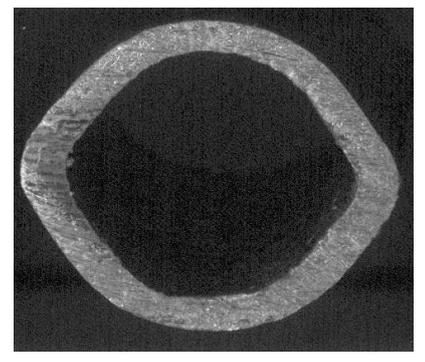
фактический диаметр образца, фактическая толщина стенки образца. После прокатки в журнал заносились результаты замера расстояния между рисками на поверхности образца, вычислялись и заносились значения коэффициента опережения. От прокатанного образца отрезалось кольцо и сканировалась форма поперечного сечения. Поперечные сечения образцов, прокатанных на оправке без смазки представлены на рисунке 3.13, образцов, прокатанных на оправке с предварительно нанесённой графитовой смазкой представлены на рисунке 3.14. Результаты замеров расстояний между рисками на патрубках представлены в таблице 3.10.



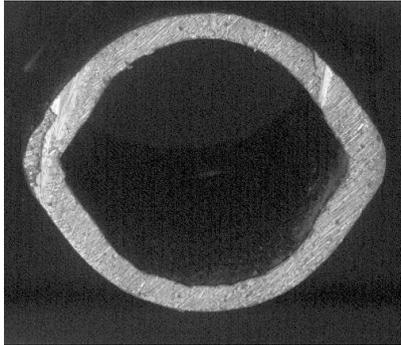
1)



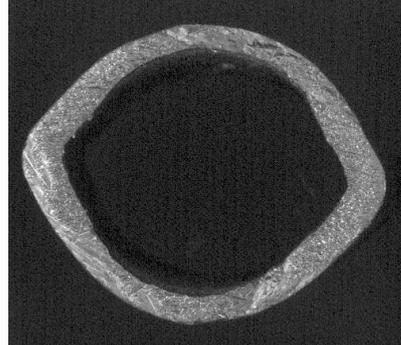
2)



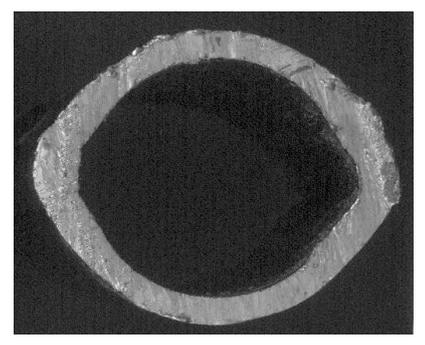
3)



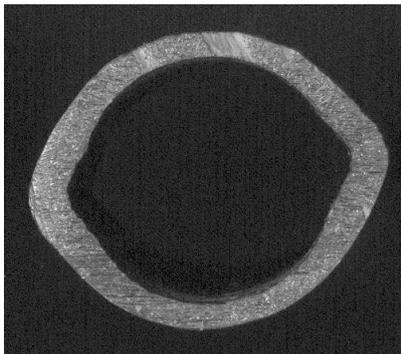
4)



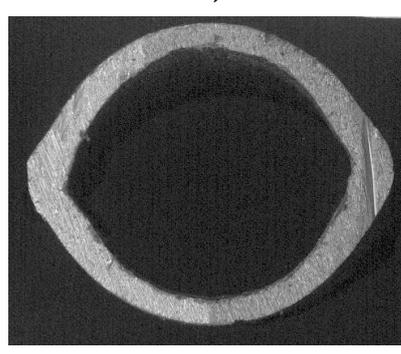
5)



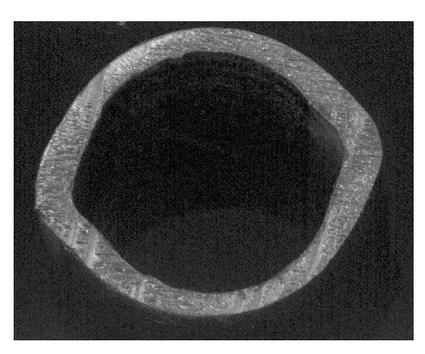
6)



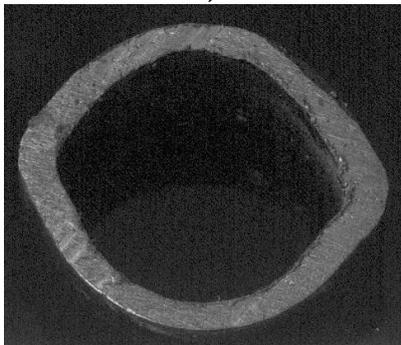
7)



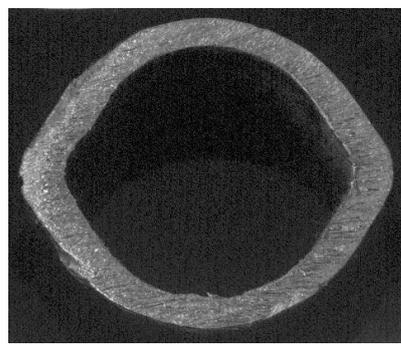
8)



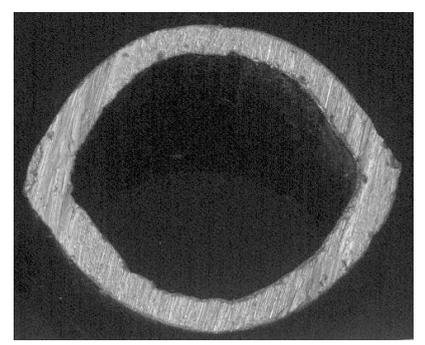
9)



10)



11)



12)

Рис. 3.13. Поперечные сечения образцов, прокатанных без смазки

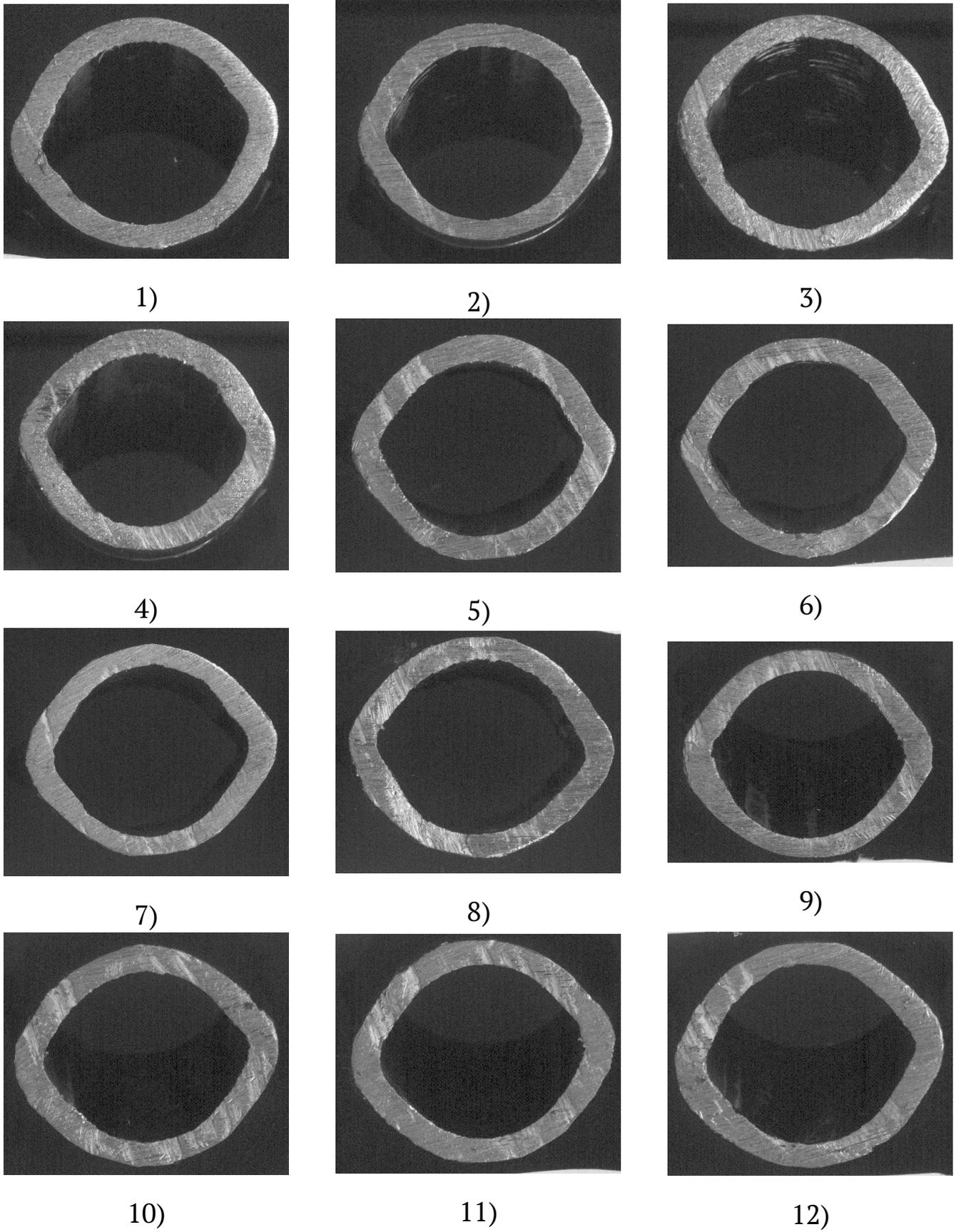


Рис. 3.14. Поперечные сечения образцов, прокатанных на оправке с графитовой смазкой

Таблица 3.10. Результаты опытной прокатки

№	Калибр	Диаметр оправки, мм	Смазка	Расстояние между рисками, мм
1	СЛ1-25	25,7	—	48,32
2	СЛ1-25	25,7	—	48,7
3	СЛ1-25	25,7	—	48,32
4	СЛ1-25	26,5	—	47,58
5	СЛ1-25	26,5	—	48,355
6	СЛ1-25	26,5	—	48,57
7	СЛ1-20	26,5	—	49,42
8	СЛ1-20	26,5	—	49,37
9	СЛ1-20	26,5	—	47,97
10	СЛ1-20	25,7	—	47,13
11	СЛ1-20	25,7	—	47,535
12	СЛ1-20	25,7	—	48,99
13	СЛ1-25	26,5	+	45,76
14	СЛ1-25	26,5	+	45,45
15	СЛ1-25	26,5	+	45,15
16	СЛ1-25	25,7	+	45,45
17	СЛ1-25	25,7	+	44,59
18	СЛ1-25	25,7	+	45,81
19	СЛ1-20	26,5	+	47,3
20	СЛ1-20	26,5	+	45,46
21	СЛ1-20	26,5	+	46,09
22	СЛ1-20	25,7	+	46,23
23	СЛ1-20	25,7	+	46,69
24	СЛ1-20	25,7	+	46,1

Результаты измерения и анализа толщин стенок прокатанных образцов представлены в таблице 3.11.

Из таблицы 3.11 видно, что при прокатке наблюдалось значительное течение металла в поперечном направлении, что привело к утолщению стенки в выпусках калибров.

Таблица 3.11. Техническая характеристика установки ЭУ–ПППТ

№	Параметр	Ед. измер.	Величина, обозначение	№	Параметр	Ед. измер.	Величина, обозначение
1	СЛ1-25	25,7	—	3,7	4,6	1,081	0,869
2	СЛ1-25	25,7	—	3,35	4,4	1,194	0,909
3	СЛ1-25	25,7	—	3,4	4,4	1,176	0,909
4	СЛ1-25	26,5	—	2,9	4,35	1,379	0,919
5	СЛ1-25	26,5	—	2,95	4,3	1,355	0,93
6	СЛ1-25	26,5	—	2,8	4,4	1,428	0,909
7	СЛ1-20	26,5	—	2,95	4,2	1,355	0,952
8	СЛ1-20	26,5	—	2,9	4,45	1,379	0,898
9	СЛ1-20	26,5	—	2,85	4,35	1,403	0,919
10	СЛ1-20	25,7	—	3,1	4,45	1,290	0,898
11	СЛ1-20	25,7	—	3,2	4,45	1,25	0,898
12	СЛ1-20	25,7	—	3,25	4,3	1,23	0,930
13	СЛ1-25	26,5	+	3,45	4,35	1,159	0,919
14	СЛ1-25	26,5	+	3,2	4,35	1,25	0,919
15	СЛ1-25	26,5	+	3,15	4,25	1,269	0,941
16	СЛ1-25	25,7	+	3,5	4,35	1,142	0,919
17	СЛ1-25	25,7	+	3,75	4,5	1,066	0,888
18	СЛ1-25	25,7	+	3,5	4,35	1,142	0,919
19	СЛ1-20	26,5	+	3,2	4,25	1,25	0,941

Продолжение на следующей странице

Таблица 3.11 – Продолжение

№	Параметр	Ед. измер.	Величина, обозначение	№	Параметр	Ед. измер.	Величина, обозначение
20	СЛ1-20	26,5	+	3,15	4,35	1,269	0,919
21	СЛ1-20	26,5	+	3,15	4,35	1,269	0,919
22	СЛ1-20	25,7	+	3,6	4,35	1,111	0,919
23	СЛ1-20	25,7	+	3,6	4,3	1,111	0,93
24	СЛ1-20	25,7	+	3,45	4,3	1,159	0,93

Также измерялась площадь поперечных сечений образцов, которые сравнивались с расчётными значениями (Таблица 3.12).

Таблица 3.12. Сравнение расчётных и фактических значений площадей поперечных сечений образцов

№образца	Калибр	Диаметр оправки, мм	Смазка	Площадь, кв.мм	Площадь средняя, кв.мм	Площадь расчётная, кв.мм	Погрешность, %
1	СЛ1-25	25,7	–	331,3			
2	СЛ1-25	25,7	–	330,79	335,51	300,29	11,73
3	СЛ1-25	25,7	–	344,44			
4	СЛ1-25	26,5	–	304,55			
5	СЛ1-25	26,5	–	307,16	315,3767	274,90	14,72
6	СЛ1-25	26,5	–	334,42			
7	СЛ1-20	26,5	–	298,15			
					293,3233	266,65	10,00

Продолжение на следующей странице

Таблица 3.12 – Продолжение

№образца	Калибр	Диаметр оправки, мм	Смазка	Площадь, кв.мм	Площадь средняя, кв.мм	Площадь расчётная, кв.мм	Погрешность, %
8	СЛ1-20	26,5	–	289,54			
9	СЛ1-20	26,5	–	292,28			
10	СЛ1-20	25,7	–	301,17			
11	СЛ1-20	25,7	–	316,79	312,0733	294,60	5,93
12	СЛ1-20	25,7	–	318,26			
13	СЛ1-25	26,5	+	350,79			
14	СЛ1-25	26,5	+	342,82	343,3533	274,90	24,90
15	СЛ1-25	26,5	+	336,45			
16	СЛ1-25	25,7	+	368,56			
17	СЛ1-25	25,7	+	357,13	359,2367	300,29	19,63
18	СЛ1-25	25,7	+	352,02			
19	СЛ1-20	26,5	+	339,76			
20	СЛ1-20	26,5	+	347,96	346,79	266,65	30,05
21	СЛ1-20	26,5	+	352,65			
22	СЛ1-20	25,7	+	374,19			
23	СЛ1-20	25,7	+	365,58	365,65	294,60	24,12
24	СЛ1-20	25,7	+	357,19			

Как видно из сравнения расчётных и фактических значений площадей поперечных сечений образцов (Таблица 3.12), погрешность вычисления заметно больше для случаев прокатки на оправке, с предварительно на-

несённой графитовой смазкой. Это объясняется тем, что при построении математической модели было принято допущение пренебречь изменением толщины стенки трубы в выпуске калибра, в то время как наличие смазки на контакте трубы с оправкой способствует более интенсивному течению металла в поперечном направлении и, как следствие, утолщению стенки.

Для оценки достоверности расчёта кинематики течения металла, было решено сравнивать результаты опытной прокатки и расчёта по величине секундного объёма. Такое решение было принято на основании того, что для промышленного стана возможно измерить площадь поперечного сечения трубы и скорость её выхода из очага деформации, и, таким образом, получить значение величины секундного объёма, в то время как для определения величины опережения необходимо наносить керновые отпечатки на валки, что не рационально с экономической точки зрения. Кроме этого, секунднй объём является ключевой величиной для расчёта скоростного режима непрерывного стана, и соответствие расчётного значения фактическому наилучшим образом характеризует адекватность разработанной модели. Значения расчётного и фактического значений секунднй объёмов, а также результаты их сравнения приведены в таблице 3.13.

Как видно из таблицы 3.13, максимальное расхождение между значениями, полученными экспериментально и в результате расчёта, составляет 19,5%.

Таблица 3.13. Сравнение расчётного и фактического значений секундного объёма

№ образца	Средняя площадь поперечного сечения, кв.мм	Среднее значение коэффициента опережения	Скорость течения металла, мм/с	Фактический секунднй объём, куб.мм/с	Расчётный секунднй объём, куб.мм/с	Погрешность, %
1-3	335,51	0,086	0,0659	22,117	19,789	10,5
4-6	315,38	0,0814	0,0656	20,701	18,116	12,5
7-9	293,32	0,0966	0,0666	19,525	17,572	10
10-12	312,07	0,0734	0,0652	20,334	19,414	4,5
13-15	343,35	0,0189	0,0618	21,236	18,116	14,7
16-18	359,24	0,016	0,0617	22,155	19,789	10,7
19-21	346,79	0,0375	0,063	21,84	17,572	19,5
22-24	365,65	0,0388	0,0631	23,056	19,414	15,8

3.2 Компьютерное моделирование процесса раскатки труб на плавающей оправке с применением программы конечно-элементного анализа

Получение полей скоростей металла в очаге деформации при физическом моделировании затруднено, а для слоёв расположенных в объёме металла невозможно. Однако современные программные средства, основанные на методе конечных элементов, позволяют легко получать значения скоростей течения металла с высокой достоверностью по всему объёму.

Для оценки достоверности полученной математической модели, было проведено сравнение с результатами расчета в программе конечно-элементного анализа QForm (Рисунок 3.15). Данная программа предназначена для моделирования процессов обработки металлов давлением [64].

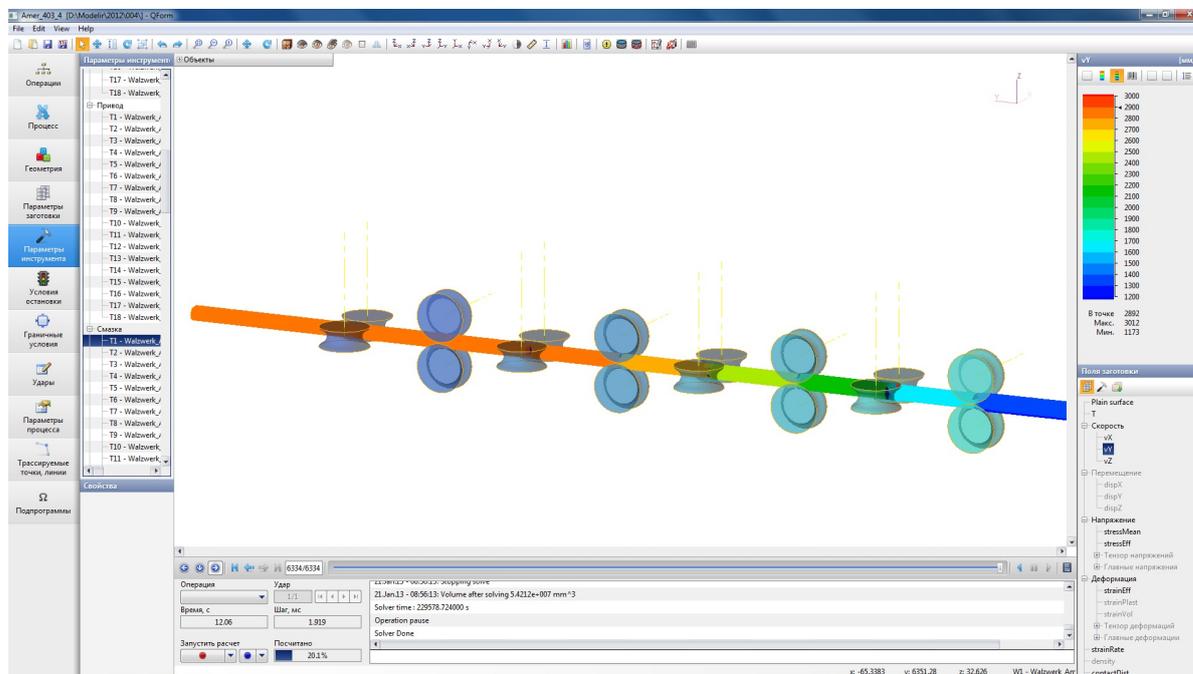


Рис. 3.15. Моделирование процесса раскатки трубы на непрерывном стане в программе QForm

Исходными данными для компьютерной модели, созданной в программе QForm, послужили скоростные режимы и калибровка инструментов, применяемые на заводе в городе Эмбридж, США. Результаты моделирования и результаты расчетов сравнивались по ряду параметров, в частности геометрическим характеристикам очага деформации, коэффициентам вытяжки и др.

Сравнение результатов расчётов коэффициентов вытяжки, проведённых в программе QForm, с результатами, полученными при расчете по разработанной методике показали высокую степень сходимости результатов (Рисунок 3.16). Максимальная погрешность составила 3%. При этом следует отметить, что время, требуемое программе QForm для расчёта,

составляет порядка одной недели, в то время как программе созданной на основе разработанной методики, требуется менее секунды.

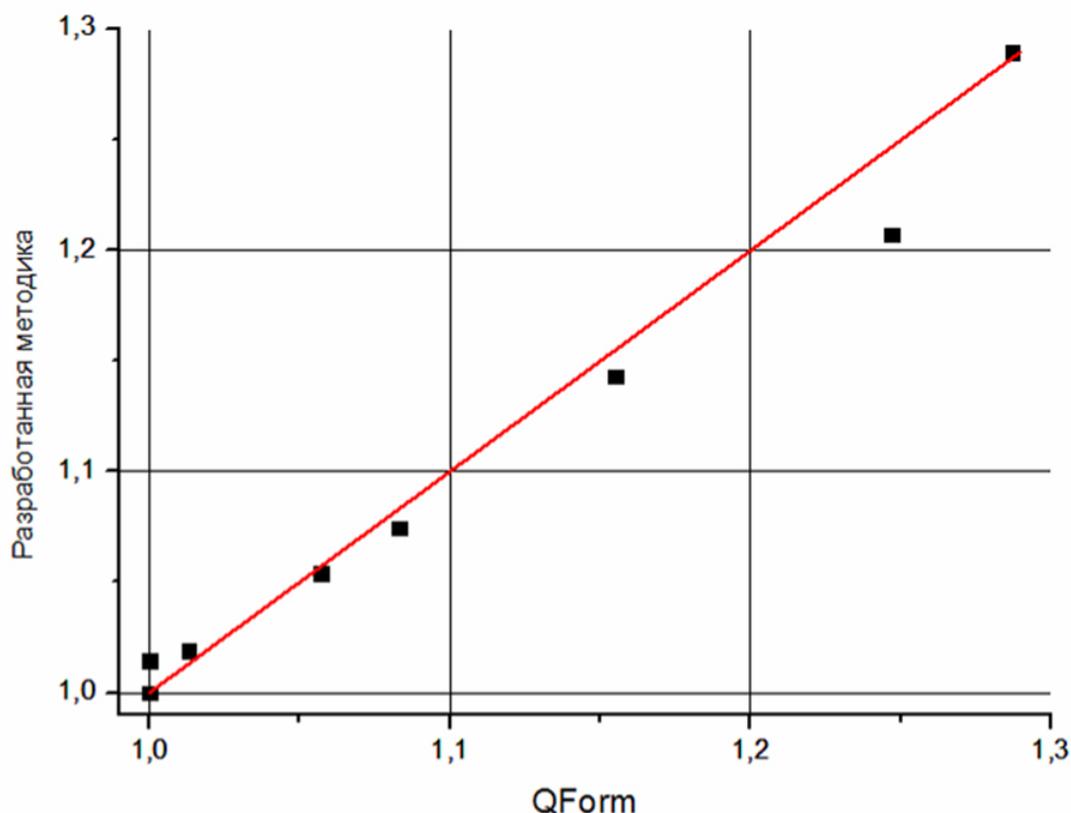


Рис. 3.16. Сравнение расчета коэффициента вытяжки по разработанной методике с результатом моделирования в QForm

Для получения данных о параметрах очага деформации (длина пятна контакта валка и трубы, величина обжатия стенки по вершине калибра) скриншоты с результатами моделирования обрабатывались в программе Компас. Для определения масштабного коэффициента использовались сравнения реальных размеров прокатного инструмента (валков и оправки) с их размерами на скриншоте (Рисунок 3.17, Рисунок 3.20).

Так, для каждой из клеток была определена длина горизонтальной проекции пятна контакта трубы и валка по вершине калибра. В очагах деформации определялись два значения длины горизонтальной проекции пятна контакта: с учетом деформации трубы перед входом в калибр; без учёта внеочаговой деформации, строилась линия, продолжающая внеш-

ную поверхность трубы и находилась её точка пересечения с вершиной калибра. Полученные результаты сравнивались как с результатами расчёта по разработанной методике, так и с результатами расчётов по методикам [65], [66], [67] (Таблица 3.14 и Рисунок 3.18). Методики [65], [66], [67] предназначены для расчёта горизонтальной проекции пятна контакта вала и инструмента при редуцировании труб.

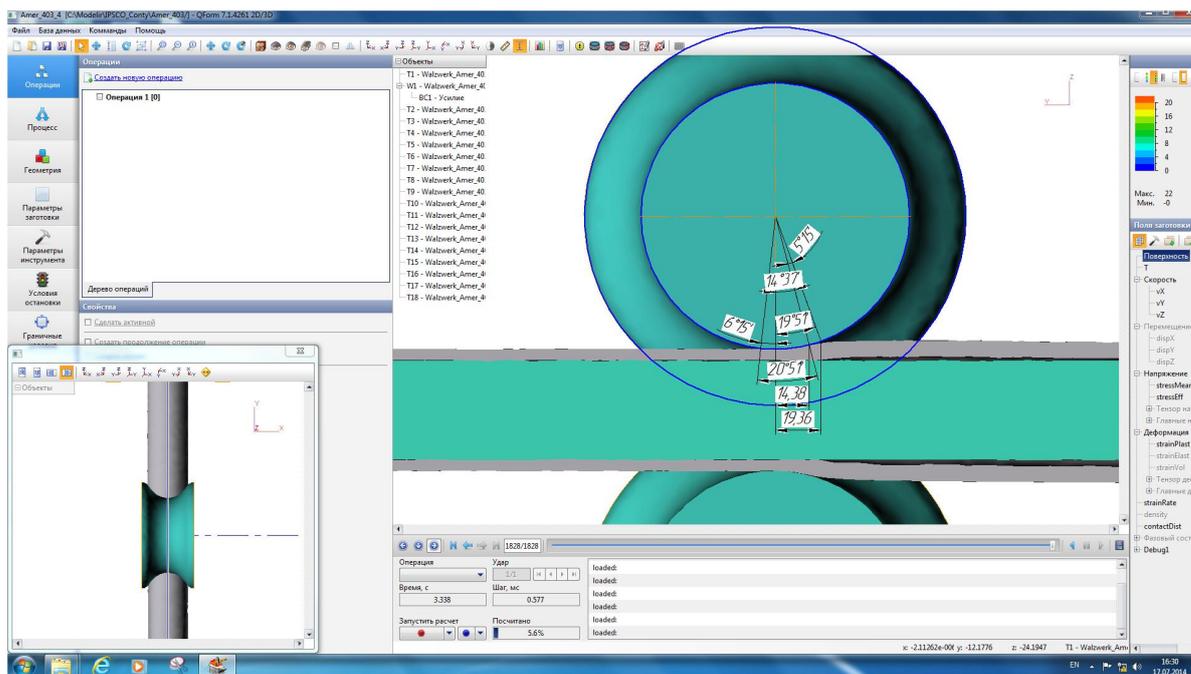


Рис. 3.17. Определение геометрических параметров очага деформации в продольном сечении

Результаты расчёта длины проекции пятна контакта по разработанной методике достаточно хорошо совпадают с результатами компьютерного моделирования для первых четырёх клетей, и значительно расходятся для пятой — восьмой клетей. Это является следствием принятых допущений. В частности, при расчёте длины пятна контакта, считается что диаметр трубы на входе в калибр равен среднему диаметру предыдущего калибра, это допущение обоснованно для случая, когда в предыдущем калибре происходит интенсивная деформация стенки трубы, и металл полностью заполняет выпуск калибра.

Таблица 3.14. Длины поверхностей контакта трубы и валка

№клет	Рассчитанная в программе	С учетом деформации трубы перед входом в калибр	Без учёта внеочаговой деформации	Методика А.А. Шевченко [65]	Методика В.П. Анисифорова [66]	Методика Г.И. Гуляева [67]
1	62,206	42,838	57,674	60,8794	109,861	75,6561
2	62,091	60,176	69,411	87,4692	35,6774	24,5667
3	57,478	49,66	59,729	80,6841	37,9975	26,161
4	48,726	42,868	47,843	70,9028	16,3639	11,2662
5	54,689	26,156	26,156	79,9428	23,177	15,9562
6	50,439	22,938	22,938	75,7698	0	0
7	50,439	0	0	75,7698	0	0
8	31,793	0	0	56,5352	–	–

Интенсивная деформация стенки трубы осуществляется в первых клетках стана (Рисунок 3.19, а), в третьей клетки степень деформации стенки уменьшается так, что заполнение металлом выпусков калибра становится заметно меньше (Рисунок 3.19, б), а в последних клетках стана овализация трубы минимальна, и течение металла в выпуски практически отсутствует (Рисунок 3.19, в).

Ещё одним допущением, принятым при разработке методики расчёта длины пятна контакта валка и трубы, и увеличивающим разницу между результатами полученными в ходе расчёта и при компьютерном моделировании, является пренебрежение деформацией трубы перед входом в калибр.

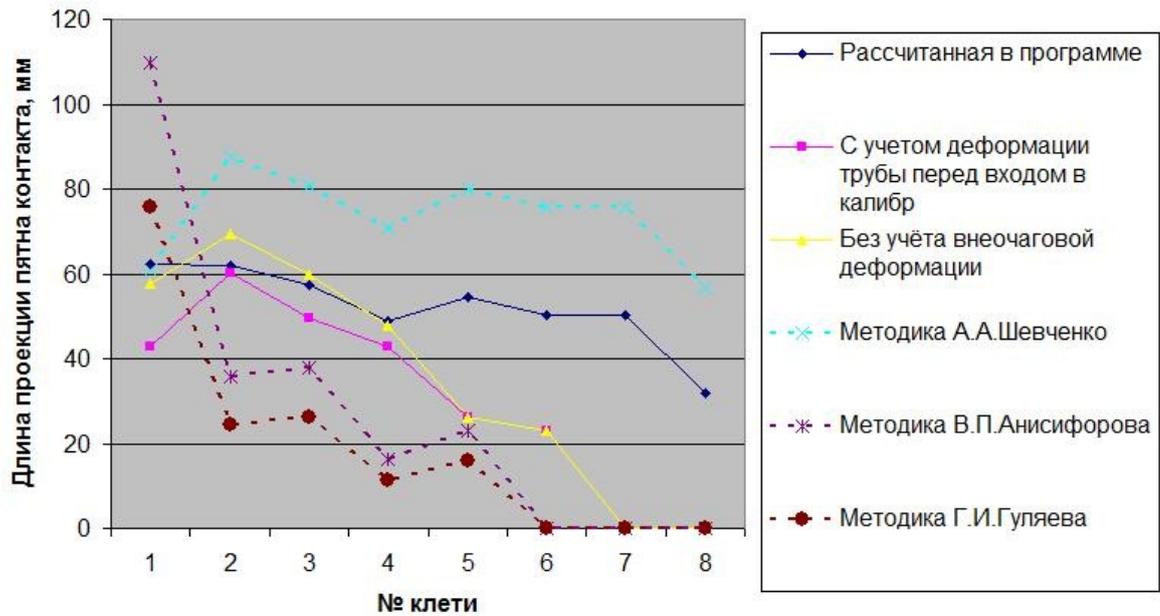


Рис. 3.18. Длина проекции пятна контакта вала и трубы

Также следует отметить, что ни одна из известных методик не дала хорошей сходимости с результатами компьютерного моделирования для всех клеток стана.

В связи с вышесказанным в методику были внесены изменения, согласно которым при значении коэффициента вытяжки менее 1,1 расчёт длины поверхности контакта рассчитывается по методике В.П. Анисифорова [66].

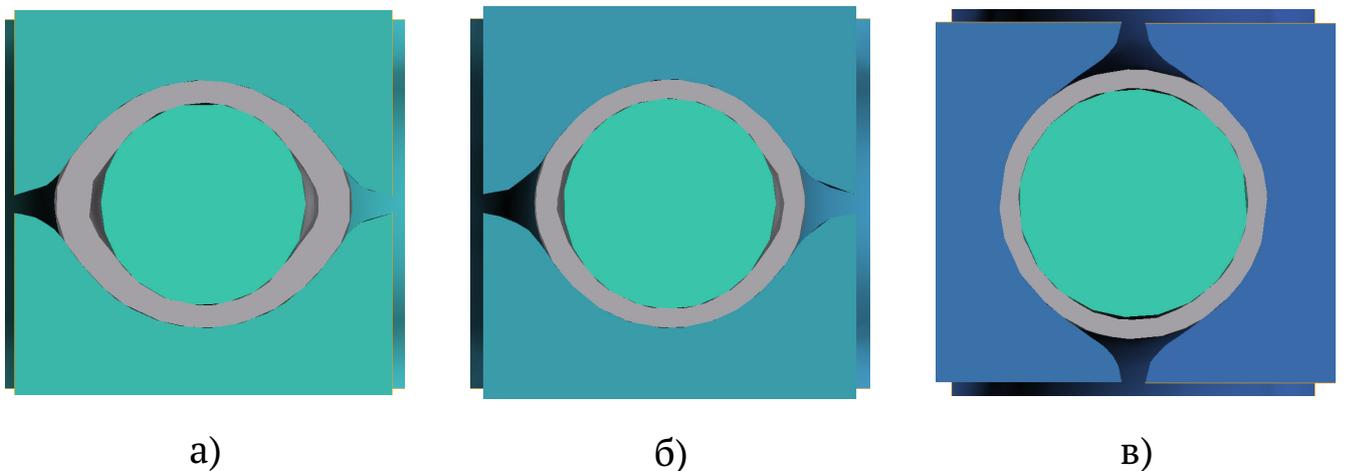


Рис. 3.19. Заполнение металлом калибров: а) - первая клетка; б) - третья клетка; в) - шестая клетка

При расчёте обжатий стенки трубы скриншоты поперечного сечения очага деформации также обрабатывали в программе Компас (Рисунок 3.20). Для определения масштабного коэффициента сравнивали значение диаметра оправки на скришоте, с его фактическим значением.

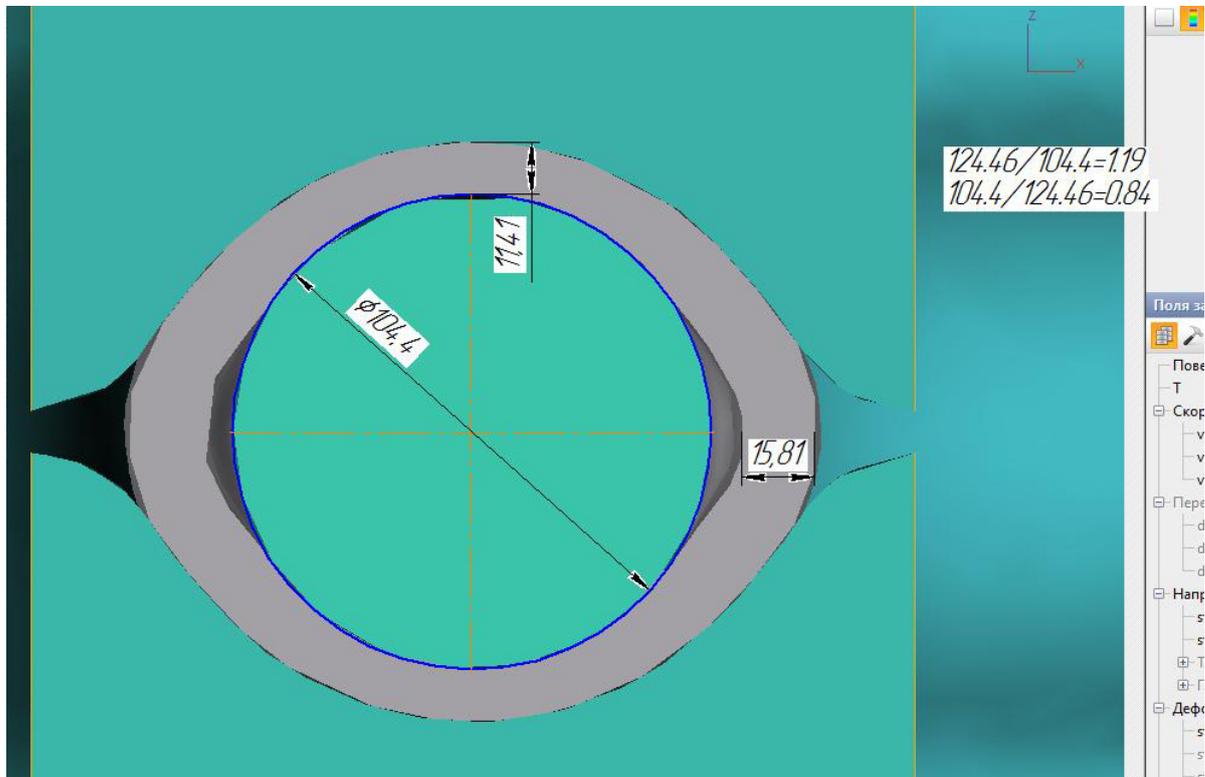


Рис. 3.20. Поперечное сечение очага деформации в первой клетке стана с указанием измеряемых размеров (фактический диаметр оправки 124,46 мм)

Результаты компьютерного моделирования сравнивались с результатами расчёта в разработанной программе (Таблица 3.15, Рисунок 3.21).

Полученные в ходе работы программы значения обжатий стенки трубы по вершине калибра совпадают с результатами, полученными в ходе моделирования. Но в отличие от среднего значения утонения стенки в калибре, это отличие вызвано наличием интенсивного утонения стенки трубы в зонах выпусков калибров.

При разработке методики расчёта предполагалось, что утонения стенки трубы в выпусках калибров не происходит, поскольку там отсутствует обжатие стенки со стороны валков и оправки. Но, как показало моделиро-

Таблица 3.15. Параметры деформации трубы по толщине стенки

№клет	Толщина стенки по вершине калибра (QForm)	Толщина стенки по разьёму калибра (QForm)	Средняя толщина стенки (QForm)	Толщина стенки по вершине калибра (программа)	Обжатие стенки по вершине калибра (QForm)	Обжатие стенки по разьёму калибра (QForm)	Среднее обжатие по толщине стенки (QForm)	Обжатие стнеки по вершине калибра (программа)
1	13,5779	18,8139	16,1959	13,589	1,490658	1,0758	1,249699	1,48972
2	12,336	12,756	12,546	12,37	1,100673	1,474906	1,290921	1,098563
3	11,508	11,76	11,634	10,998	1,07195	1,084694	1,078391	1,124711
4	11,352	11,112	11,232	10,744	1,013742	1,058315	1,035791	1,023641
5	9,768	11,016	10,392	10,236	1,162162	1,008715	1,080831	1,049628
6	9,768	9,768	1	10,236	1	1	1	1
7	9,768	9,768	1	10,236	1	1	1	1
8	9,768	9,768	1	10,236	1	1	1	1

вание, металл, текущий в продольном направлении в вершине калибра, создаёт растягивающее усилие достаточное для утонения стенки трубы в выпусках калибров. Вторым фактором, вызывающим деформацию стенки трубы в выпуске калибра, является межклетевое натяжение.

В ходе компьютерного моделирования были получены значения скоростей течения металла в продольном направлении (Рисунок 3.15). Полученные в результате компьютерного моделирования данные сравнивались с результатами расчёта по разработанной методике (Таблица 3.16, Рисунок 3.22).

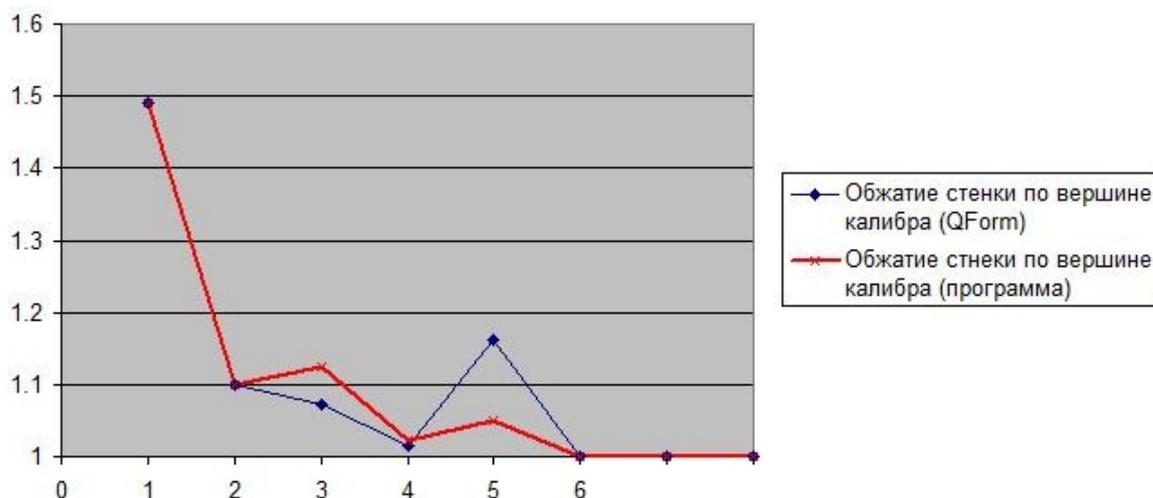


Рис. 3.21. Распределение обжатия стенки трубы по клетям

Таблица 3.16. Скорости течения металла в продольном направлении

№клети	Скорость (QForm), м/с	Скорость (расчёт), м/с	Погрешность, %
0*	1,35	1,39	2,97
1	1,7	1,71	0,76
2	2,2	2,26	2,52
3	2,45	2,58	5,42
4	2,7	2,82	4,35
5	2,8	2,94	4,87
6	2,85	3	5,18
7	2,9	3,05	5,1

* — скорость металла трубы на входе в первую клеть стана

Как видно (Рисунок 3.22) значения скоростей металла, полученные в ходе расчёта мало отличаются от скоростей, полученных в ходе моделирования. Особенно хорошее совпадение значений наблюдается в первых трёх клетях. Это объясняется тем, что исходные данные (геометрические характеристики очага деформации и значения коэффициентов вытяжки) для расчёта скорости металла в этих клетях менее всего отличаются от

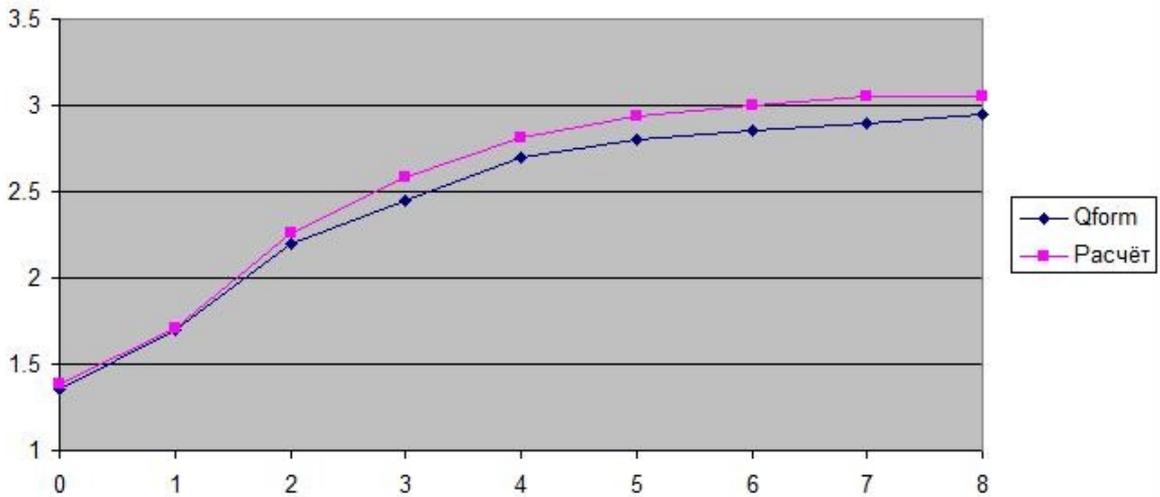


Рис. 3.22. Скорости течения металла в продольном направлении

значений этих же параметров, полученных в ходе компьютерного моделирования.

На основе сравнения результатов расчёта скоростей металла с результатами компьютерного моделирования можно заключить, что разработанная методика достаточно точна, а принятые при её разработке допущения обоснованы, и не вносят существенного искажения в результаты расчётов.

3.3 Выводы по главе 3

- 1 В ходе физического моделирования определены условия применимости разработанной математической модели, а именно, диапазон значений коэффициента вытяжки в одной клетки;
- 2 При фактическом значении коэффициента вытяжки в одной клетки до 1,35 погрешность его вычисления с помощью разработанной математической модели не превышает 10%;
- 3 Разница между экспериментальным и расчётным значением секундного объёма не превышает 19,5%;

- 4 Результаты расчёта скоростей металла в разработанной программе отличаются от результатов расчёта методом конечных элементов в программе QForm не более чем на 5,5%.

Глава 4

Исследование процессов формирования толщины стенки труб при непрерывной прокатке

4.1 Статистический анализ геометрической точности труб

Для исследования влияния межклетевых натяжений на процесс формирования толщины стенки труб при непрерывной прокатке был проведён ряд опытных прокаток на заводе IPSCO Koppel Tubulars L.L.C. в г. Эмбридже (США). На данном заводе установлен непрерывный двухвалковый раскатной стан с плавающей оправкой, на который поступает заготовка после прошивного стана с бочковидными валками и неподвижными линейками.

Как уже было отмечено, толщина стенки трубы начинает формироваться в процессе прошивки заготовки, уменьшается при раскатке гильзы и несколько изменяется в процессе редуцирования трубы. Однако основное влияние на точность стенки трубы оказывают процессы прошивки и раскатки. А толщина стенки трубы формируется в непрерывном оправочном стане. Поэтому если рассматривать ТПА как техническую систему, то функция формирования толщины стенки трубы реализуется в подсистеме «раскатной стан».

Поскольку точность стенки является результатом воздействия многих факторов, включающих настройки прошивного и непрерывного станов, калибровки и износ прокатного инструмента, неравномерность нагрева и проч., для определения влияния именно прошивного стана на точность

труб необходимо провести всесторонний анализ результатов замеров геометрических характеристик.

Для анализа процесса формирования толщины стенки при производстве бесшовных труб были обработаны результаты замеров толщины стенки гильзы после прошивного стана и толщины стенки трубы после непрерывного раскатного стана. Толщина стенки при этом определялась с помощью 9 - канального радиоизотопного толщиномера, производства компании IMS Messsysteme GmbH (Германия).

Исходными данными для анализа точности труб послужили результаты замеров труб двух типоразмеров — с наружным диаметром 114,3 мм (с разнотолщинностью стенки, удовлетворяющей требованиям) и 139,7 мм (с разнотолщинностью стенки, не удовлетворяющей требованиям). Было отобрано по три трубы каждого типоразмера. При этом замеры всех труб проводились через 0,3048 м (1 фут) по длине, толщина стенки измерялась в восьми точках по периметру поперечного сечения. Для труб размером 139,7 × 9,16 мм замер проводился по 14-ти сечениям, замер диаметра в 4-х плоскостях, для труб размером 114,3 × 7,36 мм замер проводился по 16-ти сечениям, замер диаметра в 2-х плоскостях.

Для сравнения распределения значений толщины стенки труб с нормальным использовали квантиль - квантиль график (англ. Q - Q - Plot, Quantil - Quantil - Diagramm), представляющий собой исследовательский графический метод, при котором для сравнения распределения двух величин сопоставляются их квантили. Результаты сравнения распределений значений толщин стенок труб $\varnothing 114,3 \times 7,36$ мм и $\varnothing 139,7 \times 9,16$ мм представлены, соответственно, на рисунках 4.1 и 4.2.

Как видно из рисунков 4.1 и 4.2 распределение значений толщин стенок труб обоих типоразмеров близко к нормальному, поэтому при выполнении статистического анализа использовалась методика, представленная в работе [35].

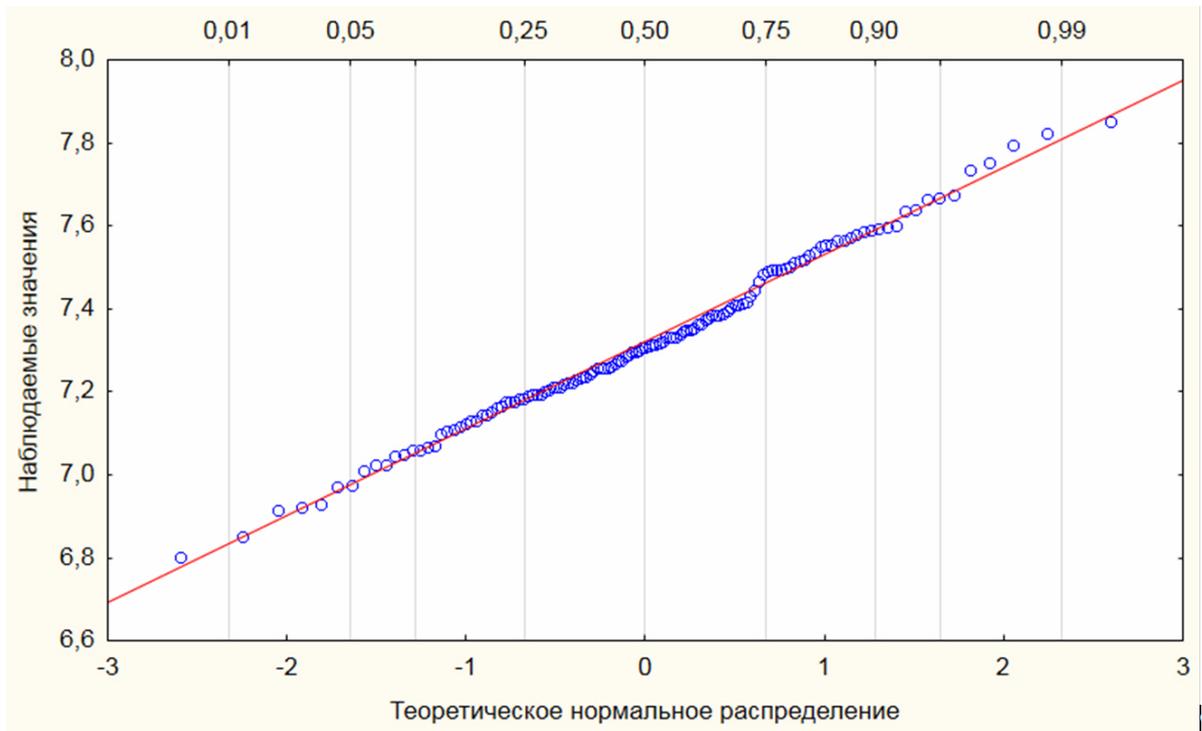


Рис. 4.1. Квантиль-квантиль график сравнения нормального распределения и значений толщины стенки трубы $\varnothing 114,3 \times 7,36$ мм

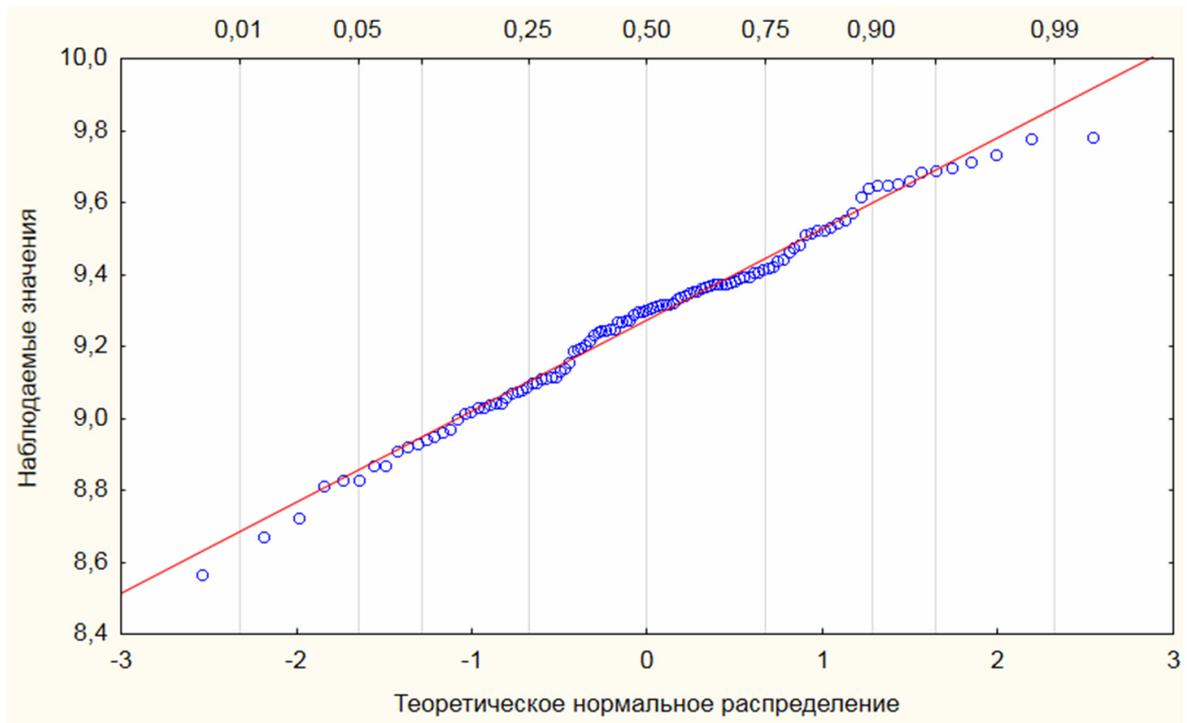


Рис. 4.2. Квантиль-квантиль график сравнения нормального распределения и значений толщины стенки трубы $\varnothing 139,7 \times 9,16$ мм

Согласно этой методике, точность настройки стана определяется величиной $(S_N - S^*)$, или в относительных единицах $\frac{S_N - S^*}{S^*}$, где

S_N – среднее арифметическое значение толщины стенки;

S^* – номинальное значение толщины стенки.

Изменение толщины стенки в результате действия возмущающих, неконтролируемых в процессе прокатки воздействий определяется величиной $\tau\sigma_s(1 + \frac{1}{\sqrt{N}})$, или в относительных величинах $\frac{\tau\sigma_s}{S^*}(1 + \frac{1}{\sqrt{N}})$, где

τ – критерий Стьюдента;

σ_s – среднее квадратичное отклонение толщины стенки труб;

N – число замеров.

В таблице 4.1 приведены результаты статистического анализа замеров труб, после непрерывного стана.

Таблица 4.1. Результаты статистической обработки данных замеров толщин стенок труб

Размер трубы, мм	Среднеарифметическое значение, мм	Среднеквадратичное отклонение, мм
139,7 × 9,16	9,273	0,537
114,3 × 7,36	7,321	0,209

Как видно из таблицы 4.1 статистические критерии точности толщины стенки труб не отражают в полной мере степень их качества и потребительских свойств, поскольку они характеризуют в большей степени совершенство настройки станом и не учитывают предельных величин толщины стенки, которые определяют соответствие труб техническим требованиям.

Поскольку распределения значений толщины стенки трех труб носят сходный характер, для выявления основных факторов влияющих на разностенность труб, получаемых с непрерывного стана, проведён анализ составляющих разностенности одной трубы диаметром 150 мм. Рас-

пределение значений толщины стенки для данной трубы приведены в таблице 4.2.

Таблица 4.2. Данные по толщине стенки трубы диаметром 150 × 9,14 мм

Участки	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	8,43	8,60	9,04	9,38	9,85	10,05	9,79	9,65	9,36	9,16	8,80	8,90	9,31	8,44
2	8,74	9,00	9,46	9,94	10,24	10,03	9,47	9,22	8,95	8,93	9,03	9,26	9,77	8,80
3	9,53	9,72	9,98	10,22	10,11	9,62	9,09	8,77	8,58	8,90	9,45	9,65	10,02	9,19
4	9,82	9,93	9,98	10,06	9,76	9,18	8,98	8,73	8,67	9,01	9,66	9,85	9,89	9,31
5	10,12	10,02	9,69	9,47	9,03	8,59	8,62	8,68	8,95	9,30	9,80	9,81	9,53	9,23
6	10,07	9,80	9,36	9,01	8,64	8,54	8,94	9,09	9,41	9,51	9,61	9,36	8,86	8,60
7	9,76	9,36	8,92	8,55	8,48	8,75	9,28	9,56	9,93	9,87	9,39	9,01	8,61	8,21
8	9,19	8,87	8,67	8,57	8,78	9,29	9,64	9,84	9,98	9,77	9,13	8,78	8,52	8,12
ср,	9,36	9,31	9,31	9,33	9,35	9,31	9,30	9,27	9,30	9,33	9,32	9,27	9,26	8,68
макс	10,12	10,02	9,98	10,22	10,24	10,05	9,79	9,84	9,98	9,87	9,80	9,85	10,02	9,31
мин	8,43	8,60	8,67	8,55	8,48	8,54	8,62	8,68	8,58	8,90	8,80	8,78	8,52	8,12
дельта	1,69	1,42	1,31	1,67	1,76	1,50	1,17	1,16	1,40	0,97	1,00	1,07	1,50	1,19

Оценка разностенности трубы была начата с анализа продольной разностенности, т.е. распределения средней толщины стенки по длине трубы (Рисунок 4.4).

Общий вид распределения даёт представление о качестве настройки непрерывного стана. Как видно из рисунка 4.4, вдоль всей трубы среднее значение толщины стенки превосходит номинальное на 1,6 – 2,2%, на конце же трубы среднее значение толщины стенки меньше номинального на 1,2%. Также можно сказать, что продольная разностенность труб ввиду её малой величины (2,2%) не является ключевым фактором формирования отклонений толщины стенки.

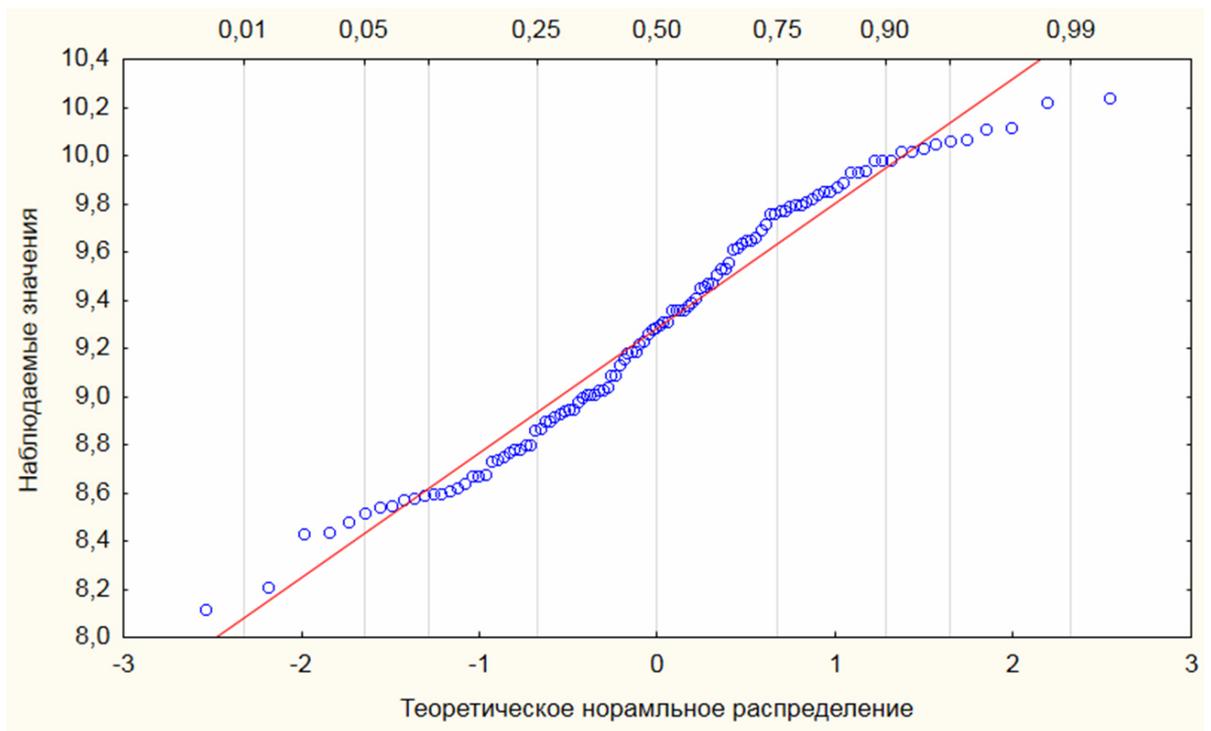


Рис. 4.3. Квантиль-квантиль график сравнения нормального распределения и значений толщины стенки трубы $\varnothing 150 \times 9,14$ мм

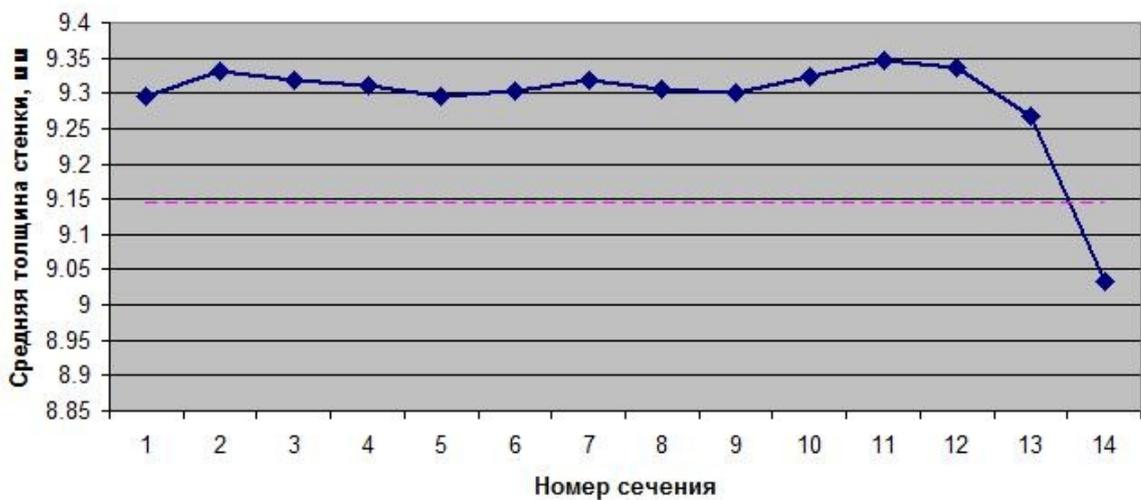


Рис. 4.4. Распределение средней толщины стенки по длине трубы, расстояние между сечениями 31,75 мм (1,25")

Следующим исследуемым параметром было распределение поперечной разностенности по длине трубы, представленное на рисунке 4.5, т.к. этот параметр также свидетельствует об уровне технических характеристик

непрерывного стана, качестве технологической оснастки и инструмента, а также качестве его настройки [92].

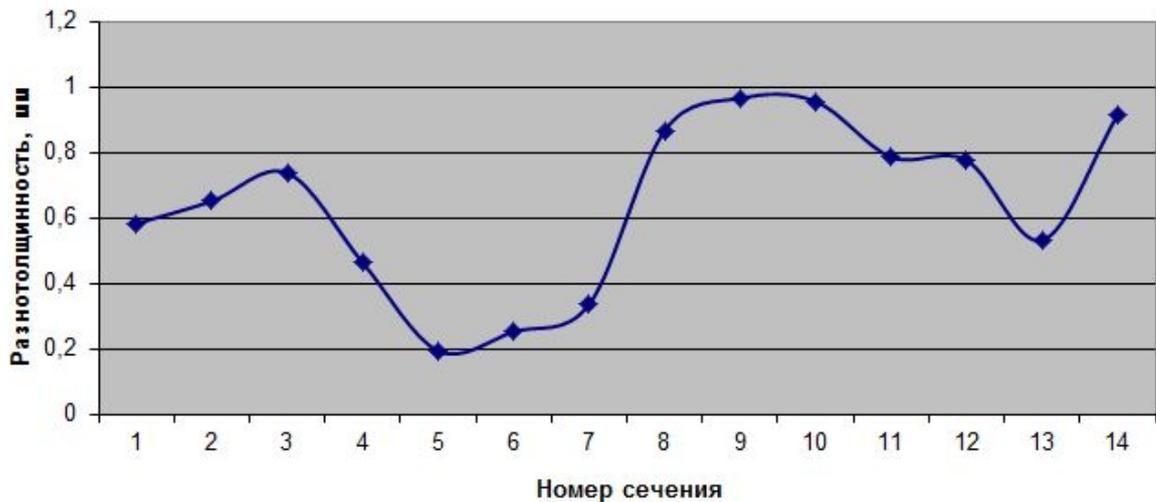


Рис. 4.5. Распределение величин поперечной разностенности (разности между максимальным и минимальным значениями толщины стенки) по длине трубы, расстояние между сечениями 31,75 мм (1,25")

Как можно заметить, в распределении поперечной разностенности прослеживается её циклический характер, и некоторое увеличение от начала к концу трубы. Такое распределение разностенности характерно для прошивного стана винтовой прокатки, поскольку непрерывный стан не способен осуществлять циклическое воздействие на трубу ввиду особенностей ведения процесса. Таким образом можно сказать, что разностенность труб, в данном случае, является «наследственной», сформированной на прошивном стане. Данный факт полностью согласуется с положениями, изложенными в работе [70].

Ввиду того, что неравномерный нагрев по сечению заготовки также может вызывать появление разностенности на трубах, чаще имеющей эксцентричный характер была проведена подробная оценка распределения эксцентricности по всей длине труб. Для этого данные таблицы 4.2 были обработаны с тем, чтобы можно было наглядно оценить смещение максимумов/минимумов толщины стенки в сечениях по длине трубы. Результаты

обработки приведены в таблице 4.3, где представлены значения толщины стенки и цветовые блоки, характеризующие их отклонение от средней величины. Причём таким образом, что в столбцах представлены значения в поперечных сечениях трубы, а в строчках значения вдоль образующих трубы после разбивки поперечного сечения на 8 равных частей, каждая из которых представляет сектор ограниченный углом 45° [87].

Таблица 4.3. Значения толщины стенки трубы (мм), измеренные в 14 сечениях по длине и в 8 точках по периметру каждого сечения

Участки	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	8,425	8,598	9,037	9,380	9,850	10,048	9,794	9,647	9,357	9,157	8,801	8,900	9,314	8,443
2	8,740	8,999	9,459	9,944	10,241	10,033	9,469	9,918	8,946	8,423	9,032	9,261	9,766	8,801
3	9,525	9,721	9,982	10,218	10,114	9,624	9,086	8,771	8,580	8,900	9,446	9,652	10,023	9,187
4	9,817	9,934	9,980	10,056	9,764	9,182	8,984	8,727	8,666	9,007	9,665	9,853	9,886	9,309
5	10,119	10,020	9,685	9,469	9,027	8,585	8,623	8,682	8,946	9,300	9,802	9,815	9,525	9,230
6	10,071	9,799	9,362	9,014	8,641	8,545	8,936	9,091	9,406	9,512	9,614	9,357	8,862	8,600
7	9,756	9,365	8,918	8,552	8,481	8,753	9,279	9,563	9,926	9,865	9,390	9,012	8,611	8,214
8	9,195	8,867	8,674	8,570	8,776	9,294	9,644	9,843	9,982	9,769	9,126	8,778	8,522	8,120

красный – цвет заливки значений близких к максимуму

синий – цвет заливки значений близких к минимуму

желтый – цвет заливки значений близких к среднему

В случае если эксцентриситет трубы явился бы следствием неравномерного нагрева заготовки в виде подстуживания концов или локального перегрева/недогрева заготовки с пиком градиента температуры вдоль одной из образующих заготовки, что характерно для современных нагревательных печей, то общий вид распределения максимумов/минимумов толщин стенок в сечениях также лежал бы вдоль одних и тех же для всех сечений образующих либо эксцентриситет был бы ярко выражен только на концах трубы. Но таблица 4.3 демонстрирует, что отмеченный ранее винтообразный характер смещения максимальных/минимальных значений толщин имеет место по всей трубе, что позволяет исключить операцию нагрева заготовки из числа значимых для процесса формирования точности труб после непрерывного стана.

Методика изложенная в работе [70] позволяет представить разностенность труб как суперпозицию эксцентричности и гранёности. Результаты расчета по данной методике для значений толщин стенки трубы $150 \times 9,14$ мм (Таблица 4.4):

Таблица 4.4. Результаты расчета значений эксцентричности и гранёности трубы $150 \times 9,14$ мм

Наименование параметра	Значение
Эксцентричность внешней и внутренней поверхностей	-4,9956
Часть дисперсии толщины стенки, вызываемая эксцентричностью внешней и внутренней поверхностей, мм	12,47799
Часть дисперсии толщины стенки, вызываемая гранёностью, мм	53,40898
Доля эксцентричности	0,189385
Суммарная дисперсия, мм	65,88697

Таким образом, хотя эксцентричность весьма ярко выражена, она составляет порядка 20%.

Для оценки уровня наследственной разнотолщинности стенки трубы проведены замеры толщины стенки гильзы после прошивного стана винтовой прокатки с бочковидными валками и неподвижными линейками. Статистический анализ показал, что для гильзы со средней толщиной стенки после прошивки 18,57 мм, среднеквадратичное отклонение составляет 0,36 мм. Таким образом, толщина стенки с вероятностью не менее 99,7% находится в интервале от 17,49 до 19,65 мм, что соответствует $\pm 5,8\%$.

Средняя толщина стенки трубы, прокатанной из этой гильзы на непрерывном стане составляет 8,148 мм со среднеквадратичным отклонением 0,224 мм (Рисунок 4.6). Доверительный интервал изменения толщины стенки трубы после непрерывного стана при уровне вероятности 99,7% составит $\pm 0,672$ мм или $\pm 8,2\%$.

Также для сравнения использовали данные измерений для труб со средней толщиной стенки 8,4 мм. Среднеквадратичное отклонение составляет 0,24 мм. Из рисунков 4.6 и 4.7 видно, что толщина стенки распределена по закону, близкому к нормальному. И для труб со средней толщиной стенки 8,4 мм доверительный диапазон изменения толщины стенки составил $\pm 8,6\%$ (диаметр трубы после непрерывного стана 150 мм). Статистическая обработка результатов замеров показала, что диапазон относительного изменения толщины стенки трубы шире, чем у гильзы.

Это говорит о том, что непрерывный стан увеличивает наведённую в гильзе разнотолщинность стенки и, доверительный интервал изменения толщины стенки значительно увеличивается, с $\pm 5,8\%$ до $\pm 8,6\%$. Следовательно, для повышения точности по толщине стенки труб в первую очередь необходимо повышать точность прокатки на непрерывном стане.

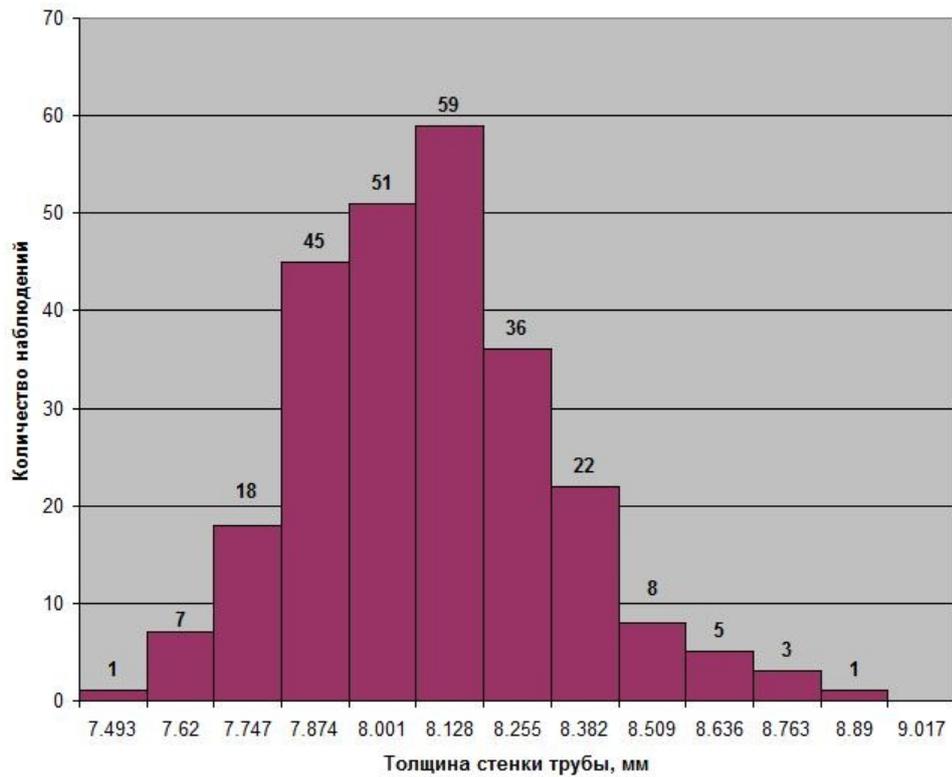


Рис. 4.6. Статистическое распределение толщины стенки трубы после непрерывного стана

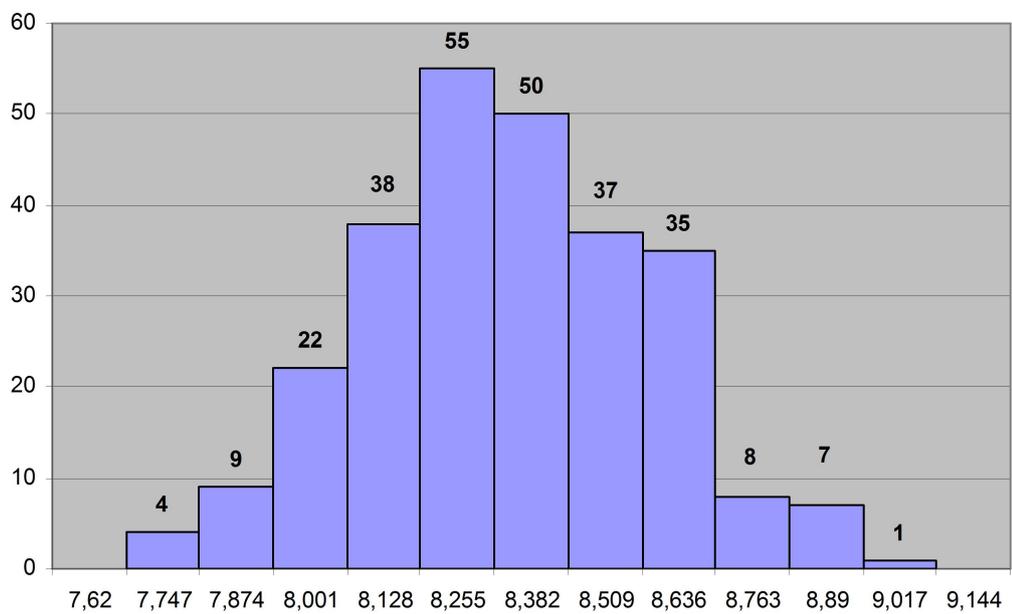


Рис. 4.7. Распределение толщины стенки труб после непрерывного стана

4.2 Анализ влияния калибровки валков на точность труб

Закономерности формирования размеров труб в непрерывном стане во многом определяются калибровкой валков. В настоящее время существует методика расчёта калибровки валков непрерывного стана [23], [25]. Эта методика позволяет выполнять расчёты общего характера, но в явном виде не даёт связь с точностью получаемых труб. В связи с этим возникла необходимость экспериментального определения влияния калибровки валков на точность прокатанных труб.

В процессе опытной прокатки исследовали формоизменение металла в непрерывном стане при прокатке труб с номинальным наружным диаметром 150 мм и номинальными толщинами стенок 7, 19, 8, 33 и 11, 56 мм. При этом контролировалось усилие извлечения оправки.

Замеры толщины стенки осуществлялись на трубах, прокатанных в валках с существующей калибровкой и с калибровкой предложенной ОАО «РосНИТИ» (Рисунок 4.8, Таблица 4.5).

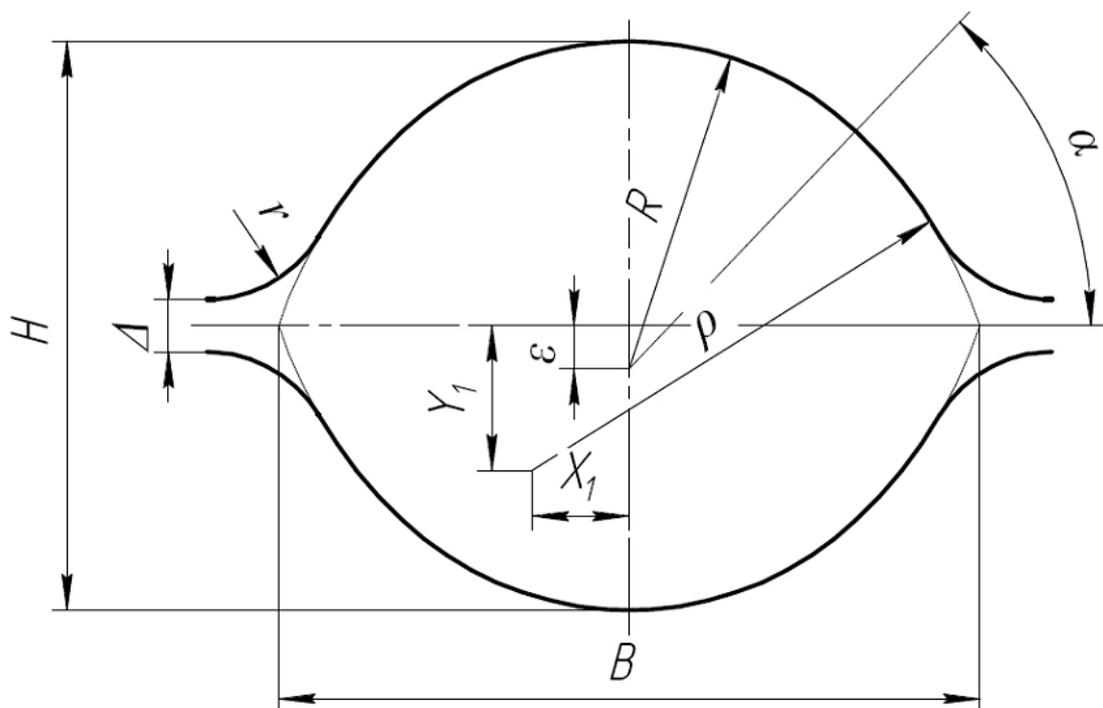


Рис. 4.8. Калибровка валков непрерывного стана

Таблица 4.5. Калибровка ОАО «РосНИТИ»

№ клетки	Высота калибра Н, мм	Ширина калибра В, мм	Овальность калибра $\Theta = В/Н$	Тип калибра	Углы выпуска			Половина зазора $\Delta/2$	Эксцентриситет ϵ	Радиус центральной части R, мм	Радиусы выпуска, мм						Радиус галтели, мм
					Суммарный	1-ый радиус	2-ой радиус				1	x1	y1	2	x2	y2	
2	150,3	183,4	1,2202	о-р	45	-	-	6	7	82,15	151,31	48,9	55,9	-	-	-	40
3	147,6	181,3	1,2283	к-р	45	-	-	6	0	73,8	216,62	100,99	100,99	-	-	-	40
4	147	179,1	1,2184	к-р	42	-	-	6	0	73,5	261,75	139,9	125,97	-	-	-	40
5	146	177,8	1,2178	к-р	42	-	-	5	0	73	258,61	137,93	124,2	-	-	-	25
6	146	163,5	1,1198	к-р	42	-	-	5	0	73	128,28	41,08	36,99	-	-	-	25
7	149	161	1,0805	к-р	42	-	-	5	0	74,5	106,18	23,54	21,2	-	-	-	25
8	150	156,9	1,046	к-р	30	-	-	5	0	75	112,49	32,48	18,75	-	-	-	25

Первоначально проверялось, удовлетворяют ли результаты замеров нормальному закону распределения. Построенные с этой целью гистограммы (Рисунок 4.9-4.12) показали, что толщина стенки труб, как правило, распределяется по закону, близкому к нормальному. Отклонение от гауссова распределения является следствием подстройки стана в процессе опытной прокатки. Так, увеличение зазора между валками приводило к увеличению средней величины стенки, и, как следствие, к смещению математического ожидания вправо. На основании этого для дальнейшей обработки полученных результатов использовались стандартные статистические методы обработки экспериментальных данных. Результаты обработки представлены в таблице 4.6.

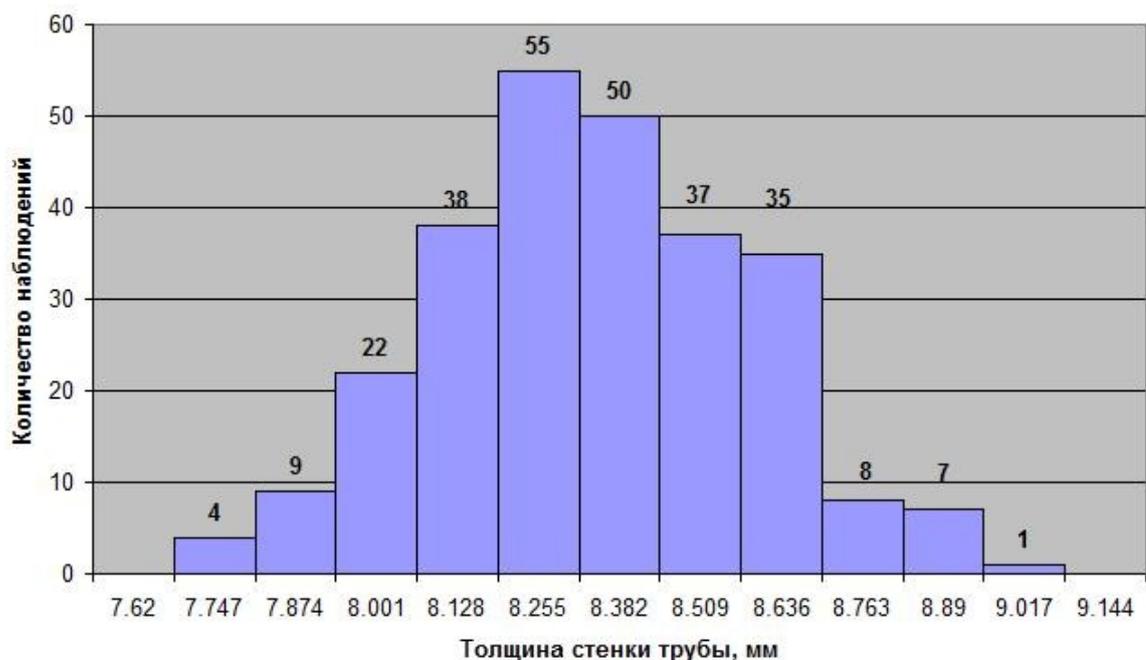


Рис. 4.9. Распределение значений толщины стенки трубы с номинальной толщиной 8,33 мм, прокатанной на существующей калибровке

Для полученных объёмов выборки значение коэффициента Стьюдента при уровне вероятности 99% равно 2,576 [40]. В итоге получаем следующие доверительные диапазоны изменения толщины стенки трубы:

- для калибровки IPSCO — от 7,67 до 9,13 мм;

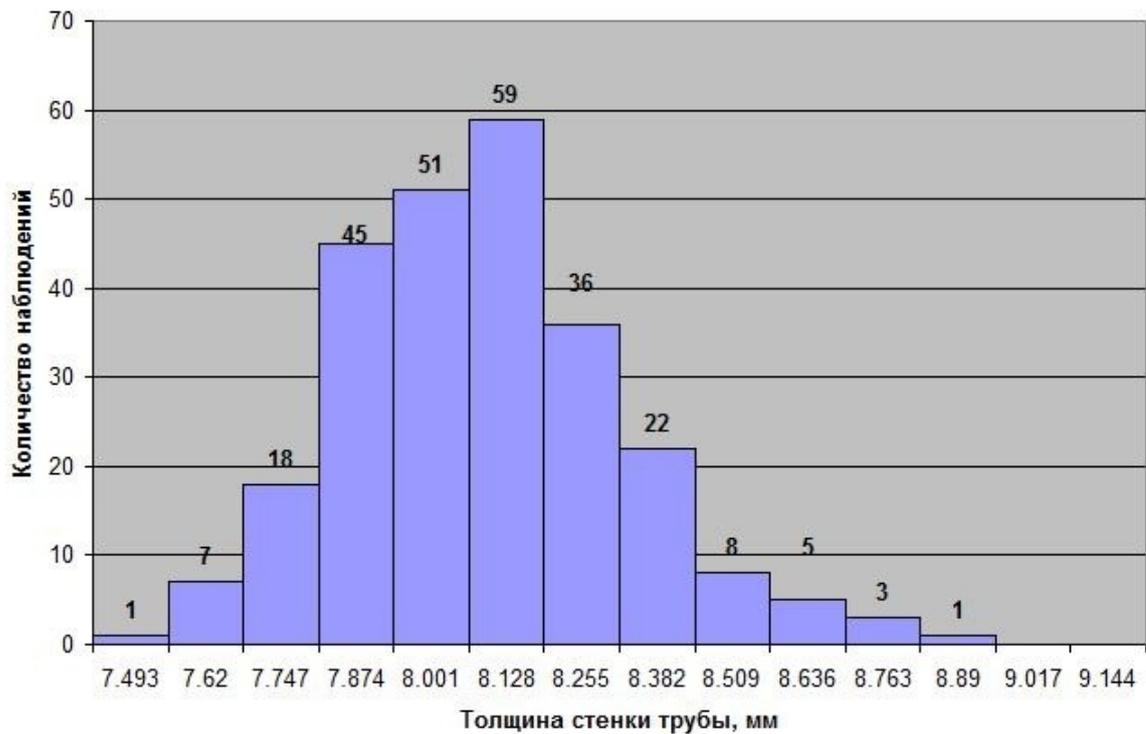


Рис. 4.10. Распределение значений толщины стенки трубы с номинальной толщиной 8,33 мм, прокатанной на калибровке ОАО «РосНИТИ»

Таблица 4.6. Средние значения и стандартные отклонения толщины стенки трубы

Тип калибровки валков	Номинальная толщина стенки трубы, мм	Среднее значение толщины стенки трубы, мм	Среднее квадратичное отклонение	
			мм	%
IPSCO	8,33	8,3972	0,2438	2,9
РосНИТИ	8,33	8,1458	0,2235	2,74
РосНИТИ	7,19	7,1933	0,2591	3,6
РосНИТИ	11,56	11,646	0,2667	2,29

- для калибровки РосНИТИ и номинальной толщины стенки 8,33 мм — от 7,48 до 8,82 мм;
- для калибровки РосНИТИ и номинальной толщины стенки 7,19 мм — от 6,42 до 7,97 мм;

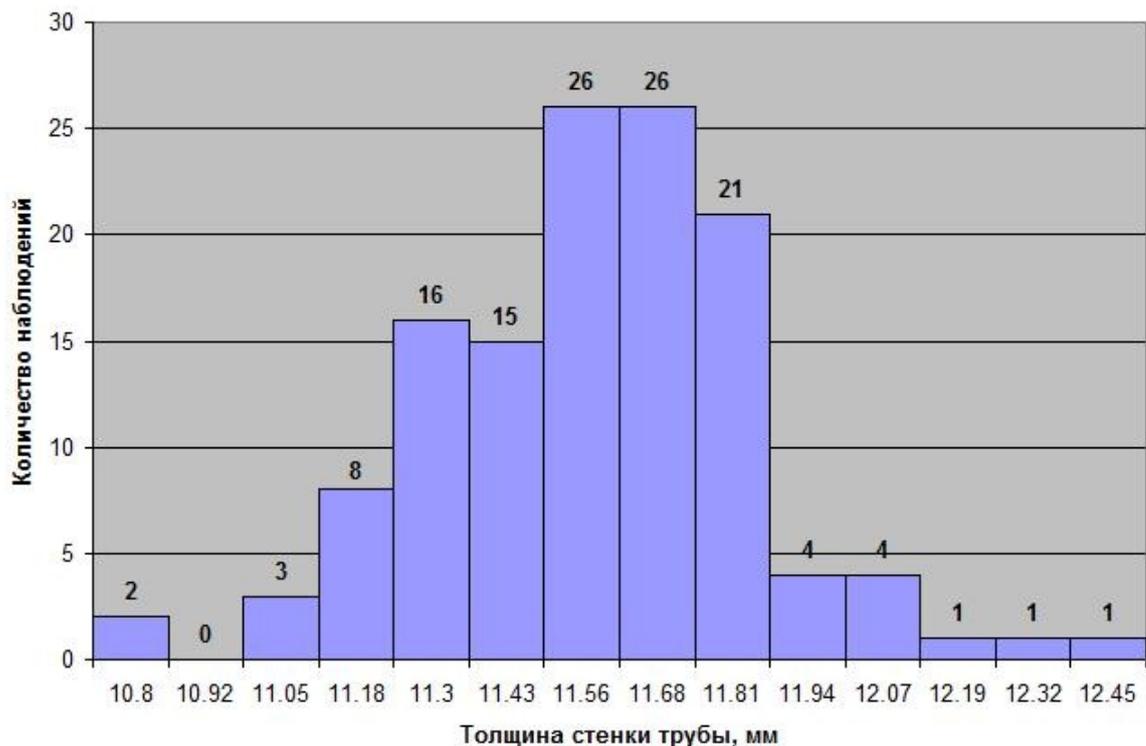


Рис. 4.11. Распределение значений толщины стенки трубы с номинальной толщиной 11,56 мм, прокатанной на калибровке ОАО «РосНИТИ»

- для калибровки РосНИТИ и номинальной толщины стенки 11,56 мм — от 10,85 до 12,45 мм.

Таким образом, с вероятностью 99% калибровка IPSCO позволяет получать трубы с толщиной стенки $8,33^{+9,6\%}_{-7,92\%}$, калибровка РосНИТИ позволяет получать трубы с толщиной стенки $7,19^{+10,85\%}_{-10,71\%}$, $8,33^{+5,88\%}_{-10,2\%}$, $11,56^{+7,7\%}_{-6,14\%}$.

В процессе опытной прокатки с новой калибровкой валков имело место повышенное усилие извлечения оправки. Особенно это было заметно при прокатке труб с номинальной толщиной стенки 7,19 мм. Также при прокатке труб с номинальной толщиной стенки 7,19 мм было замечено падение нагрузки в пятой клетки, в частности по сравнению с шестой клетью (Рисунок 4.13).

Результаты опытной прокатки показали, что при производстве труб с номинальной толщиной стенки 8,33 мм и 11,56 мм получены положительные результаты с точки зрения уменьшения поля возможных вариаций

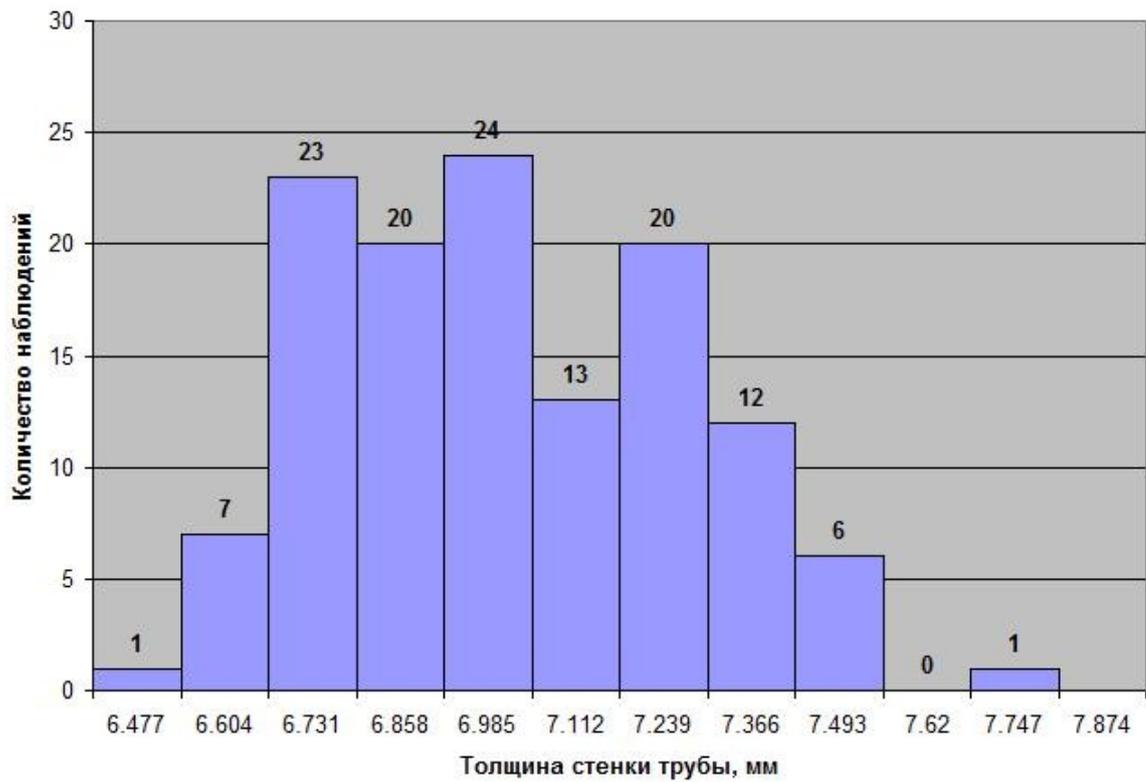


Рис. 4.12. Распределение значений толщины стенки трубы с номинальной толщиной 7,19 мм, прокатанной на калибровке ОАО «РосНИТИ»

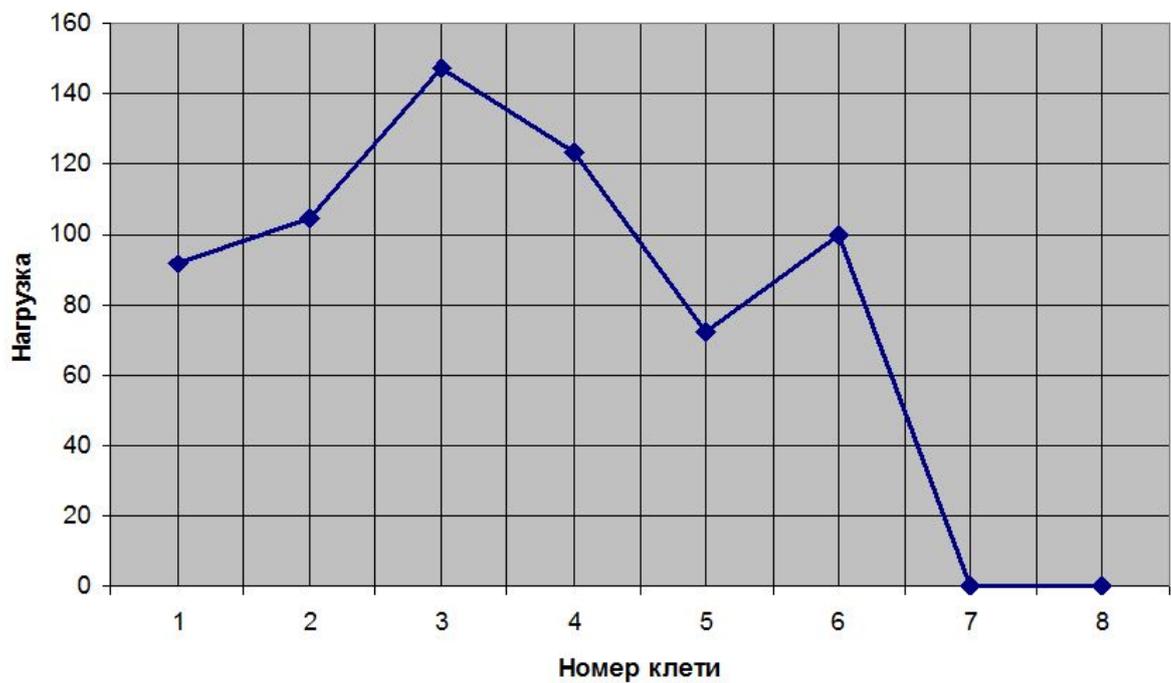


Рис. 4.13. Распределение нагрузки по клетям

значений толщины стенки. На трубах с номинальной толщиной стенки 7,19 мм этого добиться не удалось.

Следует отметить, что на трубах с номинальной толщиной стенки 8,33 мм и 11,56 мм положительные результаты были достигнуты после корректировки расчётных режимов обжатий и зазоров между валками. На трубах с номинальной толщиной стенки 7,19 мм такая корректировка добиться положительного результата не позволила.

При прокатке на предложенной калибровке валков не удалось добиться снижения усилия извлечения оправки на всех опробованных типоразмерах труб.

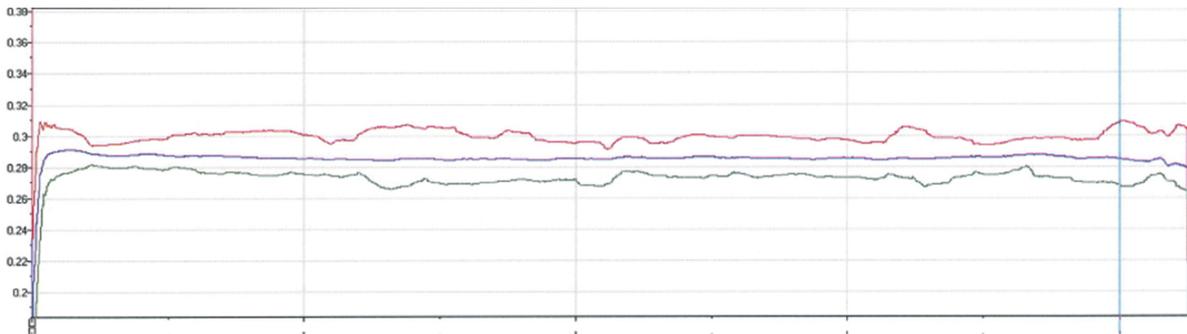
С целью выявления причин более низкой точности прокатки при производстве труб с номинальной толщиной стенки 7,19 мм по сравнению с трубами с номинальной толщиной стенки 8,33 мм и 11,56 мм, был выполнен анализ отличий технологии производства этих труб.

Анализ режимов обжатий стенки труб показал, что деформация более тонкостенных труб идёт более интенсивно, однако эта разница не имеет принципиального характера (Таблица 4.7). Поэтому можно считать, что выбранный режим обжатий стенки трубы не является причиной повышенной разнотолщинности.

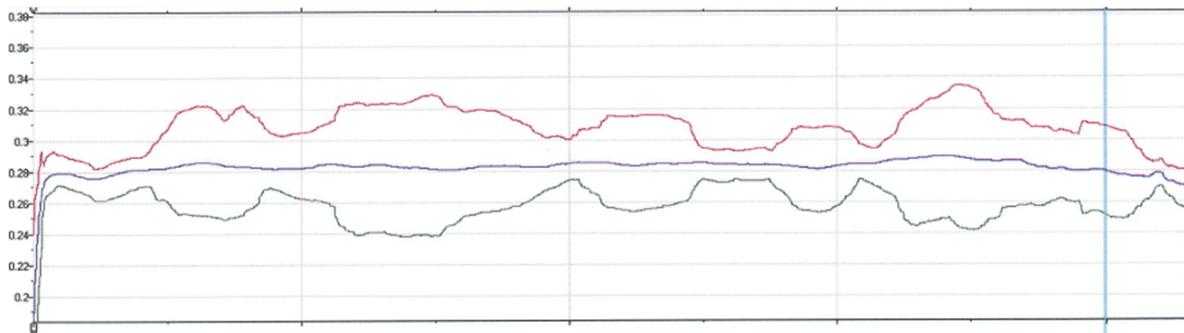
Таблица 4.7. Степень деформации стенки трубы при прокатке на непрерывном стане, %

Номинальная толщина стенки трубы, мм	Номер клетки							
	1	2	3	4	5	6	7	8
7,19	27,0	40,5	18,7	11,5	7,0	2,9	1,6	0
8,33	25,1	36,3	17,0	9,7	6,5	2,4	1,6	0
11,56	21,9	28,7	13,6	6,8	5,1	1,7	1,4	0

Дальнейший анализ разнотолщинности стенки тонкостенной трубы показал, что уровень разнотолщинности на разных трубах одной и той же плавки может быть разным (Рисунок 4.14). На графиках, приведённых на рисунке 4.23, показано изменение по длине трубы максимальной, средней и минимальной толщины стенки.



а)



б)

Рис. 4.14. Примеры записи толщины стенки по длине трубы для труб плавки 961A №1(а) и №15 (б)

Видно (Рисунок 4.14) что основной составляющей разнотолщинности является поперечная разнотолщинность. Согласно [89] такой характер разностенности характерен для заготовок с высокой неоднородностью температуры по объёму заготовки. На более толстых трубах хорошие показатели по толщине стенки были получены благодаря снижению именно поперечной составляющей разнотолщинности в непрерывном стане (Рисунок 4.15).

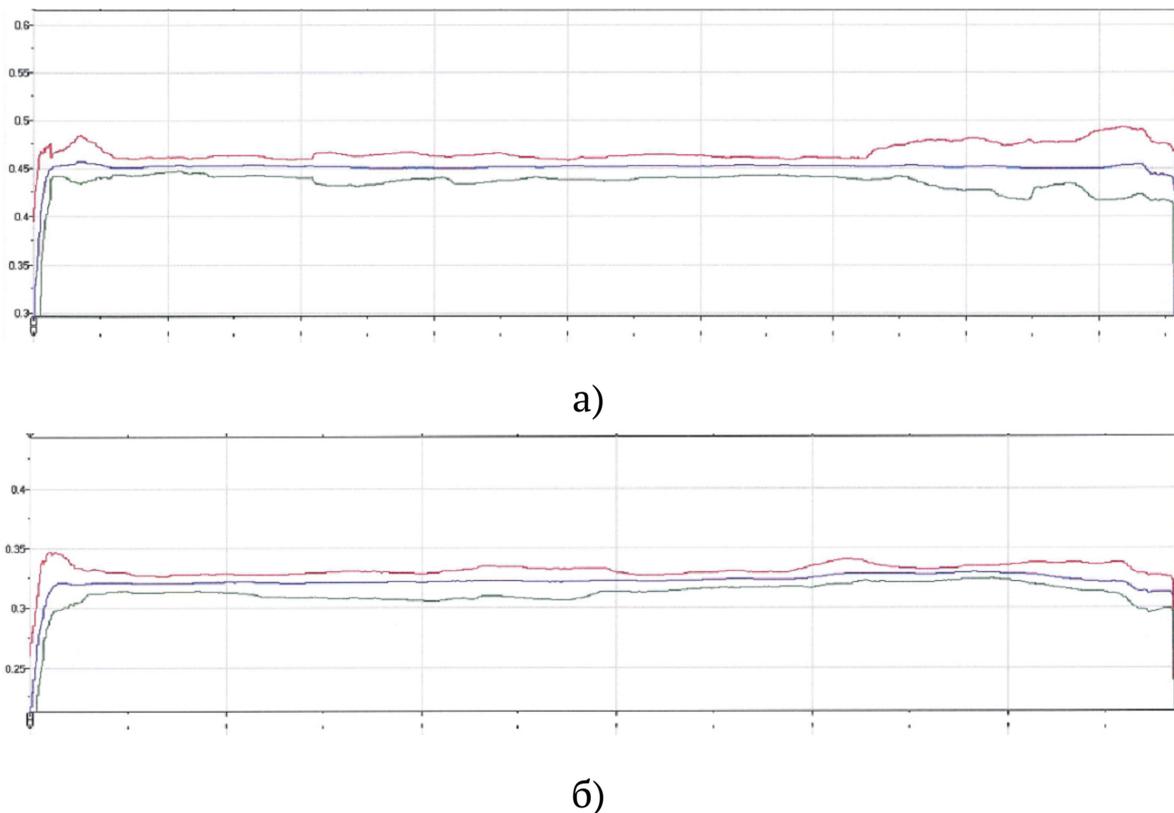


Рис. 4.15. Распределение толщины стенки по длине трубы с номинальной толщиной 11,56 мм (а) и 8,33 мм (б)

Сравнение существующей калибровки валков и калибровки валков, предложенной ОАО «РосНИТИ» показало, что в существующей калибровке, в отличие от предложенной, в 6 клетки зазор между оправкой и валком в вершине калибра равен номинальной толщине стенки трубы. Поскольку теоретически в 6 клетки обжатия по стенке быть не должно, такой зазор обеспечивает дополнительное калибрование толщины стенки трубы и обеспечивает её более высокую точность при прочих равных условиях.

Повышенное усилие извлечения оправки после прокатки на калибровке валков ОАО «РосНИТИ» связано с тем, что в последних двух клетях на валках нарезан круглый калибр, который не позволяет создать необходимый зазор между трубой и оправкой на выходе из непрерывного стана.

Для сравнительного анализа скоростных режимов прокатки труб с различной номинальной толщиной стенки были рассчитаны коэффициенты нарастания скорости валков в линии непрерывного стана. Коэффициент

нарастания скорости представляет собой отношение между скоростями валков последующей и предыдущей клетей стана. Результаты расчёта приведены в таблице 4.8.

Таблица 4.8. Коэффициенты нарастания скорости валков в линии непрерывного стана

Номинальная толщина стенки трубы, мм	Между клетями						
	1 – 2	2 – 3	3 – 4	4 – 5	5 – 6	6 – 7	7 – 8
7, 19	1, 276	1, 121	1, 102	1, 165	1, 305	1, 225	1, 049
8, 33	1, 245	1, 136	1, 088	1, 062	1, 192	1, 147	1, 044
11, 56	1, 105	1, 076	1, 098	1, 085	1, 163	1, 102	1, 018

Скоростные режимы также были проанализированы с помощью разработанной программы. Для этого подбирались такие значения коэффициентов межклетевых натяжений, чтобы скорости вращения валков, полученные в результате расчёта максимально совпадали с применяемыми на заводе (Рисунок 4.16, Рисунок 4.17 и Рисунок 4.18).

Из таблицы 4.8 видно, что самый большой коэффициент нарастания скорости наблюдается между пятой и шестой клетями при прокатке трубы с номинальной толщиной стенки 7, 19 мм. В то же время обжатия стенки трубы в пятой и шестой клетях гораздо меньше, чем в первых клетях (Таблица 4.7). Следовательно, скорость перемещения трубы на этом участке непрерывного стана изменяется значительно меньше и на участке между пятой и шестой клетями должны возникать значительные растягивающие напряжения. Этим, в частности, объясняется то, что в пятой клетке наблюдается падение нагрузки (Рисунок 4.13). На участке между четвертой и шестой клетями в деформации трубы принимают участие большие растягивающие напряжения, которые создаются, прежде всего, шестой клетью. В свою очередь, большие растягивающие напряжения способствуют охвату

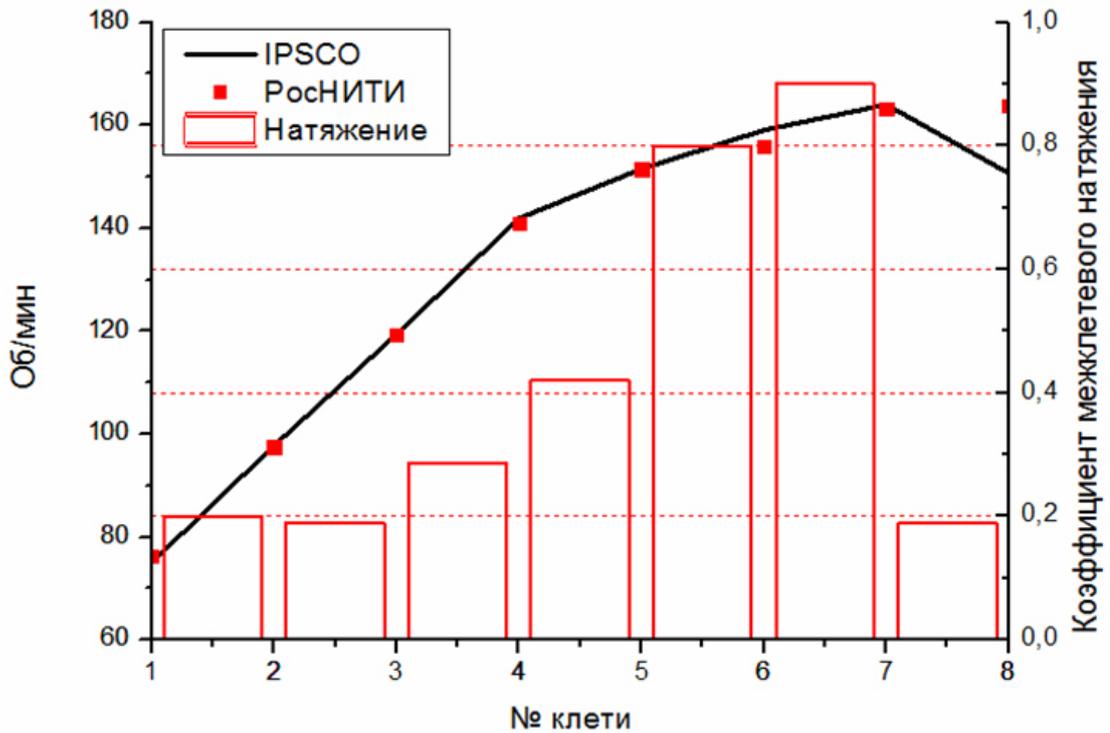


Рис. 4.16. Скоростной режим и межклетевые натяжения при прокатке трубы с номинальной толщиной стенки 7,19 мм

трубой оправки и, тем самым, создают дополнительное сопротивление извлечению оправки из трубы.

Из таблицы 4.8 также видно, что имеет место заметное увеличение скорости вращения валков последовательно между шестой, седьмой и восьмой клетями. В то же время в шестой и седьмой клетях деформация стенки трубы должна отсутствовать, т.е. не должно быть ускорения трубы. Значит, на указанном участке возникают растягивающие напряжения, которые на тонкостенной трубе могут привести к пластической деформации и окову оправки. Выше было отмечено, что на тонкостенной трубе неоднородность температуры металла наибольшая. Поэтому при прокатке тонкостенных труб в последних клетях стана может быть неравномерная деформация растяжения стенки трубы, что способствует увеличению её разнотолщинности.

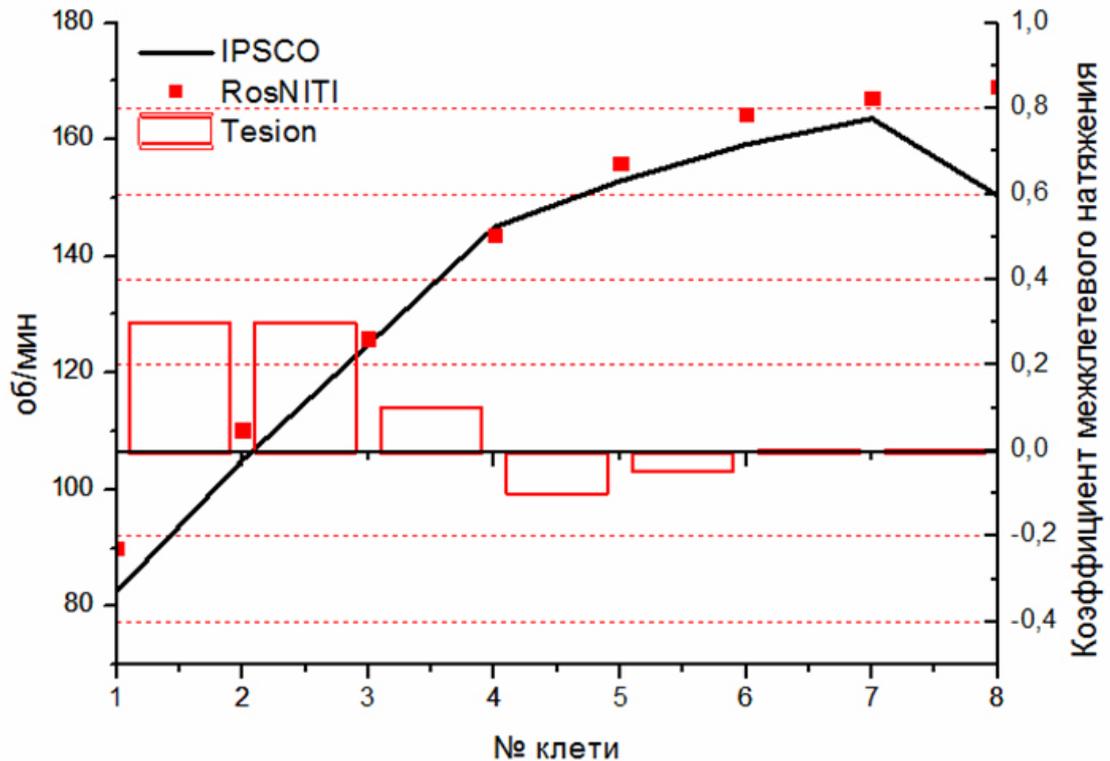


Рис. 4.17. Скоростной режим и межклетевые натяжения при прокатке трубы с номинальной толщиной стенки 8,33 мм

Несмотря на увеличение частоты вращения валков в последней клетке по сравнению с предыдущей, согласно результатам полученным в результате расчёта с помощью разработанной программы, межклетевые напряжения для труб с толщиной стенки 8,33 мм и 11,56 мм равны нулю. Это объясняется тем, что последняя клетка не может создать значительного продольного усилия в силу малой площади контакта вала с трубой. И влияние последней клетки на межклетевые напряжения в металле трубы будет тем меньше, чем толще стенка.

Таким образом, результаты опытной прокатки показали, что несмотря на то, что калибровка валков оказывает существенное влияние на точность геометрических размеров труб, она не всегда позволяет достичь требуемого результата. При прокатке труб разных типоразмеров на непрерывном стане с одной и той же калибровкой валков могут быть получены разные результаты (4.14) [93].

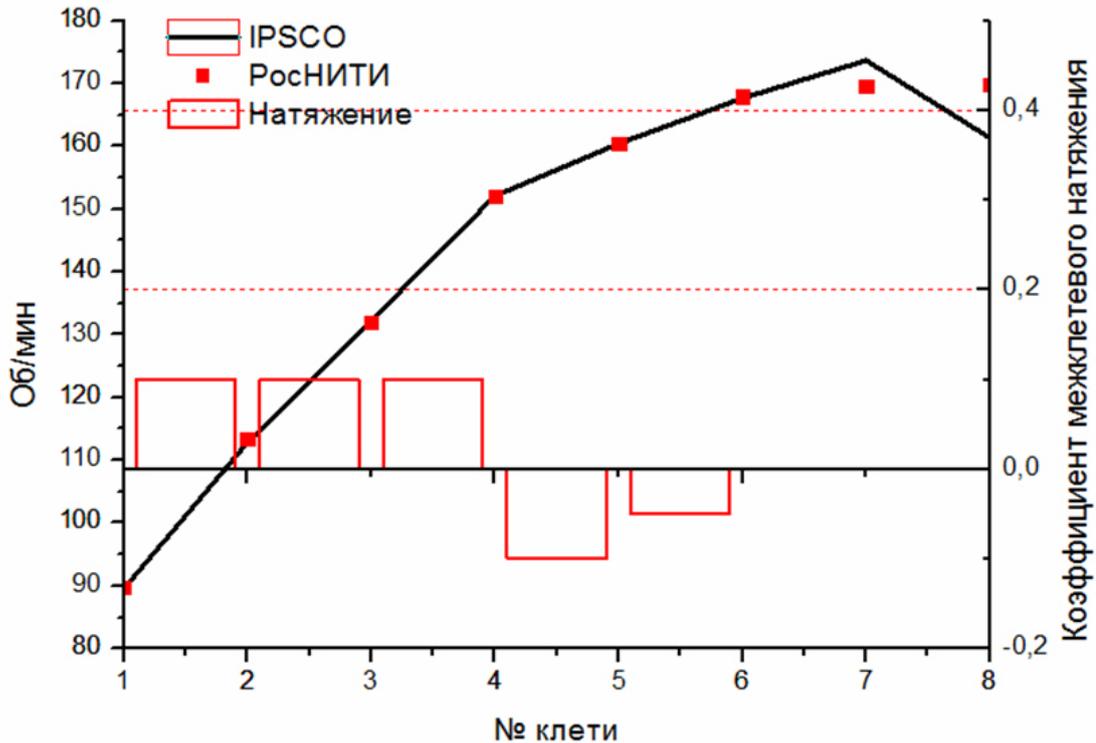


Рис. 4.18. Скоростной режим и межклетевые натяжения при прокатке трубы с номинальной толщиной стенки 11,56 мм

4.3 Анализ влияния межклетевых натяжений на точность труб

Для оценки влияния межклетевых натяжений на геометрию труб, на заводе компании IPSCO Koppel Tubulars была проведена опытная прокатка, в результате которой получены опытные данные о влиянии различных скоростных режимов на разностенность труб [94]. В процессе опытной прокатки проведены исследования для трёх видов труб:

- с толщиной стенки 6,45 мм (0.254") из стали 4125¹;
- с толщиной стенки 7,18 мм (0.283") из стали 1526²;
- с толщиной стенки 10,36 мм (0.408") из стали 1527³.

¹ C ≤ 0,23 ÷ 0,28; Si ≤ 0,2 ÷ 0,35; Mn ≤ 0,7 ÷ 0,9; P ≤ 0,04; S ≤ 0,04; Cr 0,4 ÷ 0,6; Mo 0,2 ÷ 0,3

² C ≤ 0,22 ÷ 0,29; Si ≤ 0,07 ÷ 0,6; Mn ≤ 1,1 ÷ 1,4; P ≤ 0,03; S ≤ 0,05

³ C ≤ 0,22 ÷ 0,29; Si ≤ 0,07 ÷ 0,6; Mn ≤ 1,1 ÷ 1,5; P ≤ 0,03; S ≤ 0,05

Согласно действующей калибровке наружный диаметр труб на выходе из непрерывного стана всегда равен 150 мм. Всего было прокатано по 30 труб с толщиной стенки 6,45 мм и 10,36 мм и 36 труб с толщиной стенки 7,18 мм. При этом трубы каждого вида делились на три равные партии. Первая партия прокатывалась по номинальному скоростному режиму. При прокатке второй партии труб частота вращения валков первой клетки стана увеличивалась на 10%. При прокатке третьей партии труб частота вращения валков первой клетки стана уменьшалась на 5%. При прокатке третьей партии труб с толщиной стенки 10,36 мм скорость вращения валков первой клетки сначала уменьшили на 4%, а затем, после прокатки трёх труб, уменьшение частоты вращения валков первой клетки составило только 2%, так как при этом возникали сложности с извлечением оправки.

После извлечения оправки трубы проходили через 9-канальный толщиномер фирмы IMS, который измерял на протяжении всей трубы толщину стенки в 9 равноотстоящих точках по периметру поперечного сечения трубы.

Была выполнена статистическая обработка замеров толщины стенки трубы, результаты которой представлены в таблице 4.9.

Изменение скорости вращения валков первой клетки непрерывного стана приводит к изменению межклетевых натяжений, уровень которых удобно характеризовать коэффициентом межклетевого натяжения.

Коэффициент межклетевого натяжения представляет собой отношение напряжения, действующего в межклетевом промежутке в продольном направлении, к сопротивлению металла пластической деформации. Увеличение частоты вращения валков первой клетки приводит к уменьшению коэффициента межклетевого натяжения, уменьшение частоты вращения валков первой клетки приводит к увеличению коэффициента межклетевого натяжения.

Таблица 4.9. Зависимость диапазона изменения толщины стенки от скоростного режима

Номинальная толщина стенки трубы, мм	Фактическая толщина стенки трубы									
	Марка стали	Увеличение скорости валков первой клетки			Номинальный скоростной режим			Уменьшение скорости валков первой клетки		
		Математическое ожидание, мм	Среднеквадратическое отклонение, мм	Доверительный интервал, %	Математическое ожидание, дюймы	Среднеквадратическое отклонение, дюймы	Доверительный интервал, %	Математическое ожидание, дюймы	Среднеквадратическое отклонение, дюймы	Доверительный интервал, %
6,45	4125	7,378	0,285	11,6	0,2631	0,006	5.9	0,269	0,0063	6.0
7,18	1526	0,2885	0,0112	10.0	0,2893	0,0098	8.7	0,2857	0,0093	8.4
10,36	1527	0,4263	0,014	8.4	0,4179	0,0155	9.5	0,4384	0,0173	10.0

По полученным в процессе прокатки результатам сделаны следующие выводы.

- 1 При прокатке труб с номинальной толщиной стенки 7, 18 мм из стали 1526 с увеличением коэффициента межклетевого натяжения в исследованном диапазоне однозначно увеличивается точность толщины стенки трубы (Рисунок 4.19). Доверительный интервал уменьшается с $\pm 10\%$ до $\pm 8,4\%$;
- 2 При увеличении прочности металла трубы (сталь 4125 вместо 1526) характер влияния коэффициента межклетевого натяжения на точность трубы сохраняется. Доверительный интервал уменьшается с $\pm 7,5\%$ до $\pm 5,9\%$ (Рисунок 4.20);

- 3 При увеличении толщины стенки трубы наблюдается обратная картина – увеличение коэффициента межклетевого натяжения уменьшает точность толщины стенки трубы (Рисунок 4.21). Это связано с малой овализацией калибров первых клетей непрерывного стана.

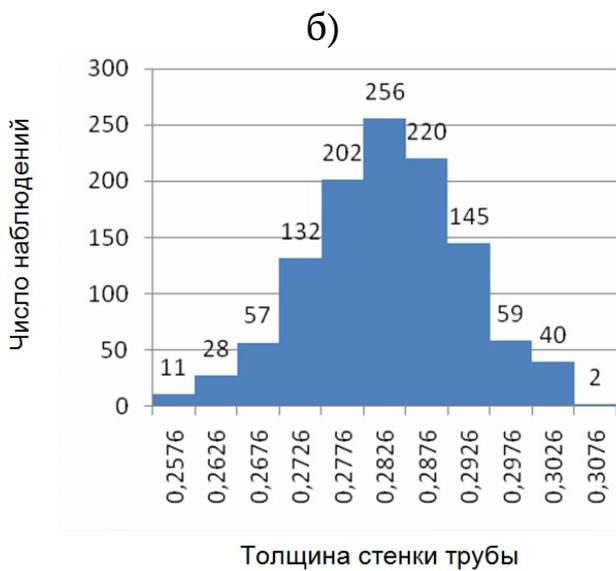
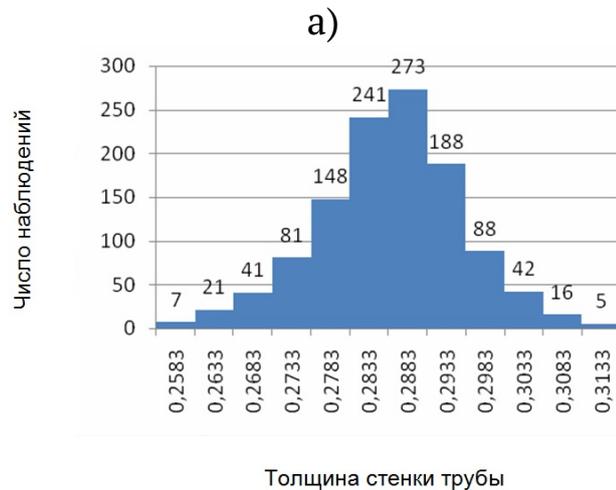
Выполненный анализ характеризует усреднённые результаты для отдельных партий труб.

Для анализа воспроизводимости технологии для различных партий выполнено сравнение количества труб вышедших за границу допусков. Результаты сравнения представлены в таблице 4.10.

Таблица 4.10. Выход годного при различных скоростных режимах

Номинальная толщина стенки трубы	Количество прокатанных труб	Количество труб вышедших за границу поля допуска, верхнюю/нижнюю					
		При уменьшенном коэффициенте пластического натяжения	При номинальном коэффициенте пластического натяжения	При повышенном коэффициенте пластического натяжения	При уменьшенном коэффициенте пластического натяжения	При номинальном коэффициенте пластического натяжения	При повышенном коэффициенте пластического натяжения
7,18 мм	12	12/-	9/-	0/-			
6,45 мм	10	10/-	6/-	6/-			
10.36 мм	10	9/-	10/-	9/-			

Для анализа межклетевых напряжений, возникающих при различных скоростных режимах, использовался разработанный программный продукт. При этом значения межклетевых натяжений задавались таким образом, чтобы найденные в результате расчёта скорости вращения валков



в)

Рис. 4.19. Разброс значений толщин стенки трубы $5,906'' \times 0,283''$ для случая прокатки: а - с увеличением скорости первой клетки на 10%; б - с номинальным скоростным режимом; в - с уменьшением скорости в первой клетки на 5%



а)



б)



в)

Рис. 4.20. Разброс значений толщин стенки трубы 5,906'' × 0,254'' для случая прокатки: а - с увеличением скорости первой клетки на 10%; б - с номинальным скоростным режимом; в - с уменьшением скорости в первой клетки на 5%



а)



б)



в)

Рис. 4.21. Разброс значений толщин стенки трубы $5,906'' \times 0,408''$ для случая прокатки: а - с увеличением скорости 1-й клетки на 4%; б - с номинальным скоростным режимом; с - с уменьшением скорости в 1-й клетки на 4%; в - с уменьшением скорости 1-й клетки на 2%

максимально соответствовали скоростям во время прокатки. Полученные значения межклетевых натяжения и скоростей вращения валков представлены в таблице 4.11

Таблица 4.11. Результаты анализа скоростных режимов

Скоростной режим	№клетки							
	1	2	3	4	5	6	7	8
	Трубы с толщиной стенки 6,45 мм							
Штатный скоростной режим, об/мин	70,3	93,8	117,9	143,8	156,3	166,7	173,9	161,6
Штатный скоростной режим, рассчитанный в программе, об/мин	70,4	92	121,4	155,2	159,8	169,8	174,3	176,5
Значения межклетевых напряжений	0,25	0,6	0,85	-0,1	-0,1	-0,01	-0,01	

Продолжение на следующей странице

Таблица 4.11 – Продолжение

Скоростной режим	№клетки							
	1	2	3	4	5	6	7	8
Увеличенная скорость первой клетки на 10%, об/мин	77,1	94,6	121,3	155,2	159,8	169,8	174,3	176,5
Значения межклетевых напряжений	-0,05	0,19	0,85	-0,1	-0,1	-0,01	-0,01	
Уменьшенная скорость первой клетки на 5%, об/мин	66,8	92	121,4	155,2	159,8	169,8	174,3	176,5
Значения межклетевых напряжений	0,3	0,6	0,85	-0,1	-0,1	-0,01	-0,01	

Таблица 4.11 – Продолжение

Скоростной режим	№клетки							
	1	2	3	4	5	6	7	8
	Трубы с толщиной стенки 7,18 мм							
Штатный скоростной режим, об/мин	75,4	99,1	122,1	146,5	157,9	167,4	174,3	161,7
Штатный скоростной режим, рассчитанный в программе, об/мин	75,08	99,76	124,77	146,58	166,66	169,8	174,35	180,17
Значения межклетевых напряжений	0,25	0,6	0,85	-0,1	-0,1	-0,01	-0,01	

Продолжение на следующей странице

Таблица 4.11 – Продолжение

Скоростной режим	№клетки							
	1	2	3	4	5	6	7	8
Увеличенная скорость первой клетки на 10%, об/мин	82,71	99,26	124,77	146,58	166,66	169,8	174,35	180,17
Значения межклетевых напряжений	-0,11	0,05	0,43	0,5	0,1	-0,01	-0,01	
Уменьшенная скорость первой клетки на 5%, об/мин	71,4	99,76	124,06	151,65	166,66	169,8	174,35	180,17

Продолжение на следующей странице

Таблица 4.11 – Продолжение

Скоростной режим	№клетки							
	1	2	3	4	5	6	7	8
Значения межклетевых напряжений	0,2	0,35	0,6	0,5	0,1	-0,01	-0,01	
Трубы с толщиной стенки 10.36 мм								
Штатный скоростной режим, об/мин	88,4	111,8	131,6	151,8	160,3	167,6	173,7	161,4
Штатный скоростной режим, рассчитанный в программе, об/мин	88,43	111,44	133,3	151,77	167,52	167,61	172,99	175,56

Таблица 4.11 – Продолжение

Скоростной режим	№клетки							
	1	2	3	4	5	6	7	8
Значения межклетевых напряжений	0,14	0,25	0,40	0,35	0,1	-0,25	-0,03	
Увеличенная скорость первой клетки на 10%, об/мин	97,86	111,67	133,3	151,77	167,52	167,61	172,99	175,56
Значения межклетевых напряжений	-0,10	0,01	0,40	0,35	0,10	-0,25	-0,03	

Продолжение на следующей странице

Таблица 4.11 – Продолжение

Скоростной режим	№клетки							
	1	2	3	4	5	6	7	8
Уменьшенная скорость первой клетки на 2%, об/мин	87,92	111,14	133,3	151,77	167,52	167,61	172,99	175,56
Значения межклетевых напряжений	0,15	0,27	0,40	0,35	0,10	-0,25	-0,03	

Результаты расчёта межклетевых натяжений (Таблица 4.11) хорошо согласуются с результатами замеров толщин стенок (Таблица 4.9). Так, при прокатке труб с толщиной стенки 6,45 мм при номинальном скоростном режиме в первых клетях создаются растягивающие напряжения, при разгоне первой клетки на 10% после первой клетки возникает небольшой подпор и уменьшается натяжение после второй клетки, что негативно сказывается на точности (доверительный интервал увеличивается с $\pm 5,9\%$ до $\pm 11,6\%$), а при торможении первой клетки происходит незначительное увеличение натяжения после первой клетки, что не даёт значимого эффекта доверительный интервал практически не меняется. При прокатке труб с толщиной стенки 7,18 мм при номинальном скоростном режиме в первых клетях создаются незначительные растягивающие напряжения, при увеличении частоты вращения валков первой клетки на 10% после первой клетки возникает небольшой подпор и уменьшаются натяжения после второй клетки, что негативно сказывается на точности труб (доверительный интервал увеличивается с $\pm 8,7\%$ до $\pm 10,0\%$), при уменьшении частоты вращения валков первой клетки происходит увеличение межклетевых напряжений после первой, второй и третьей клетей, что положительно сказывается на точности стенки (доверительный интервал уменьшается с $\pm 8,7\%$ до $\pm 8,4\%$). При прокатке труб с толщиной стенки 10,36 мм после первой и второй клетей возникают растягивающие напряжения, при увеличении скорости вращения валков первой клетки возникают сжимающие напряжения за первой клетью, и значительно уменьшаются растягивающие напряжения за второй клетью.

Положительное влияние межклетевых натяжений сохраняется и в случае увеличения натяжений по всему стану в целом. В частности, на непрерывном стане завода компании IPSCO Koppel Tubulars L.L.C. в клетях с одной и той же калибровкой валков были прокатаны трубы одного типоразмера с номинальной толщиной стенки 8,33 мм по двум разным

скоростным режимам (Таблица 4.12, Рисунок 4.22). Полученные после прокатки данные о толщинах стенок были обработаны и представлены на рисунке 4.23.

Таблица 4.12. Частота вращения валков по клетям непрерывного стана, об/мин

Режим	Номера клетей							
	1	2	3	4	5	6	7	8
1	100,5	122,7	134,4	133,7	134,8	154,8	176,1	184,1
2	100,5	125,15	139,83	141,88	145,91	170,91	198,32	211,47

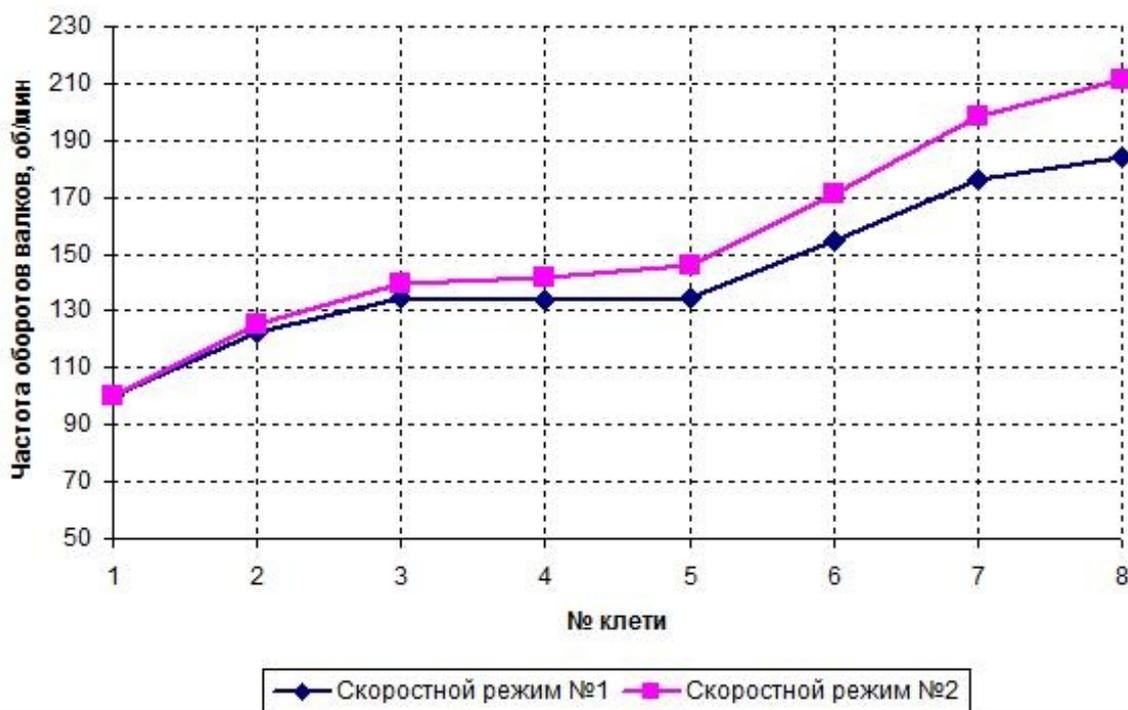
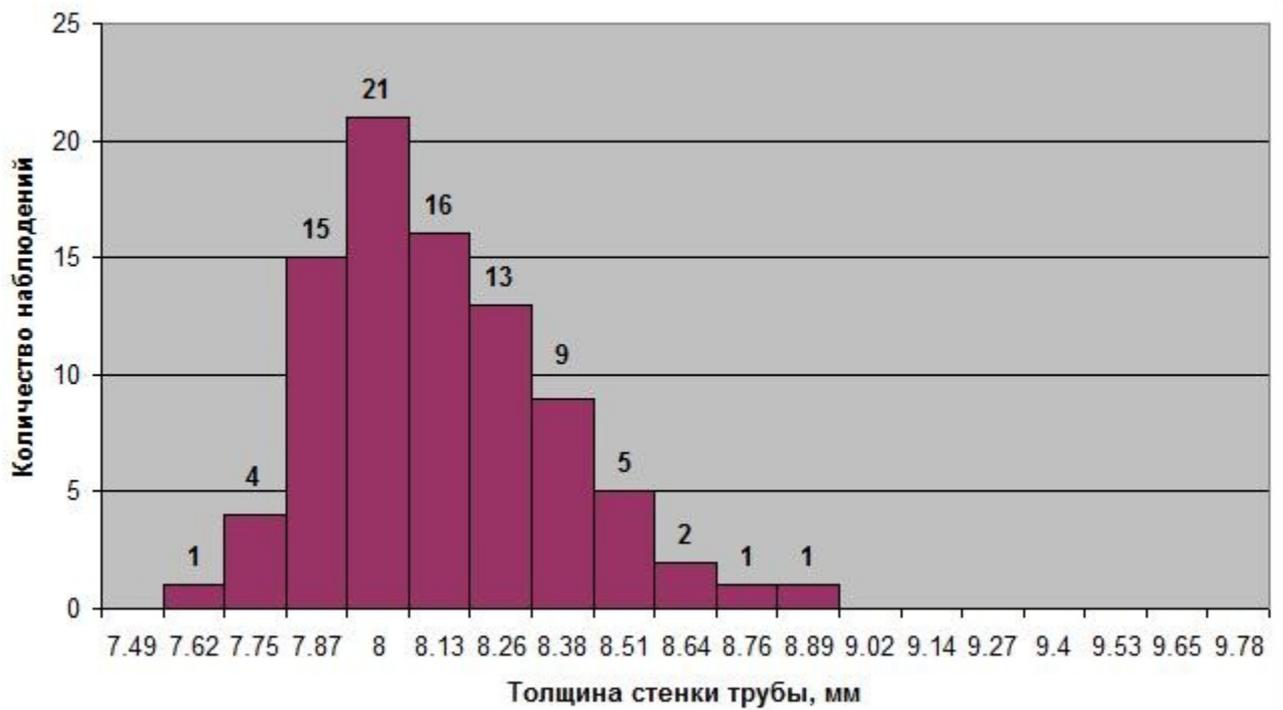


Рис. 4.22. Скоростные режимы при прокатке труб $150 \times 8,33$ мм



а)



б)

Рис. 4.23. Графики распределения толщины стенки труб, прокатанных на непрерывном стане со скоростным режимом 1(а) и 2(б)

4.4 Выводы по главе 4

По результатам ряда опытных прокаток показано, что точность стенок труб является результатом воздействия нескольких факторов. Основными из факторов являются характеристики гильзы после прошивного стана (геометрическая точность, температура), калибровка валков непрерывного стана, скоростной режим прокатки на непрерывном стане.

Торможение последней клетки стана для создания зазора между трубой и оправкой не эффективно, поскольку резерва сил трения недостаточно для создания необходимого усилия.

Увеличение межклетевого натяжения между первыми тремя клетями стана способствует формированию более точной стенки трубы.

Разработана математическая модель и программа на её основе, позволяющие проводить расчёт межклетевых натяжений. Точность расчёта в разработанной программе соответствует точности расчёта методом конечных элементов, но занимает значительно меньше времени и требует меньше вычислительных ресурсов, что позволяет применять её на производстве в режиме реального времени.

Для повышения точности труб по толщине стенки необходимо рассматривать в комплексе калибровку валков и скоростной режим стана. И одним из направлений для применения разработанной программы может стать совместное применение программы с другими техническими решениями (калибровкой валков) для увеличения точности труб.

Заключение

Для повышения точности труб по толщине стенки необходимо рассматривать в комплексе калибровку валков и скоростной режим стана. В общем случае, чтобы не допустить «окова» оправки трубой, калибровка должна быть достаточно свободной, но слишком свободная калибровка способствует наведению разнотолщинности стенки трубы. Скоростной режим для повышения точности труб по толщине стенки должен обеспечивать высокий уровень межклетевых натяжений. Однако при прокатке толстостенного сортамента высокий уровень натяжений приведёт к «окову» оправки, а при прокатке тонкостенного сортамента – к появлению разрывов на трубах.

По результатам ряда опытных прокаток показано, что точность стенок труб является результатом воздействия нескольких факторов. Основными из факторов являются характеристики гильзы после прошивного стана (геометрическая точность, температура), калибровка валков непрерывного стана, скоростной режим прокатки на непрерывном стане.

Торможение последней клетки стана для создания зазора между трубой и оправкой не эффективно, поскольку резерва сил трения недостаточно для создания необходимого усилия.

Увеличение межклетевого натяжения между первыми тремя клетями стана способствует формированию более точной стенки трубы.

Разработана математическая модель и программа на её основе, позволяющие проводить расчёт межклетевых натяжений. Точность расчёта в разработанной программе соответствует точности расчёта методом конечных элементов, но занимает значительно меньше времени и требует меньше вычислительных ресурсов, что позволяет применять её на производстве в режиме реального времени.

Основные результаты и выводы

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

- 1 На основе энергетического метода разработана математическая модель процесса раскатки труб в непрерывном стане, учитывающая такие факторы, как калибровка прокатного инструмента и величины межклетевых взаимодействий;
- 2 Выявлены закономерности трения на контакте поверхностей трубы и оправки для различных условий применения смазывающих веществ;
- 3 Адекватность получаемых при помощи математической модели значений параметров непрерывной прокатки подтверждена результатами опытных прокаток на лабораторном стане и компьютерного моделирования в программе QForm;
- 4 На основе математической модели разработана методика расчёта скоростных режимов с учётом величин межклетевых натяжений;
- 5 Создан программный продукт на основе разработанной методики, позволяющий осуществлять расчёт технологических параметров процесса непосредственно в условия трубопрокатного цеха, его работоспособность подтверждена при выпуске опытных партий труб;
- 6 Разработаны технологические решения, направленные на увеличение точности труб, в частности даны рекомендации по выбору режимов натяжений при расчёте скоростных режимов;
- 7 Разработанная математическая модель использована для анализа скоростных режимов непрерывного стана ТПА 159-426 АО «ВТЗ» и непрерывного стана компании IPSCO Koppel Tubulars, установленного в г. Эмбридж (США).

Список литературы

1. Gulyaev, Y. / Special report: the future of the global tube and pipe industry put under the microscope / Gulyaev Y., Koryaka N. // Tube & Pipe Technology. – 2010. – January. С. 118-122.
2. Geschäftsbericht 2010 - SMS Group. — http://www.sms-group.com/downloads/GB_2010_D.pdf
3. Geschäftsbericht 2010 — Salzgitter AG. — http://www.salzgitter-ag.de/MDB/Investor_Relations/Downloads/Finanzberichte/2010/szag_gb_2010.pdf
4. http://ir.tmk-group.ru/fileadmin/user_upload/pdf/ru/Financial_Performance/Results/2010/anual_tm_k_report_ru.pdf
5. http://www.salzgitter-ag.com/MDB/Investor_Relations/Downloads/Finanzberichte/2012/szag_gb_2012
6. Groß-Weege, J. Herstellung von Stahlrohren / J. Groß-Weege, A. Kulgemeyer, C. Trager Salzgitter Mannesmann Forschung GmbH Duisburg www.dgm.de/download/tg/686/686_84.pdf
7. Выдрин, В.Н. Динамика прокатных станов / В.Н. Выдрин. – Свердловск: Metallurgizdat, 1960. – 255 с.
8. Чекмарев, А. П. Основы прокатки труб в круглых калибрах. / А.П. Чекмарев, Я. Л. Ваткин. — М.: Metallurgizdat, 1962. — 222 с.
9. Гуляев, Ю.Г. Методика расчёта скоростного режима при непрерывной продольной прокатке труб на длинной плавающей оправке / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин, Д.Ю. Гармашев и др. // Metallургическая и горнорудная промышленность. — 2011 г. — № 7 — С. 134-136.
10. Шевченко, А.А. Элементы теории прокатки труб в непрерывном стане на длинной плавающей оправке / А.А. Шевченко, И.А. Чекмарев // Сб. «Технический прогресс в трубном производстве». — М.: Metallургия. — 1965. — С. 173-185.

11. Шевченко, А.А. Параметры прокатки труб в непрерывном стане с длинной плавающей оправкой при групповом приводе / А.А. Шевченко, И.А. Чекмарев // Тр. УкрНИТИ. — М.: Metallurgizdat. — 1959. — Вып. 1. — С. 76-96.
12. Столетний, М.Ф. Исследование точности размеров труб, полученных на непрерывном оправочном стане / М.Ф. Столетний, В.Н. Кукарских, Э.О. Нодев, Е.А.Белов, Е.Д. Клемперт, В.А. Стерн // «Сталь». — 1968. — №3. — с. 253-257.
13. Шкуратов, Е.А. Исследование влияния величины овальности чистовых калибров трёхвалкового непрерывного оправочного стана FQM на формоизменение раската / Е.А. Шкуратов, Д.О. Струин, И.Н. Черных, О.Е. Сарафанова, Р.О. Бушин, К.А. Носков, О.А. Панасенко // Вестник ЮУрГУ. Серия: «Металлургия». — 2015. — № 3(15). — С. 139-147.
14. Гескин, С.А. Прокатка труб точных размеров на непрерывном стане/С.А. Гескин, П.В. Савкин//Сталь. -1955. -№ 7. -С. 621-626.
15. Савкин, И.П. Исследование деформации металла и усилий при прокатке труб на непрерывном оправочном стане: автореф. дис. ... канд. техн. Наук / И.П. Савкин. — Днепропетровск, 1966. -25 с.
16. Выдрин, В. Н. Определение площади контакта трубы с инструментом при прокатке труб на длинной оправке / В.Н. Выдрин, А.Г. Новиков // Производство сварных и бесшовных труб. — 1965. — №3 — С. 78-85.
17. 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. — М.: Metallurgiya, 1964 — Вып. 1. — С. 37-45.
18. Крайнов, В.И., Геометрические и кинематические параметры очага деформации при прокатке в овальных и круглых калибрах. / В.И. Крайнов, В.Н. Выдрин // Теория и технология прокатки: Сб. науч. тр. ЧПИ. Челябинск. — 1968. — № 54. — С. 255-231.

19. Блинов, Ю.И. Продольная прокатка труб в многовалковых калибрах / Ю.И. Блинов. – Челябинск: Металл, 1992. – 240 с.
20. Гуляев, Ю.Г. Методика расчёта скоростного режима при непрерывной прокатке труб / Ю.Г. Гуляев, Е.И. Шифрин // *Металлург*. – 2013. – №10 – С. 51-55.
21. Neumann F., Hanke D. Verformungstheoretische Betrachtungen zum Rohreduziervverfahren // *Stahl und Eisen*. 1955. № 22. S. 1452-1460.
22. Редукционные станы / В.П. Анисифоров, Л.С. Зельдович, В.Д. Курганов и др. – М.: Металлургия, 1975. – 264 с.
23. Осадчий В.Я. и др. Технология и оборудование трубного производства / В.Я. Осадчий, А.С. Вавилин, В.Г. Зимовец, А.П. Коликов. – М.: Интермет Инжиниринг, 2007. – 560 с.
24. Матвеев, Ю.М. Калибровка валков и инструмента трубных станов / Ю.М. Матвеев, Я.Л. Ваткин. – М.: Металлургиздат, 1951. – 412 с.
25. Данченко В.Н. и др. Технология трубного производства / В.Н. Данченко, А.П. Коликов, Б.А. Романцев, С.В. Самусев. – М.: Интермет Инжиниринг, 2002. – 640 с.
26. Braess, D. Finite Elemente - Theorie, schnelle Löser und Anwendungen in der Elastizitätstheorie. / D. Braess – 4-е изд., испр. и доп. – Нью-Йорк: Springer, 2007. – 357 с.
27. Давыдов Ф.Д. О двух технологиях редуцирования труб с утонением стенки // *Черные металлы*. 2007. Июль – август. С. 37-40.
28. Давыдов Ф.Д. О фиктивной и реальной технологиях редуцирования труб с утонением стенки // *Металлургический компас*. 2008. №3. с. 42-45
29. Давыдов Ф.Д. Возможность совершенствования производства труб горячим и холодным редуцированием // *Сталь*. 2005. №9. с. 55.
30. Шевченко, А.А. Непрерывная прокатка труб / А.А. Шевченко. – Харьков: Изд-во Металлургиздат, 1954. – 268 с.

31. Sasaki, K. Manufacturing technology of medium size seamless pipe/ Sasaki K., Yamane A., Arai Y. // Tube and Pipe Technology. — 2009. — July. — P. 104–107.
32. Гуляев, Г.И. К вопросу теоретического обоснования межклетевого натяжения-подпора при непрерывной прокатке / Г.И. Гуляев, Ю.Г. Гуляев, В.Н. Данченко, Е.И. Шифрин // Сталь. 2011. №4. с. 50-52.
33. Бородин, Е.М. Математическая модель непрерывной оправочной прокатки труб / Е.М. Бородин, В.Л. Колмогоров, М.Ю. Бородин, В.В. Харитонов // Сталь. 2009. №10. с. 71-74.
34. Данченко, В.Н. Анализ межклетевых продольных напряжений при прокатке труб в непрерывном оправочном стане / В.Н. Данченко, В.Н. Колповский. – Днепропетровск, 1978. – 22 с. – Деп. в ин-те «Черметинформация», 1978, №563.
35. Данченко В.Н., Чус А.В. Продольная прокатка труб. – М.: Металлургия, 1984. – 136 с.
36. Совершенствование методики расчета геометрических параметров очага деформации при прокатке бесшовных труб в непрерывных станах стрехвалковыми клетями / А.А. Терещенко, Н.И. Фартушный, А.В. Гончарук и др. // Производство проката.– 2007.– №9.– С. 20-23.
37. Прокатка труб на непрерывных станах с регулируемой скоростью оправки / А.П. Чекмарев, Я.Л. Ваткин, В.Н. Данченко и др. // Теория, практика и перспективы развития производства бесшовных труб на установках с непрерывными станами. Материалы научно-технической конференции 1967 года. – Д.: ВНИТИ, 1968.– С. 27-33.
38. Колмогоров, В. Л. Механика обработки металлов давлением : Учеб. для вузов по специальности "Обраб. металлов давлением"/ В. Л. Колмогоров. - М. : Металлургия , 1986. - 688 с.
39. Дукмасов, В.Г. Математические модели и процессы прокатки профилей высокого качества / В.Г. Дукмасов, А.В. Выдрин – Челябинск: Изд-во

- ЮУрГУ, 2002. – 215 с.
40. Бронштейн, И.Н., Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов / И.Н. Бронштейн, К.А. Семендяев — М.: Наука. — 1980. — 976 с.
 41. Li Sheng-zhi, Xu Jie, Yin Yuan, Xue Jian-guo, Feng Yuan/ Mechanism of internal crack formation of seamless modified 9Cr-1Mo steel tube rolled by mandrel mill and its application /Proceedings of Sino-Swedish Structural Materials Symposium, 2007.
 42. YU Hui. Influence of Pass Parameters on Retained Mandrel Rolling Process/ YU Hui, DU Feng-shan, XU Zhi-qiang // Journal of iron and steel research, International. 2011, 18(2): 31-37
 43. ZHAO Zhi-yi. Friction Coefficient Between Rolling Tube and Mandrel of Full Floating Mandrel Mill / ZHAO Zhi-yi, XIE j ian-xin, HE Xiao-ming, DONG Kai, YU Yong, PAN Feng // Journal of Iron and Steel Research, International. 2009, 16(2): 45-49
 44. Романцев, Б.А. Методика расчёта кинематических параметров прокатки труб а трёхвалковых клетях непрерывного стана / Б.А. Романцев, С.В. Кондратьев, Н.Е. Панюшкин, А.В. Гончарук, Е.Н. Панюшкин // Производство труб. 2014. — №2. — С. 48-50.
 45. Потапов, И.Н. Технология винтовой прокатки / И.Н. Потапов, П.И. Полухин – 2-е изд. перераб. и доп. - М.: «Металлургия», 1990. – 344 с.
 46. Чикалов, С.Г. Производство бесшовных труб из непрерывнолитой заготовки. / С.Г. Чикалов. — Волгоград: Комитет по печати и информации, 1999. — 416 с.
 47. Пфайфер, Г. Косовалковые и непрерывные трубопрокатные станы/ Г. Пфайфер // Производство труб — М.: Metallurgiya, 1980. — С. 39-50.
 48. Jan Kazanecki. Wytwarzanie rur bez szwu. Krakow: Wydawnictwa AGH, 2003. — 622 с

49. Технология производства труб. / И.Н. Потапов, А.П. Коликов, В.Н. Данченко и др. - М.: Металлургия, 1994, 528 с.
50. Матвеев, Ю.М. Калибровка инструмента трубных станов. / Ю.М. Матвеев, Я.Л. Ваткин. — М.: Металлургия, 1970. — 480 с.
51. Чекмарев, И. А. Разработка научных основ и рациональной технологии непрерывной прокатки труб: автореферат дис. д-ра техн. наук. / И.А. Чекмарев. — Москва, 1978. — 44 с.
52. Чекмарев, И.А. Исследование непрерывной прокатки труб на длинной оправке: автореферат дис. канд. техн. наук. / И.А. Чекмарев. — Днепропетровск, 1960. — 22 с.
53. Опыт калибровки валков непрерывных станов / А.А. Шевченко, Я.Л. Ваткин, А.П. Савкин и др. // Теория, практика и перспективы развития производства бесшовных труб на установках с непрерывными станами. Материалы научно-технической конференции 1967 года. - Д.: ВНИТИ, 1968. - С. 78-83
54. Гулянов Ю.Н., Нодев О.Э., Столетний М.Ф. Рациональная деформация металла в непрерывном стане / Теория, практика и перспективы развития производства бесшовных труб на установках с непрерывными станами. Материалы научно-технической конференции 1967 года— Днепропетровск: ВНИТИ, 1968.-С. 83-88
55. Данченко В.Н. Развитие теории процессов непрерывной прокатки труб // Развитие теории процессов производства труб— Днепропетровск: Системные технологии, 2005. - С. 94-133.
56. Шевченко, А.А. Возможности увеличения производительности непрерывных оправочных станов путем изменения параметров прокатки и перераспределения их по клетям / А.А. Шевченко, А.Н. Кириченко // Производство бесшовных труб — М.: Металлургия, 1975.-№2-С. 35-41.
57. Особенности деформации труб при непрерывной прокатке на длинной оправке / Г.И. Гуляев, И.П. Савкин, И.А. Чекмарев и др. // Производство

- труб: Сб.-М.: Металлургия, 1971, № 2 6 - С. 31-36
58. Исследование деформации трубы при прокатке в круглом калибре на длинной оправке / Я.Л. Ваткин, А.А. Шевченко, Г.И. Гуляев и др. // Обработка металлов давлением. Научные труды ДМЕТИ — М.: Металлургия, 1967, №53.-С. 169-177
59. Вавилкин, Н.М. Особенности кинематических параметров раскатки на непрерывном стане / Н.М. Вавилкин, В.А. Сербин // Изв. вузов. Черная металлургия.— 2006.— № 7.— С. 33-35.
60. Онищенко, И.И. Теория непрерывной прокатки / И.И. Онищенко, П.И. Куценко, А.И. Куценко. — Запорожье: ЗГИА, 1998. — 470 с.
61. Чекмарев, А. П. Теория трубного производства / А.П. Чекмарев, В.М. Дрюян — М.: Металлургия, 1976. — 304 с.
62. Данченко, В.Н. Определение площади поперечного сечения трубы в калибре при прокатке в непрерывном оправочном стане / В.Н. Данченко, В.Н. Колповский. — Днепропетровск, 1978. — 19 с. — Деп. в ин-те «Черметинформация», 1978.
63. Грудев, А.П. Трение и смазки при обработке металлов давлением: Справочник /А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, ВТ. Тилик. - М.: Металлургия, 1982. - 312 с.
64. <http://www.qform3d.ru/>
65. Шевченко, А.А. Непрерывная прокатка труб / А.А. Шевченко. — Харьков: Государственное научно-техническое издательство литературы по чёрной и цветной металлургии, 1954. — 268 с.
66. Редукционные станы / В.П. Анисифоров, Л.С. Зельдович, В.Д. Курганов и др. — М.: Металлургия, 1971. — 256 с.
67. Технология непрерывной безоправочной прокатки труб / Г.И. Гуляев, П.Н. Ившин, И.Н. Ерохин и др. — М.: Металлургия, 1975. — 264 с.
68. Данилов Ф.А. / Горячая прокатка труб / А.Ф. Данилов, А.Э. Глейберг, В.Г. Балакин — М.: Металлургиздат, 1962

69. Богатов, А.А. Исследование влияния коэффициента кинематического натяжения на формоизменение трубы в выпусках калибра при прокатке на короткой оправке / А.А. Богатов, Д.А. Павлов, Е.А. Павлова // Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». — 2015. — №2(15). — С. 96-100.
70. Столетний, М.Ф. Точность труб / М.Ф. Столетний, Е.Д. Клемперт – М.: «Металлургия», 1975, - 240 с.
71. А. С. 357012 СССР. Способ прокатки труб на многоклетьевом стане/Ю. М. Матвеев, Л. И. Зайончик, В. И. Хохряков и др.//Открытия. Изобретения. 1972. № 33. С. 16.
72. Матвеев, Ю. М. Исследование новой калибровки валков непрерывного стана трубопрокатного агрегата 30-102 / Ю.М. Матвеев, Л.И. Зайончик, В.И. Хохряков и др. // Черная металлургия: Бюл. НТИ. — 1972. — № 21 (689). — С. 46 -47.
73. Овчинников, Д.В. Усовершенствованная калибровка валков непрерывного трубопрокатного стана / Д.В. Овчинников, П.Ю. Горожанин, А.Ю. Бодров, Г.А. Орлов, С.Е. Ашканов // Сталь. — 2014. — №9. — С. 50-52.
74. Выдрин, А.В. Компьютерное моделирование скоростного режима непрерывной прокатки труб / А.В. Выдрин, В.В. Широков // Сталь. — 2011. — №2. — С. 56-58.
75. Грудев А.П. / Технология прокатного производства / А.П. Грудев, Л.Ф. Машкин, М.И. Ханин — М.: «Металлургия», 1994, — 656 с.
76. Установки PQF для производства бесшовных труб. — http://www.sms-meer.com/fileadmin/user_upload/pdf/publicationgroup/rohranlagen/PQF_RU_08-13.pdf
77. Восканьянц, А.А. Автоматизированное управление процессами прокатки: учебное пособие / А.А. Восканьянц. — М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2010. — 85 с.
78. Технологическая система CARTA ®. — http://www.sms-meer.com/fileadmin/user_upload/pdf/publicationgroup/rohranlagen/PQF_RU_08-13.pdf

79. Brent, R. P. (1973), "Chapter 4: An Algorithm with Guaranteed Convergence for Finding a Zero of a Function Algorithms for Minimization without Derivatives, Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall, ISBN 0-13-022335-2
80. Richard Brent: Algorithms for Minimization without Derivatives. Dover 2002
81. Press et al: Numerical Recipes in C. Cambridge University Press, 1991
82. Численные методы / Н.Н. Калитин; под ред. А.А. Самарского. — М.: Главная редакция физико-математической литературы изд-ва «Наука», 1978. — 512 с.
83. Программа для ЭВМ «Программный комплекс для расчёта скоростных режимов непрерывного трубопрокатного стана с плавающей оправкой» № 2012613142; заяв. № 2012610671 от 3.02.2012; зарег. в Реестре программ для ЭВМ 02.04.2012 г. (Широков В.В., Выдрин А.В.)
84. Программа для ЭВМ «Программный комплекс для расчёта межклетевых натяжений в непрерывном трубопрокатном стане» № 2010613824; заяв. № 2010611049 от 23.04.2010; зарег. в Реестре программ для ЭВМ 10.06.2010 г. (Выдрин А.В., Широков В.В.)
85. Программа для ЭВМ «Программный комплекс для расчёта скоростных режимов непрерывного трубопрокатного стана с удерживаемой оправкой» № 2012613141; заяв. № 2012610670 от 3.02.2012; зарег. в Реестре программ для ЭВМ 02.04.2012 г. (Широков В.В., Выдрин А.В.)
86. Выдрин, А.В. Теоретический анализ теплового взаимодействия трубы и оправок станов продольной прокатки / А.В. Выдрин, А.О. Малкова // Труды международной научно-технической конференции «Трубы 2009». — Челябинск, 2009. — С. 396-400.
87. Предварительная оценка проблем разнотолщинности труб и определение путей ее решения при производстве труб на ТПА со станом МРМ на заводе IPSCO Tubulars: отчет о НИР (промежуточный): 1.21.1-К-47/10 / ОАО Российский научно-исследовательский институт трубной про-

- мышленности; рук. А.В. Выдрин. – Челябинск, 2010, - 13 с. – Исполн.: Чурбанов В.И.
88. Гуляев Ю.Г. / Методика расчета скоростного режима непрерывной продольной прокатки труб на длинной оправке / Ю.Г.Гуляев, Е.И.Шифрин, Н.А.Максимова–Гуляева, В.В.Бойко, И.П.Бойко, В.С.Олейник, С.В.Кузьменко Теория и практика металлургии. - 2010. - N 3-4. С. 53-57.
89. Hüls, F. Automatisierung des Rohrwalzwerkes der Mannesmannröhren-Werke / Friedrich Hüls, Fritz Kegel, Rolf Kümmerling // Stahl und Eisen. – 1995. – №7. – С. 73-79.
90. Теория, практика и перспективы развития производства бесшовных труб на установках с непрерывными станами. Материалы научно-технической конференции 1967 года. Днепропетровск, Книжное издательство, 1968. – 218 с.
91. Гуляев, Г.И. Обработка металлов давлением / Г.И. Гуляев, П.И. Куценко, И.А. Чекмарев и др. // ДМетИ. Сб. № 58 – М.: Металлургия, 1972. – с. 135-144
92. Шифрин, Е.И. Анализ формоизменения и повышение точности труб при прокатке на непрерывном стане / Е.И. Шифрин, А.В. Выдрин, В.И. Чурбанов, В.В. Широков, А.В. Никитюк, А.К. Беломестнов // Трубное производство. – 2010. – №12(1332). – С. 49-54.
93. Выдрин, А.В. Теоретические основы повышения точности размеров труб при прокатке на непрерывном стане / А.В. Выдрин, В.В. Широков // Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». – 2011. – №14(231). – С. 81-86.
94. Выдрин, А.В. Исследование деформационных, кинематических и энергосиловых параметров процесса непрерывной прокатки бесшовных труб / А.В. Выдрин, В.В. Широков // Черные металлы. – 2012. – №2. – С. 13-19.

Приложение А

Календарный план и акт сдачи-приёмки научно-исследовательских работ

ДОПОЛНИТЕЛЬНОЕ СОГЛАШЕНИЕ №3
от «29» октября 2010 г. к договору
№1.21.1-К-47/10 от «29» января 2010 г.

ADDITIONAL AGREEMENT NUMBER 3
from "29" October 2010 to the
agreement number 1.21.1-K-47/10 from the "29"
of January 2010

IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C., США,
именуемый в дальнейшем Заказчик в лице
Председателя Голицына Петра Дмитриевича
с одной стороны и Открытое акционерное
общество «Российский научно-
исследовательский институт трубной
промышленности» (ОАО «РОСНИТИ»),
именуемое в дальнейшем Исполнитель в лице
Генерального директора Пышминцева
Игоря Юрьевича, с другой стороны
заключили настоящее соглашение о
нижеизложенном:

IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C., the USA,
hereinafter referred to as Customer in the person of
the Chairman Mr. Galitzine Peter Dimitri on one
side and Open Stock Company "The Russian
Research Institute of The Tube and Pipe
Industries" (JSC ROSNITI), named further on as
Executive in the person of the General director
Mr. Pyshmintsev Igor Yurievich, on the other
side, have completed an agreement as follows:

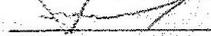
1. Сроком окончания этапа №2 назначить
декабрь 2010 года.
2. Сроком окончания этапа №3 назначить
февраль 2011 года.
3. По всем остальным пунктам, не
затронутым в настоящем
дополнительном соглашении,
сохраняются условия основного
договора №1.21.1-К-47/10 от 29.01.2010
г.
4. Настоящее дополнительное соглашение
составлено в двух экземплярах, имеющих
одинаковую юридическую силу, по
одному для каждой стороны, и является
неотъемлемой частью договора №1.21.1-
К-47/10 от 29.01.2010 г.
5. Настоящее соглашение вступает в силу с
даты его подписания обеими сторонами.
6. Календарный план является
неотъемлемой частью настоящего
дополнительного соглашения
(приложение).

1. To set December 2010 as a finishing data of
the work phase #2.
2. To set February 2011 as a finishing date of
the work phase #3.
3. On all other items not covered in the given
additional agreement, all the items of the
main contract number 1.21.1-K-47/10 from
29.01.2010 are left unchanged.
4. The present additional agreement is made in
two copies having a same legal force, one
for each of the parties and is considered to
be an integral part of the contract number
1.21.1-K-47/10 from 29.01.2010.
5. The present agreement comes into force
upon signature on the part of both parties.
6. The work schedule integral part of the
present additional agreement (appendix)

ИСПОЛНИТЕЛЬ
Генеральный директор ОАО «РОСНИТИ»


И.Ю. Пышминцев

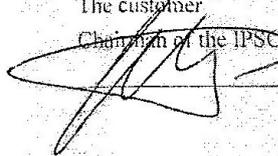
Executive
General director of the Open Stock Company "The
Russian Research Institute of The Tube and Pipe
Industries" (JSC ROSNITI)


I.Yu. Pyshmintsev

ЗАКАЗЧИК
Председатель IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C.


П.Д. Голицын

The customer
Chairman of the IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C.
P.D. Galitzine



Приложение
к дополнительному соглашению №3
к договору №1.21.1-К-47/10
от «29» января 2010 г.

Appendix
to the additional agreement No. 3
to the Agreement No. 1.21.1-K-47/10
Date: January 29, 2010

КАЛЕНДАРНЫЙ ПЛАН
выполнения НИР по теме:
«Разработка методики анализа процесса
непрерывной прокатки труб и
технических предложений,
обеспечивающих повышение точности
геометрических размеров труб и
улучшение качества поверхности»

WORK SCHEDULE
for performing research and development works
on the following subject:
“Development of analysis technique for
continuous pipe rolling process and
technology ensuring enhanced precision of
pipe dimensions and improved surface
quality”

Наименование работ и основных этапов выполнения Name of works and main work phases	Срок выполнения Timeframes	Результаты работы, чем заканчивается этап Results of work (deliverables)	Цена этапа Cost of work phase	
			S. USD	% к дог. Цене % of the agreement value
1. Сбор и анализ теоретической и практической информации об общих особенностях процесса непрерывной прокатки и об особенностях процесса непрерывной прокатки на заводе в г. Эмбридж 1. Collection and analysis of theoretical and practical information on general characteristic features of continuous pipe rolling and on characteristic features of continuous pipe rolling at the plant in Ambridge	Январь- Март 2010 January-April 2010	Аналитическая справка, определяющая возможность получения положительного результата и направление дальнейших исследований Analytical note specifying the possibility of obtaining a positive result and further research trends	29520	35,0

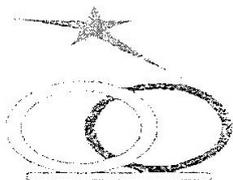
Наименование работ и основных этапов выполнения Name of works and main work phases	Срок выполнения Timeframes	Результаты работы, чем заканчивается этап Results of work (deliverables)	Цена этапа Cost of work phase	
			\$. USD	% к дог. Цена % of the agreement value
<p>2. Разработка методики расчета калибровки вальков, энергословых параметров, температурного и скоростного режимов непрерывных станов оправочной и безоправочной прокатки труб и технических предложений по повышению точности геометрических размеров труб и уменьшению количества дефектов поверхности. Опытное опробование новой технологии в промышленных условиях, обработка полученной информации и оценка соответствия результатов поставленным целям</p> <p>2. Development of techniques for calculating roll calibration, power parameters, temperature and speed conditions for continuous rolling mills for mandrel and mandrelless rolling processes; development of technical proposals for enhancing the precision of pipe dimensions and reducing the surface defects. Testing the new technology in the production environment, procession of obtained information and assessment of the compliance of the results with the specified objectives.</p>	<p>Март-Декабрь 2010</p> <p>March-December 2010</p>	<p>Промежуточный отчет и программный продукт для автоматизированного расчета технологических параметров процесса прокатки</p> <p>Interim report and software product for automated calculation of process parameters for pipe rolling process</p>	40704	48.0
<p>3. Анализ результатов работы в целом. Подготовка отчетной научно-технической документации</p> <p>3. General analysis of the results of works. Preparation of the reporting scientific and technical documentation</p>	<p>Декабрь 2010-Февраль 2011</p> <p>December 2010-February 2011</p>	<p>Заключительный отчет</p> <p>Final report</p>	14466	17.0
<p>Всего по договору</p> <p>Total cost of works performed under the Agreement</p>			84690	100.0

ИСПОЛНИТЕЛЬ

Генеральный директор ОАО «РосНИТИ»
И.Ю. Пышмилцев

ЗАКАЗЧИК

Председатель IPSCO Korpi Tubulars L.L.C.
П.Д. Голицын



Открытое акционерное общество
«РОССИЙСКИЙ НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ
ИНСТИТУТ ТРУБНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ»

ОАО «РОСНИТИ»

Contractor: ROSNITI JSC

Contractor Address: 30, Novorossiyskaya Street, Chelyabinsk, 454139, Russia

INN (Taxpayer's Id. No.) 7449013537

KPP (Tax Registration ReasonCode) 744901001

Swift code: SABRUMMEA 1

Bank: SBERBANK, URALSKY HEAD OFFICE, EKATERINBURG,

Bank Address: 38, AGALAKOVA STREET CHELYABINSK, RUSSIA

Settlement account 40702840372001027573

Correspondent account 30101810700000000602

BIC 047501602

INVOICE **No. 1388** **DATE** 09 december 2010

Customer: IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C.

Customer Address: 6403 6th Avenue Koppel PA 16136 United States

Federal Tax ID#: 25-1635833

No.	Name of works and main work phases	% of the agreement value	Total cost of works (\$, USD)	Cost of work (\$, USD)
1	Agreement No.1.21.1-K-47/10 January 29, 2010 "Development of analysis technique for continuous pipe rolling process and technology ensuring enhanced precision of pipe dimensions and improved surface quality" Phase 2: Development of techniques for calculating roll calibration, power parameters, temperature and speed conditions for continuous rolling mills for mandrel and mandrelless rolling processes; development of technical proposals for enhancing the precision of pipe dimensions and reducing the surface defects. Testing the new technology in the production environment, procession of obtained information and assessment of the compliance of the results with the	48	84,690.00	40,704 00x0.75 = 30,528.00
Total:				30,528.00

TOTAL: \$ 30,528.00 (thirty thousand five hundred and twenty eight) US dollars.

General Director of ROSNITI JSC  (I. Yu. Pyshmintsev)

ИСПОЛНИТЕЛЬ

Открытое акционерное общество "Российский научно-исследовательский институт трубной промышленности"

(ОАО "РосНИТИ")
ИНН 7449013537 КПП 744901001
ОГРН 1027402694879
454139 Россия, г. Челябинск,
ул. Новороссийская дом 30

ЗАКАЗЧИК

IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C.
6403 6th Avenue Koppel PA 16136 United States
Federal Tax ID# 25-1635833

Акт сдачи-приемки научно-исследовательских работ

№ 343 от 09 декабря 2010 года
по договору №1.21.1-К-47/10 от 29 Января 2010 года

«Разработка методики анализа процесса непрерывной прокатки труб и технологии, обеспечивающей повышение точности геометрических размеров труб и улучшение качества поверхности»

Исполнитель - ОАО "РосНИТИ", РФ, в лице Генерального директора Пышминцева Игоря Юрьевича с одной стороны

и Заказчик - IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C. в лице представителя Галицина Петра Дмитриевича с другой стороны, составили настоящий акт о том, что 2 этап работы выполнен в соответствии с договором полностью и в срок. Заказчик претензий по объему, качеству и сроку выполнения работы не имеет.

Общая стоимость работ по договору: 84 690 и 00/100 долларов США

Стоимость ранее выполненных работ: 29 520 и 00/100 долларов США

Краткое описание выполненных работ:

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ РАСЧЕТА КАЛИБРОВКИ ВАЛКОВ, ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ, ТЕМПЕРАТУРНОГО И СКОРОСТНОГО РЕЖИМОВ НЕПРЕРЫВНЫХ СТАНОВ ОПРАВОЧНОЙ И БЕЗОПРАВОЧНОЙ ПРОКАТКИ ТРУБ И ТЕХНИЧЕСКИХ ПРЕДЛОЖЕНИЙ ПО ПОВЫШЕНИЮ ТОЧНОСТИ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ РАЗМЕРОВ ТРУБ И УМЕНЬШЕНИЮ КОЛИЧЕСТВА ДЕФЕКТОВ ПОВЕРХНОСТИ. ОПЫТНОЕ ОПРОБОВАНИЕ НОВОЙ ТЕХНОЛОГИИ В ПРОМЫШЛЕННЫХ УСЛОВИЯХ. ОБРАБОТКА ПОЛУЧЕННОЙ ИНФОРМАЦИИ И ОЦЕНКА СООТВЕТСТВИЯ РЕЗУЛЬТАТОВ ПОСТАВЛЕННЫМ ЦЕЛЯМ

Стоимость работ 2 этапа 40 704 и 00/100 долларов США

Полученный аванс: 10 176 и 00/100 долларов США

Следует к оплате за 2 этап работ: 30 528 и 00/100 долларов США

ИСПОЛНИТЕЛЬ

работы 2 этапа сдал
Генеральный директор ОАО "РосНИТИ"

Пышминцев И Ю

ЗАКАЗЧИК

работы 2 этапа принял
Председатель IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C.

Галицин П Д

CONTRACTOR:

Open Joint-Stock Company "The Russian Research Institute of The Tube and Pipe Industries" (JSC ROSNITI)

Taxpayer's Id. No. 7449013537

Tax Registration Reason Code 744901001

30, Novorossiyskaya Street, Chelyabinsk, 454139, Russia

CUSTOMER:

IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C.

6403 6th Avenue Koppel PA 16136 United States

Federal Tax ID#: 25-1635833

Handover Certificate

№343 from 09 december 2010

Under agreement №1.21.1-K-47/10

Date: January 29, 2010

"Development of analysis technique for continuous rolling process and technology ensuring enhanced precision of pipe dimensions and improved surface quality"

Contractor JSC ROSNITI, RU, represented by General director Mr. Pyshmintsev Igor Yurievich of the first part and Customer IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C., represented by Chairman Mr. Galitzine Peter Dimiri of the second part draw up this handover certificate indicative that 2 phase of work have performed in accordance with agreement completely and in time. Customer have not reclamations, concerning value, quality and time frame

Cost of work under this agreement is 84690 and 00/100 USD.

Cost of the before performed work is 29520 and 00/100 USD

Brief description of performed work:

Development of techniques for calculating roll calibration, power parameters, temperature and speed conditions for continuous rolling mills for mandrel and mandrelless rolling processes; development of technical proposals for enhancing the precision of pipe dimensions and reducing the surface defects. Testing the new technology in the production environment, procession of obtained information and assessment of the compliance of the results with the specified objectives

First phase cost: 29 520 and 00/100 USD

Prepayment: 10 176 and 00/100 USD

Sums to be transferred: 22 140 and 00/100 USD

CONTRACTOR:

Work of 1 phase hand over
General director JSC ROSNITI

Pyshmintsev I.Yu.

CUSTOMER:

Work of 1 phase accept
Chairman IPSCO Koppel Tubulars, L.L.C.

Galitzine P.D.

Приложение Б

Акт об использовании результатов диссертационной работы на АО «ВТЗ»

«УТВЕРЖДАЮ»
 Для Главного инженер АО «ВТЗ»
 документов
 _____ Н.В. Трутнев
 «___» _____ 2015 г.



АКТ

об использовании результатов диссертационной работы

В процессе выполнения договора НИР № 1.21.1-К-137/14 «Анализ и совершенствование калибровки валков непрерывного стана и стана-извлекателя, применяемых при прокатке труб тонкостенного сортамента» специалистами ОАО «РосНИТИ» предложена новая система калибровки валков непрерывного стана ТПА 159-426 АО «Волжский трубный завод». Для анализа скоростных режимов существующей и предложенной калибровки валков была использована методика расчёта, созданная на основе математической модели очага деформации, разработанной заведующим лабораторией моделирования технологических процессов ОАО «РосНИТИ» Широковым В.В. в рамках подготовки диссертационной работы на соискание степени кандидата наук.

Настоящим актом подтверждаем, что разработанные скоростные режимы непрерывных станов ТПА 159-426 АО «Волжский трубный завод» приняты к промышленному опробованию.

Главный прокатчик АО «ВТЗ» _____



В.В. Ананян

Начальник лаборатории
прокатки труб ЦЗЛ АО «ВТЗ» _____

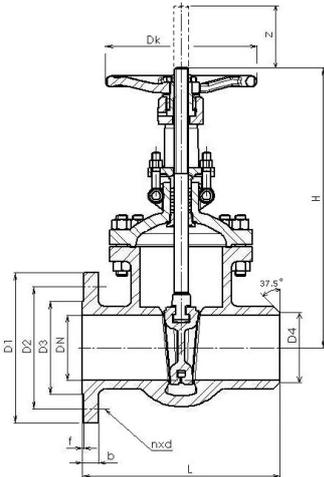
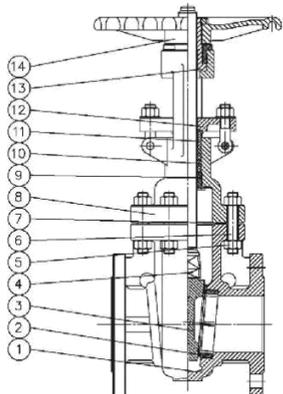


А.В. Никляев

Приложение Г

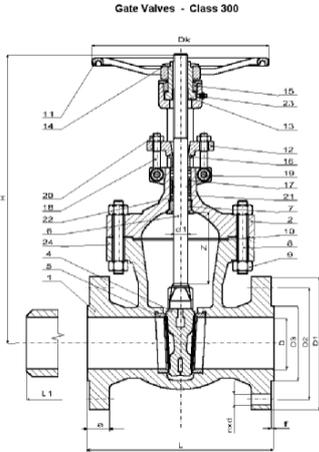
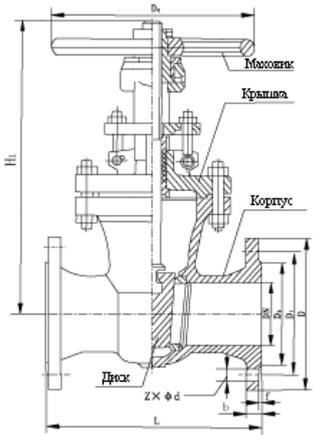
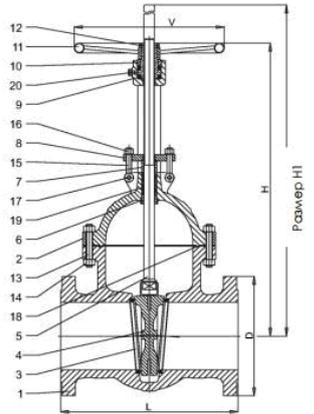
Запорная арматура по стандартам ANSI и DIN

Таблица Г.1. Запорная арматура по стандартам ANSI и DIN

Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
API–стандарты API (American Petroleum Institute, Американский институт нефти) ASME–стандарты ASME (American Society of Mechanical Engineers, Американское общество инженеров-механиков EN – европейские стандарты)					
Задвижки					
Задвижка клиновья KDS -01476 (8 видов исполнения)	2, 2½, 3, 4, 6, 8, 16, 18, 20, 24	150, 300, 600, 900, 1500, 2500	WCВ	API 600	
			от -29-400°С; WCВ от -20-593°С; LCB, LCC, WC6, C5, C12, CF8M	(ISO 10434) Испытания по стандарту API 598 (ISO 5208)	
Задвижки стальные фланцевые с приварными встык концевыми соединениями (тип – см. источник)	1, 1¼, 1½, 2, 2½, 3, 4, 6, 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20, 24, 26, 28, 30, 32, 34, 36, 38, 40, 42	150, 300, 600, 900, 1500, 2500	коррозионостойкие марки сталей	API STD 600	

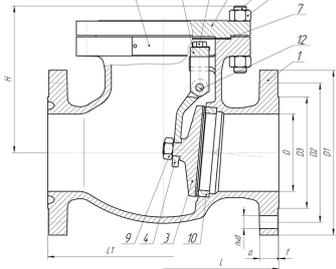
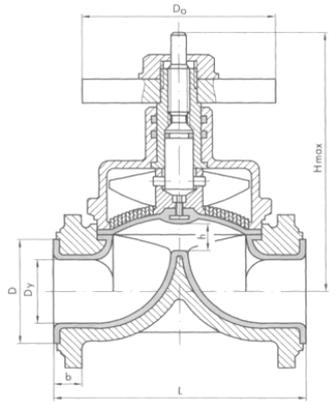
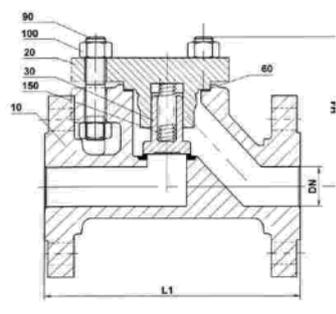
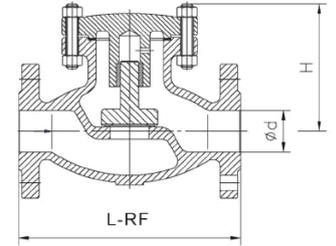
Продолжение на следующей странице

Таблица Г.1 – Продолжение

Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
Задвижки фланцевые или под приварку с несуженным протоком и упругим клином С 09.2	2, 2½, 3, 4, 6, 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20, 24, 26, 28, 30, 32, 34, 36	150, 300, 600, 900, 1500,	ASTM A 216 WCB, ASTM A 352 LCC, ASTM A 352 LCB, ASTM A 217 WC6, ASTM A 217 C5, ASTM A 217 C12	API 600 и BS 1414	
Задвижки стальные JHS Z41H	1¼, 1½, 2, 2½, 3, 4, 6, 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20, 24	150, 300, 600	коррозионостойкие марки сталей	ASME/ANSI B16.10 и DIN 3202	
Задвижка клиновья с крышкой на болтах (тип – см. источник)	2 – 48, 2 – 40, 2 – 24, 2 – 12	150, 300, 600, 900, 1500, 2500	Материалы по: ASTM: WCB, LCB, C5, C12, CF8, CF8C, CF8M, CF3M, WC6	ASME, API 600	

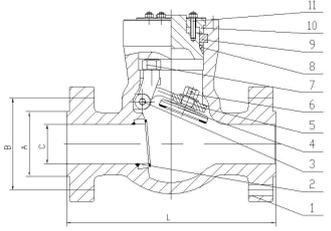
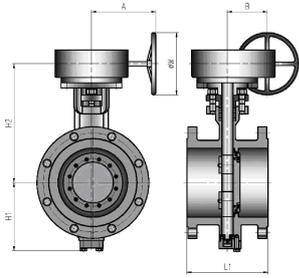
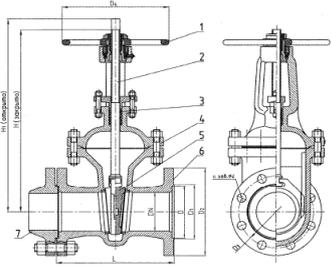
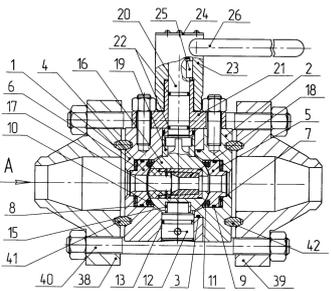
Продолжение на следующей странице

Таблица Г.1 – Продолжение

Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
Клапаны (Затворы)					
Клапаны обратные поворотные (Затворы обратные)	2, 3, 4, 6, 8	150, 300, 600, 900	ASTM A216 WCB ASTM A352 LCB ASTM A351 CF8 ASTM A351 CF8M	API 6D ASME B 16.34	
Клапаны мембранные, запорные, регулирующие SDV	1/2–8	150	углеродистая и нержавеющая сталь	ASME/ANSI B16.34, EN 12 516-1 Строительная длина EN 558-1, ASME/ANSI B16.10	
Клапан обратный C09 3	3/8–12	150, 300, 600, 900, 1500, 2500	углеродистая и нержавеющая сталь	EN 12 516-1 Строительная длина EN 558-1, EN 12 982	
Затвор обратный C09 4	1/2–56	150, 300, 600, 900, 1500, 2500	углеродистая и нержавеющая сталь	ASME/ANSI B16.34, API 6D Строительная длина ASME/ANSI B16.10, EN 558-2, EN 12 982	

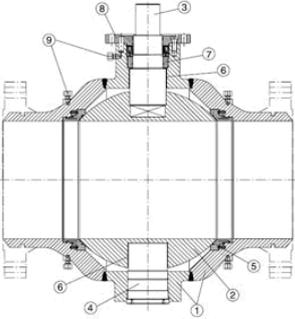
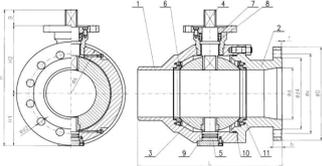
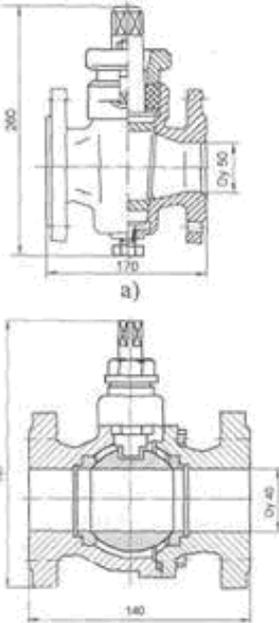
Продолжение на следующей странице

Таблица Г.1 – Продолжение

Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
Затвор обратный C09 5	4-54	150, 300, 600	углеродистая и нержавеющая сталь	API 6D, ASME/ANSI B16.34 Строительная длина ASME/ANSI B16.10, EN 558-2, EN 12 982	
Затвор поворотный TE BTF	2-80	150, 300, 600	углеродистая и нержавеющая сталь	API 609, ASME/ANSI B16.34, EN 12 516-1 Строительная длина ASME/ANSI B16.10, API 609, EN 558-1, DIN 3202, EN 12 982	
Краны					
Кран шаровой (с выдвижным шпинделем) КО	1/2-30	150, 300, 600, 900, 1500, 2500	углеродистая и нержавеющая сталь	API 608, API 6D, ASME/ANSI B16.34 Строительная длина ASME/ANSI B16.10, EN 558-2, EN 12 982	
Кран шаровой регулирующий К86	1/2-20	150, 300, 600	углеродистая и нержавеющая сталь	EN 12 516-1 EN 558-2, EN 12 982	

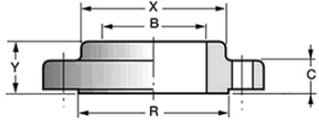
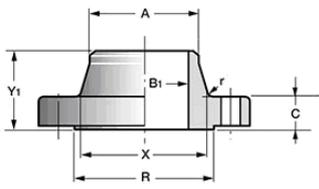
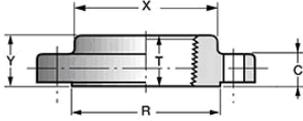
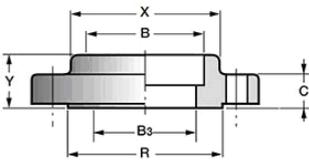
Продолжение на следующей странице

Таблица Г.1 – Продолжение

Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
Кран шаровой (шар на цапфах) К84	1/8–20	150, 300, 600, 900, 1500, 2500	углеродистая и нержавеющая сталь	API 608, API 6D, ASME/ANSI B16.34 Строительная длина ASME/ANSI B16.10, EN 558-2, EN 12 982	
Кран шаровой с плавающим шаром К83	1/8–20	150, 300, 600, 900, 1500, 2500	углеродистая и нержавеющая сталь	API 608, API 6D, ASME/ANSI B16.34 Строительная длина ASME/ANSI B16.10, EN 558-2, EN 12 982	
Кран конусны КК	1/2–60	150, 300, 600, 900, 1500, 2500	углеродистая и нержавеющая сталь	EN 12 516-1, ASME/ANSI B16.34 Строительная длина EN 12 982, ASME/ANSI B16.10	

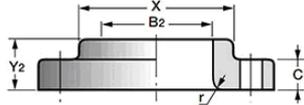
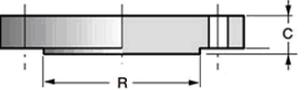
Продолжение на следующей странице

Таблица Г.1 – Продолжение

Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
Фланцы					
Фланцы стальные плоские приварные FlangesSlip On (Flange SO)	1/2–60	150–2500 75–350	A105, A181, A352	ANSI B 16.5 ANSI B 16.47	
Фланцы воротниковые (стальные приварные встык) Welding Neck Flanges (WN, Weld Neck)	1/2–60	150–2500 75–900	A105, A181, A352	ANSI B 16.5 ANSI B 16.47	
Фланцы с впадиной под сварку (раструбные фланцы) Socket Weld Flanges (SW)	1/2–24	150–1500	A105, A181, A352	ANSI B 16.5	
Фланцы стальные резьбовые (фланцы с резьбой Threaded (Screwed, ST) Flanges	1/2–3	150–1500	A105, A181, A352	ANSI B 16.5	

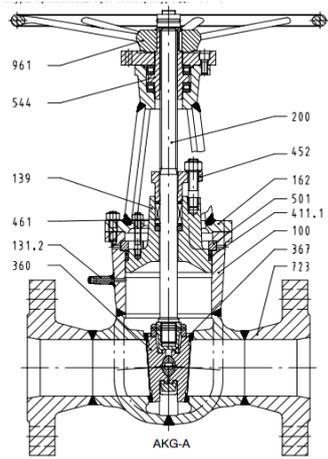
Продолжение на следующей странице

Таблица Г.1 – Продолжение

Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
Фланцы приварные внахлест (фланцы с соединением внахлест, фланцы свободные Lap Joint (LJ, Lapped Flange))	1/2–24	150–1500	A105, A181, A352	ANSI B 16.5	
Заглушки фланцевые стальные Blind (Blank) Flange	1/2–60	150–2500 75–900	A105, A181, A352	ANSI B 16.5 ANSI B 16.47	

DIN–стандарты Немецкого института стандартизации

Задвижки

Задвижка клиновая стальная АКГ-А	От 80 до 300	63, 100 160	P 250 GH(1.0460) до 450°C; 13 Cr Mo 4-5 (1.7335) до 550°C	Длины согласно DIN 2636 DIN 3202/1 (PN 160); DIN 3202/T2; EN 558-1/26 (PN63-100)	
----------------------------------	--------------	----------------	---	--	---

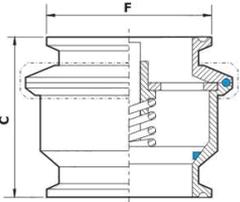
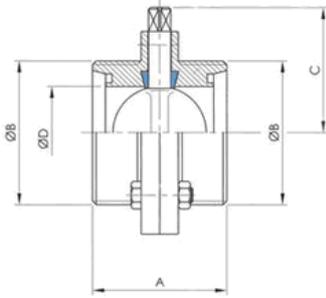
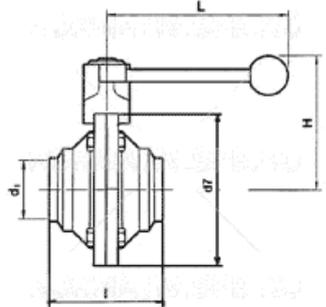
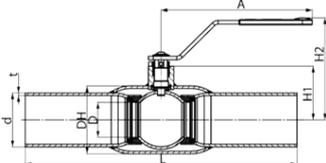
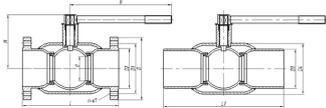
Продолжение на следующей странице

Таблица Г.1 – Продолжение

Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
Задвижка клиновая стальная AKGS-A	От 80 до 250	63, 100 160	P 250 GH(1.0460) до 450°C; 13 Cr Mo 4-5 (1.7335) до 550°C	Длины согласно DIN 2636 DIN 3202/1 (PN 160); DIN 3202/T2; EN 558-1/26 (PN63-100)	
Задвижка клиновая KNV – 1.7379–1476	От 50 до 1000	63, 100 160	P 250 GH(1.0460) до 450°C; 13 Cr Mo 4-5 (1.7335) до 550°C	Длины согласно DIN 2636 DIN 3202/1 (PN 160); DIN 3202/T2; EN 558-1/26 (PN63-100)	
Задвижка клиновая с крышкой на болтах (тип – см. источник)	50-1400 50-1000 50-600 50-400	63, 100 160	Материалы по EN 10213 – DIN: 1.0619 – G20MnNi; 1.7357 – G17CrMo5 1.5419 – G20Mo5; 1.7379 – GX17CrMo 9-10	Класс А по стандарту ISO 5208 у задвижек DN50 – DN125, при больших диаметрах протечки минимальные, соответствуют классу В по стандарту ISO 5208. DIN 3352, DIN 3840	

Продолжение на следующей странице

Таблица Г.1 – Продолжение

Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
Клапаны (Затворы)					
Клапан обратный (тип – см. источник)	25, 32, 40, 50, 65, 80, 100	От 6 до 10	AISI 304, AISI 316L	DIN 11851	
Затвор дисковый	От 15 до 125	6	AISI 304, AISI 304L	DIN 11851	
Краны					
Кран шаровый с резьбовым соединением	От 15 до 100	от 1 до 63	AISI 316	DIN 11851	
Кран шаровый под сварку АН-30	50	от 1 до 63	AISI 316	DIN 11851	
Кран шаровый неполнопроходной	От 10 до 65	от 1 до 63	AISI 316	DIN 11851	

Продолжение на следующей странице

Таблица Г.1 – Продолжение

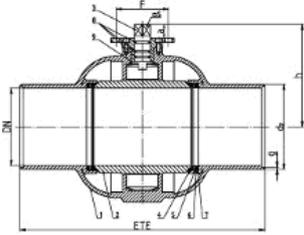
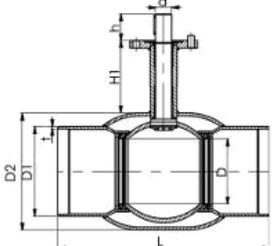
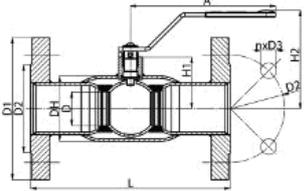
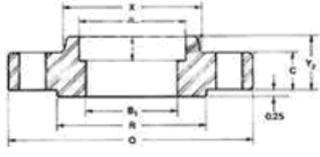
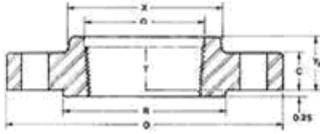
Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
Кран шаровый полнопроходной	От 10 до 65	от 1 до 63	AISI 316	DIN 11851	
Кран шаровый приварной	От 10 до 100	от 1 до 63	AISI 316	DIN 11851	
Кран шаровый фланцевый	От 15 до 100	от 1 до 63	AISI 316	DIN 11851	
Фланцы					
Фланцы стальные плоские приварные FlangesSlip On (Flange SO) тип 01	От 15 до 4000		AISI 321	DIN EN 1.4878, 1.4541	

Таблица Г.1 – Продолжение

Элемент запорной арматуры, тип	DN, дюймы	Класс	Материал корпуса	Стандарт	Чертеж
Фланцы с впадиной под сварку (раструбные фланцы) Socket Weld Flanges (SW) тип 04	От 15 до 4000		AISI 321	DIN EN 1.4878, 1.4541	
Фланцы стальные резьбовые (фланцы с резьбой Threaded Flanges) тип 13	От 15 до 4000		AISI 321	DIN EN 1.4878, 1.4541	
Фланцы приварные внахлест (фланцы с соединением внахлест, фланцы свободные Lap Joint (LJ, Lapped Flange) тип 12	От 15 до 4000		AISI 321	DIN EN 1.4878, 1.4541	
Заглушки фланцевые стальные Blind (Blank) Flange. тип 05	От 15 до 4000		AISI 321	DIN EN 1.4878, 1.4541	