

Министерство образования и науки Российской Федерации
Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего
образования
«ЮЖНО-УРАЛЬСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ УНИВЕРСИТЕТ
(национальный исследовательский университет)»
Политехнический институт
Факультет Материаловедения и металлургических технологий
Кафедра процессов и машин обработки металлов давлением

ПРОЕКТ ПРОВЕРЕН
Рецензент

Н.В. Никитина

“ _____ ” _____ 2017 г.

ДОПУСТИТЬ К ЗАЩИТЕ
Заведующий кафедрой

_____ В.Г. Шеркунов

“ _____ ” _____ 2017 г.

Тема работы: «Разработка технологических режимов прокатки трубной
заготовки на стане 2000 ОАО «ММК»»

**ПОЯСНИТЕЛЬНАЯ ЗАПИСКА
К ВЫПУСКНОЙ КВАЛИФИКАЦИОННОЙ РАБОТЕ
ЮУрГУ-22..04.02-2017-00.00.00 ПЗ**

Руководитель работы:
Л.В. Радионова _____ /

Автор работы
Д.С. Ткаченко _____ /

студент группы П-244

Челябинск
2017

АННОТАЦИЯ

Ткаченко Д.С. Разработка технологических режимов прокатки трубной заготовки из стали марки X70 на стане 2000 Магнитогорского металлургического комбината. – Челябинск: ЮУрГУ, П, 2017, 91с., библиогр. список – 49 наим.

Дипломная работа посвящена исследованию технологических режимов прокатки.

Объектом исследования проекта является стан 2000 ОАО «ММК».

Целью дипломной работы является разработка технологических режимов прокатки трубной заготовки из стали марки X70.

В первой главе рассмотрен объект исследования – стан 2000 ОАО «ММК» и исследуемая марка стали X70 для трубной заготовки.

Во второй главе проведен обзор актуальных математических моделей для расчета энергосиловых параметров прокатки.

В третьей главе произведена разработка новой методики расчета энергосиловых параметров на стане 2000 ОАО «ММК».

В четвертой главе представлено исследование влияния основных технологических факторов на энергосиловые параметры процесса горячей прокатки в разработанной математической модели.

В пятой главе рассмотрены результаты расчетов режимов прокатки проведенных с помощью разработанной математической модели.

Заключение посвящено основным выводам и анализу разработанной математической модели.

Оглавление

ВВЕДЕНИЕ.....	7
1.ЛИТЕРАТУРНЫЙ ОБЗОР.....	8
1.1 Обзор стана 2000 ОАО «ММК».....	8
1.2 Анализ сталей класса прочности X70 (K60).....	17
1.3 Основные принципы выбора технологических режимов прокатки листа.....	25
1.4 Общий вид и обзор математических моделей энергосиловых параметров прокатки.....	36
Выводы по главе 1.....	42
2. ОБЗОР МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОКАТКИ.....	44
2.1. Математическая модель энергосиловых параметров прокатки чистой группы клетей.....	44
2.2.Распределение напряжений трения.....	48
2.3.Обзор модели расчета сопротивления деформации.....	49
2.4. Обзор модели расчета нормальных контактных напряжений.....	51
2.5. Обзор модели расчета среднего усилия прокатки и контактных напряжений.....	53
2.6. Обзор модели расчета мощности прокатки.....	54
2.7. Обзор модели расчета момента и мощности главного привода.....	57
Выводы по главе 2.....	61
3. РАЗРАБОТКА НОВОЙ МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ НА СТАНЕ 2000 ММК.....	63
3.1 Моделирование расчета режимов обжатия и формоизменения металла на стане 2000 ММК.....	63
3.2 Моделирование расчета момента прокатки.....	64
Выводы по главе 3.....	67

4. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ОСНОВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ.....	68
4.1 Влияние относительного обжатия.....	69
4.2 Влияние температуры подката.....	70
Выводы по главе 4.....	73
5. РАЗРАБОТКА РЕЖИМОВ ПРОКАТКИ ТРУБНОЙ ЗАГОТОВКИ ИЗ СТАЛИ МАРКИ Х70.....	74
Выводы по главе 5.....	83
6. ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ НОВОЙ МЕТОДИКИ ЭНЕРГОСИЛОВОГО РАСЧЕТА ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ.....	84
6.1. Оценка точности методики.....	84
6.2. Сопоставительный анализ точности новой методики энергосилового расчета и наиболее распространенной из существующих методик.....	86
Выводы по главе 6.....	88
ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....	89
БИблиОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК.....	91

ВВЕДЕНИЕ

Сортамент широкополосных станов горячей прокатки претерпел в последнее время существенные изменения: минимальная толщина горячекатаных стальных полос снизилась с 1,8-2,0 мм до 0,8-1,2 мм. Для расширения сортаментной базы на стане 2000 ОАО «ММК» была предложена разработка режимов прокатки заготовок для труб большого диаметра. Заготовки удовлетворяющие такие требования производятся на широкополосных станах 5000. Прокатка трубных заготовок на стане 2000 сделает трубы более дешевыми по изготовлению и снизит нагрузка на широкополосных станах 5000.

Эффективное решение этих проблем возможно на основе разработанной методики энергосилового расчета непрерывного широкополосных станов горячей прокатки 2000.

Главной задачей является разработка новой методики энергосилового расчета процесса горячей прокатки, отвечающей современным условиям, с целью внедрения ее в инженерную и технологическую практику представляется весьма актуальной и целесообразной.

Так же необходимые условия при выполнении работы:

- исследовать с использованием ЭВМ влияния основных параметров стана и процесса горячей прокатки на структурные и энергосиловые параметры очагов деформации;
- предложить и испытать усовершенствованные режимы горячей прокатки для трубных заготовок из стали марки X70, обеспечивающие снижение расхода энергии при прокатке и повышение точности размеров горячекатаных полос.

1. ЛИТЕРАТУРНЫЙ ОБЗОР

1.1 Обзор стана 2000 ОАО «ММК»

Непрерывный широкополосный стан 2000 горячей прокатки предназначен для производства горячекатаных полос из углеродистых и низколегированных марок сталей. Состоит из:

- участка подачи слябов к печам и загрузки слябов;
- черновой группы оборудования;
- секции промежуточного рольганга и летучих ножниц;
- чистовой группы оборудования;
- уборочной группы оборудования.

Основной агрегат листопрокатного цеха №10 ОАО «ММК» - непрерывный широкополосный стан «2000» - позволяет получать листовой прокат толщиной 1,5-2,0 мм и шириной 900-2000 мм со смоткой в рулон. На специальном оборудовании производится порезка рулонов в листы и роспуске штрипсы. Имеется оборудование для получения двух-трехслойной стали с основным слоем из углеродистых и низколегированных марок стали и плакирующим слоем из нержавеющей и инструментальных марок. Такой металл может заменить нержавеющие стали в судостроении, вагоностроении, сельскохозяйственном и пищевом машиностроении.

Стан 2000 конструкции НКМЗ предназначен для горячей прокатки стальной полосы шириной 1000-1850 мм и толщиной 1,2-16 мм из литых слябов толщиной 230-300 мм, длиной 10,5 м, массой до 36 т, получаемых на машинах непрерывного литья заготовок (МНЛЗ). Максимальная скорость прокатки 27 м/с (предусмотрена возможность увеличения массы сляба до 45 т и скорости прокатки до 30 м/с) (рисунке 1.1).

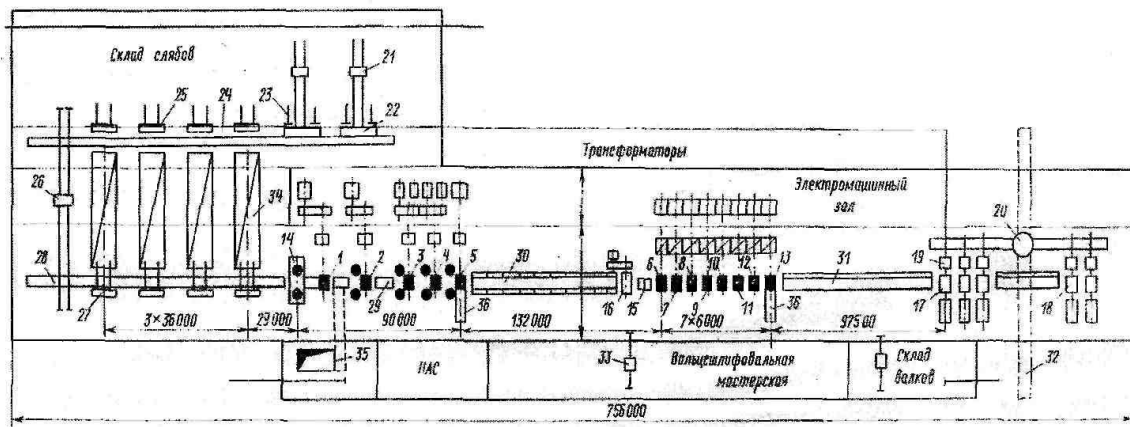


Рисунок 1.1 - План расположения оборудования цеха горячей прокатки с непрерывным широкополосным станом 2000 Рабочие черновые клетки: 1 - двухвалковая; 2 - универсальная четырехвалковая; 3, 4, 5, 6 - непрерывная трехклетевая группа универсальных четырехвалковых клеток. Рабочие чистовые клетки: 7-13 - непрерывная чистовая группа; 14 - вертикальная черновая двухвалковая клетка - окалиноломатель; 15 - чистовой окалиноломатель; 16 - летучие барабанные ножницы; 17 - моталки для полосы толщиной 1,2-4 мм; 18 - моталки для полосы толщиной 4-16 мм; 19 - тележка с кантователем рулонов; 20 - поворотный стол для рулонов; 21 - тележка для слябов; 22 - подъемный стол; 23 - сталкиватель слябов; 24 - печной загрузочный рольганг, 25 - толкателя печные; 26 - тележка для передачи слябов; 27 - прнебынк слябов на печи; 28 - печной разгрузочный рольганг, 29 - рольганги черновых клеток; 30 - промежуточный рольганг; 31 - отводящие душирующие рольганги; 32 - транспортеры рулонов; 33 - передаточные тележки; 34 - нагревательные печи с шагающими балками; 35 - яма для сбора окалины; 36 - устройство для комплектной смены валков

Со склада слябы подаются краном с клещевым захватом (масса стопы слябов 120 т) на загрузочные тележки, которые транспортируют их к подъемным столам; слябы по одному сталкиваются речными толкателями на рольганг, взвешиваются на весах и толкателями загружаются в печи. Предусмотрена также возможность подачи слябов к печам, минуя склад при помо-

щи поперечного загрузочного устройства. На стане 2000 для нагрева слябов до 1250°С применены четыре методические печи с шагающими балками.

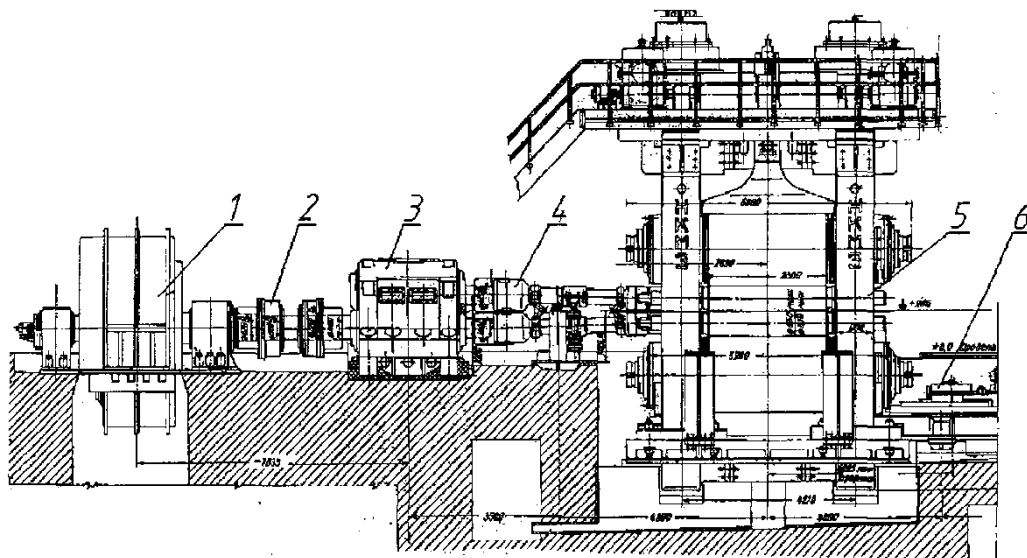


Рисунок 1.2 - Главная линия стана 2000 горячей прокатки: 1- электродвигатель; 2 - зубчатая муфта; 3 - шестеренная клеть; 4 - универсальный шпиндель; 5 - рабочая клеть; 6 - тележка для перевалки валков

Черновая группа клетей состоит из вертикального окалиноломателя (ВОЛ), горизонтальной клетки «ДУО», пяти универсальных клетей «кварто» включая три последние, объединенные в непрерывную группу. Чистовая группа стана включает летучие ножницы, чистовой роликовый окалиноломатель, семь клетей «кварто» (7-13), оснащенных гидронажимными устройствами, три клетки (11-13) оснащены системами противоизгиба рабочих валков. Все межклетевые промежутки оснащены устройствами ускоренного охлаждения прокатываемых полос.

Перед первой черновой горизонтальной двухвалковой клетью установлена вертикальная двухвалковая клеть (рисунок 1.3, а): диаметр вертикальных валков 1200 мм, длина бочки 650 мм; валки 1 установлены на подшипниках качения 2 и имеют привод от двух электродвигателей постоянного тока мощностью по 630 кВт, 365 об/мин. Эта клеть предназначена для предварительной ломки печной первичной окалины на слябе, формирования точного размера ширины (боковое обжатие сляба до 100 мм, давление на вертикальные валки до 600 т, момент прокатки до 120 тм) и называется также черновым

окалиноломателем. Разрыхленная окалина удаляется гидросбивом под давлением 150 ат. Слябы поступают в валки со скоростью 1 м/с; для улучшения задачи сляба в валки и приема его из валков с обеих сторон клетки имеются станинные ролики с индивидуальным приводом от электродвигателей постоянного тока. Черновая горизонтальная двухвалковая клетка № 1 (рисунок 1.3, б) является первой клеткой для обжатия сляба по толщине (на 50—70 мм). Диаметр валков 1400 мм, длина бочки 2000 мм, максимальное давление металла на валки 2400 тс, максимальный момент прокатки 480 тс-м; скорость прокатки 1,25 м/с. Валки установлены в подшипниках жидкостного трения (ПЖТ) и приводятся во вращение от синхронного электродвигателя. Уравновешивание верхнего валка - гидравлическое, от гидроцилиндра, расположенного на верхней траверсе, соединяющей станины.

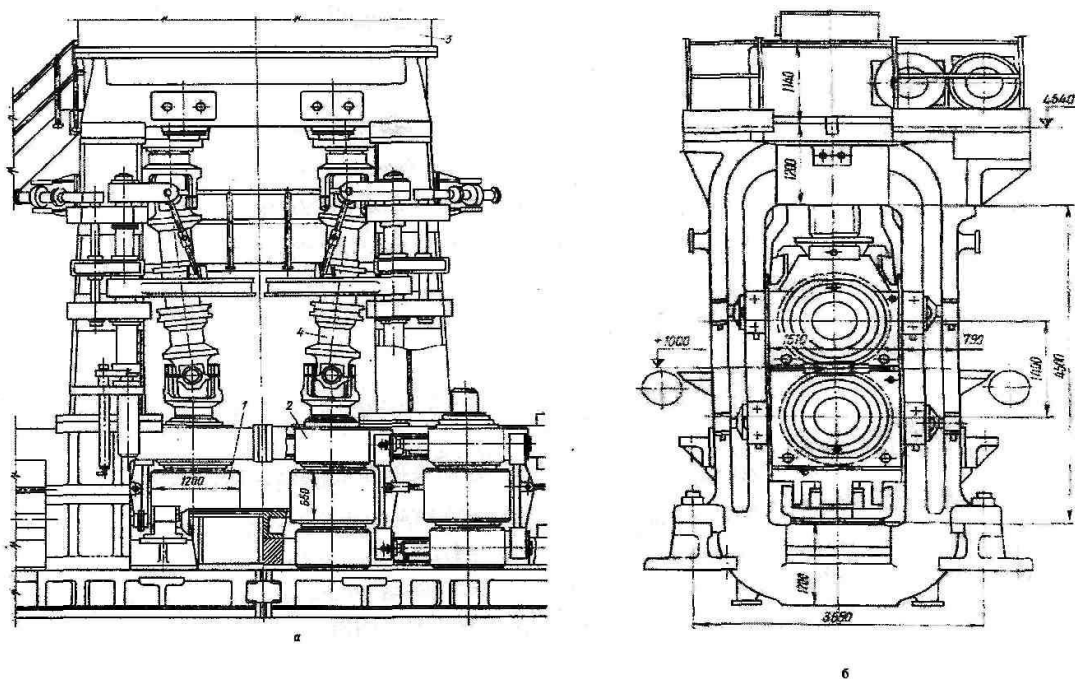


Рисунок 1.3 - Черновой двухвалковый окалиноломатель с вертикальными валками 1200x650 мм (а) и черновая двухвалковая клетка с горизонтальными валками 1400x2000 мм (б)

Черновые универсальные четырехвалковые клетки № 2-5 и 6 - одинаковые по конструкции. Горизонтальная клетка (рисунок 1.4) имеет опорные валки диаметром 1600 мм и рабочие 1180 мм; длина бочки валков 2000 мм. Рабочие

валки клетки № 2 имеют привод от такого же электродвигателя, что и валки клетки № 1, через шестеренную клетку; скорость прокатки 1,5 м/с.

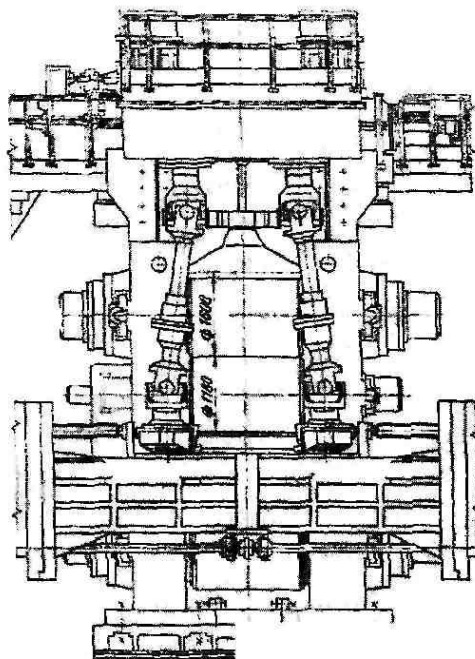


Рисунок 1.4 – Черновая универсальная четырехвалковая клетка

1200/1600x2000 мм

Опорные валки всех клетей установлены на подшипниках жидкостного трения (ПЖТ), рабочие - на подшипниках качения. Под подушками опорных валков установлены месдозы для измерения давления на валки при прокатке. Для фиксации подушек в осевом направлении применены защелки, перемещаемые гидроцилиндрами, установленными на станине. Клетка вертикальных валков установлена перед четырехвалковой клетью; диаметр валков 1000 мм, длина бочки 470 мм; валки приводятся от электродвигателя мощностью 640 кВт, 700 об/мин.

В отличие от ранее установленных непрерывных широкополосных станов на новом стане 2000 три последние черновые универсальные четырехвалковые клетки № 4, 5 и 6 представляют собой непрерывную группу; расстояние между клетями 10 и 11 м; все клетки этой группы имеют привод от электродвигателей постоянного тока с регулируемой скоростью; черновая полоса (подкат из сляба) одновременно (непрерывно) прокатывается во всех трех клетях и при толщине 30-50 мм поступает на промежуточный рольганг для

«выравнивания» температуры по всей длине.

Применение непрерывной группы из трех черновых клетей (вместо последовательного расположения их на большом расстоянии друг от друга) имеет следующие преимущества:

1. уменьшается длина черновой группы стана на 40-50 м, длина здания цеха и длина промежуточных рольгангов; уменьшается стоимость здания и оборудования стана;
2. улучшается температурный режим прокатки, т. е. обеспечивается меньшее понижение температуры металла за счет сокращения длины рольгангов и возможности регулирования скорости прокатки (в пределах от 0,5 до 1,75 м/с в клетях № 3 до 2,5-5 м/с в клетях № 6).

Все семь четырехвалковых клетей (№ 7-13) (рисунок 1.5) чистовой непрерывной группы расположены на расстоянии 6 м одна от другой (рисунок 1.6). Диаметр валков: опорных 1600 мм, рабочих 830 мм; опорные валки установлены на ПЖТ, рабочие - на подшипниках качения. Длина бочки валков 2000 мм. Все клетки имеют безредукторный привод от двухъякорных электродвигателей постоянного тока: клетки № 7 и 8 - 2x6000 кВт, 55/140 об/мин через шестеренные клетки с межосевым расстоянием $A = 1120$ мм; клетки № 9 и 10 - 2x6300 кВт; 110/220 об/мин; клетки № 11 и 12 - 2x6300 кВт 190/380 об/мин через шестеренные клетки $L = 900$ мм; клетка 13 - 2x4800 кВт, 250/600 об/мин через шестеренные клетки $L = 800$ мм. Максимальные давления металла на валки при прокатке в клетях № 6-13 1700-3200 тс; максимальные моменты прокатки 40-230 тс-м; максимальные скорости прокатки 5-27 (30) м/с. Скорость перемещения нажимных винтов 0,5-1 мм/с. Литые стальные станины имеют прямоугольные стойки; сечение стойки около 8600 см². Рабочая клетка - четырехвалковая, при максимальном давлении металла на валки при прокатке имеет повышенную жесткость (850 тс/мм). С целью повышения качества поверхности полосы и уменьшения ее разнотолщинности на последних трех клетях применяется противоизгиб рабочих валков при помощи гидравлических устройств.

Первая чистовая четырехвалковая клеть удалена от последней универсальной черновой четырехвалковой клетки на 140 м; здесь расположены промежуточный рольганг и рольганг перед ножницами длиной около 127 м, летучие ножницы и чистовой окалиноломатель. На промежуточном рольганге температура полосы-подката (толщиной 30-50 мм) «выравнивается» по длине (до 1050-1150°С в зависимости от марки стали); рольганг имеет чугунные полые ролики с индивидуальным приводом, направляющие подвижные линейки с гидроприводом и сбрасыватель раската с реечным приводом, используемый в случае необходимости удаления полосы, имеющей дефекты или пониженную температуру, с линии стана в боковой карман.

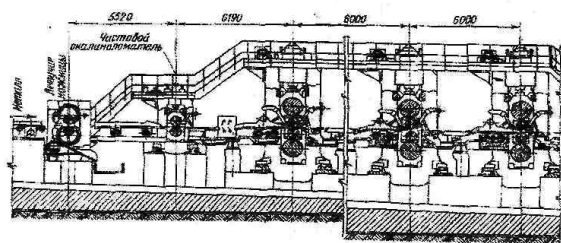
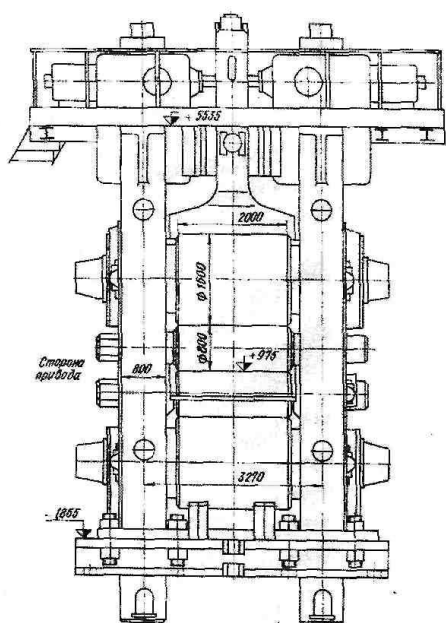


Рисунок 1.5 - Чистовая четырехвалковая клеть 800/1600x2000

Рисунок 1.6 - Общий вид непрерывной чистовой группы клетей

Чистовой окалиноломатель роликового (валкового) типа предназначен для разрушения вторичной (воздушной) окалины и последующего ее удаления при помощи гидросбива перед прокаткой полосы в первой чистовой клетке кварто. Две пары прижимных роликов диаметром 500 мм при помощи пружин и рычажной системы прижимаются к полосе (с усилием 50 тс), движущейся по нижним транспортным роликам рольганга.

Все рабочие клетки имеют механизированные устройства для смены рабочих и опорных валков. Операция смены рабочих валков осуществляется за 8-10 мин. Между клетями имеются направляющие линейки, проводки и петледержатели.

По выходе из последней чистовой клетки (при 850 - 950°С) полоса охлаждается и сматывается в рулон на роliko-барабанных моталках. Рулон снимается с барабана моталки тележкой-съемником и после кантовки в вертикальное положение устанавливается на цепной транспортер; рулоны обвязываются по диаметру узкой лентой (обручкой) на вязальной машине, маркируются термостойкой краской на специальной машине-маркировщике, взвешиваются на автоматических весах и направляются в цех холодной прокатки или в отделение резки на листы.

Для контроля и регулирования технологического процесса на стане установлены следующие приборы и устройства:

- 1) месдозы для измерения давления на валки во всех клетях;
- 2) бесконтактные толщиномеры для измерения толщины подката перед первой чистовой клетью и толщины полосы, выходящей из последней чистовой клетки;
- 3) бесконтактные шириномеры для измерения ширины подката на промежуточном рольганге и ширины полосы за последней чистовой клетью;
- 4) пирометры для регистрации температуры: сляба перед черновым окатиноломателем, подката на промежуточном рольганге, полосы, выходящей из последней чистовой клетки; полосы перед моталкой;
- 5) приборы для измерения натяжения полосы между клетями чистовой группы.

На стане предусмотрено широкое применение локальных систем автоматизации: транспортировки слябов к печам, оптимального нагрева слябов, ритма выдачи слябов из печей, оптимального режима обжати в черновой группе клетей, работы устройств для гидросбива окалины, работы летучих ножниц, режима обжати в чистовой группе клетей, режима охлаждения по-

лосы на отводящем рольганге, скорости моталок и транспортеров с рулонами. Для оперативного учета всех данных от локальных систем автоматизации в цехе имеется управляющая электронная вычислительная машина (УЭВМ).

В межклетевых промежутках чистовой группы клеток размещены также установки межклетевого охлаждения полосы ламинарного типа.

В зависимости от толщины промежуточного раската (25-60 мм) и готовой полосы (1,2 - 16,0 мм) суммарное обжатие в чистовой группе клеток составляет 23,8 - 44,0 мм или 95-73% соответственно. Применяемые обжатия последовательно уменьшают от первой чистовой клетки к последней; максимальные величины могут достигать 55% в первых двух клетях, 45% в последующих и 25% в последней. Для стабилизации процесса чистовую прокатку ведут с межклетевыми натяжениями, величины которых поддерживают минимальными (5-15% от предела текучести материала полосы при данных термомеханических условиях) во избежание утяжки и искажений профиля проката.

С целью выравнивания по длине полосы такого важнейшего технологического параметра как температура конца прокатки, используют разнообразные варианты переменных во времени скоростных режимов, реализуемые системами тиристорного управления главными приводами чистовых клеток и моталок. Основной особенностью переменных режимов является захват полосы моталкой на заправочной скорости до 15 м/с и последующее согласованное ускорение всех клеток чистовой группы и соответствующей моталки, при котором скорость на выходе стана может достигать 21 м/с (для тонких профилей). Величину ускорения регулируют в пределах 0,01-1,00 м/с². В результате температура конца прокатки полос всего сортамента поддерживается в оптимальных пределах 830-900 °С.

После выхода переднего конца полосы из последней чистовой клетки полоса на заправочной скорости (до 12 м/с) направляется по отводящему рольгангу на одну из пяти моталок для сматывания в рулон.

Перед каждой группой моталок соответственно на отводящем рольганге №1 и №2 расположены системы охлаждения полосы ламинарного типа. Охлаждение полосы производится сверху и снизу. При этом система ламинарного охлаждения подает воду на полосу сверху и снизу под давлением 0,20-0,25 МПа; расход воды до 15050 м³/ч. Длина охлаждаемого участка перед первой группой моталок 55 м и перед второй - 66 м. Температура полосы снижается до значения температуры смотки (500-650 °С). Использованная вода собирается специальной насосной станцией подается вновь для охлаждения оборудования.

Охлаждение полосы сверху осуществляется ламинарными струями. Охлаждение полосы снизу осуществляется через отверстия коллекторов, расположенных внизу между роликами рольганга. Рекомендуемая скорость охлаждения из углеродистых и низколегированных сталей на отводящем рольганге не более 40°С/с.

После захвата полосы моталкой смотка тонких полос обычно ведется с натяжением без участия формирующих роликов, а толстые полосы сматываются при постоянном поджатии со стороны формирующих роликов.

После смотки полосы в рулон остановка барабана моталки производится в положении, которое исключает отвисание заднего конца полосы на рулоне.

После смотки рулоны кантуются в вертикальное положение, устанавливаются на конвейер, обвязываются по окружности, взвешиваются, маркируются и транспортируются на склад.

1.2 Анализ сталей класса прочности X70 (K60)

Современные стали данного класса прочности химический состав которой представлен в таблице 1.1 производятся металлургическими компаниями России, Германии, Японии, Кореи и других стран как по технологической схеме низкотемпературной контролируемой прокатки (с завершением в ($\gamma+\alpha$)-области) и последующим охлаждением на воздухе (иногда ускоренным охлаждением), так и по схеме высокотемпературной контролируемой прокатки с последующим ускоренным охлаждением в зависимости от требова-

ний, сортамента, имеющихся оборудования и технологий, а также экономических соображений.

Таблица 1.1 – Химический состав марки стали X70

	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Cu	Al	N	V	Ti	Nb	Mo	Ca
Min	0,07	0,15	1,05				0,09	0,08	0,02		0,035	0,015	0,02	0,05	
Max	0,10	0,35	1,20	0,004	0,0012	0,10	0,19	0,18	0,05	0,008	0,050	0,030	0,04	0,1	0,005

Основные прочностные характеристики стали марки X70 представлены в таблице 1.2.

Таблица 1.2 – Основные характеристики

Категория прочности	Временное сопротивление, σ_B МПа	Предел текучести, σ_T МПа	σ_T σ_B	Относительное удлинение, δ , %	Работа удара, KV ^{-40°C} , Дж		Доля вязкой составляющей в изломе образца при ИПГ основного металла при минус 20°C
					основной металл	сварной шов	
	не менее		не более	не менее			
X70	570	505	0,90	20	124	40	90

Основные преимущества стали:

- Высокая прочность и пластичность.
- Сопrotивляемость вязким и хрупким разрушениям при низких температурах до - 60°C, статических, циклических и динамических воздействиях.
- Высокая трещиностойкость.
- Высокая коррозионно-механическая прочность.
- Отличная свариваемость листового проката.
- Высокая эксплуатационная надежность.
- Срок службы материалов - не менее 25 лет.

В таблице 1.3 приведен ряд вариантов получения проката класса прочности X70 (K60), различающихся композицией легирования, схемой ТМО и ко-

нечной структурой; применяемые подходы зависят от сортамента, требований к прокату и имеющегося у производителя оборудования.

Таблица 1.3 - Варианты производства проката класса прочности X70(K60)

Класс прочности	Композиция легирования	Технологическая схема	Толщина, м	Структура
X70	0.08% C; 1.6% Мп; (Nb-V-Ti)'	Технология КГ1 в (у + «) - области с охлаждением на воздухе	15-20 (до 25)	Феррит с субзеренной структурой и перлит
X70	0.08% C; 1.6% Мп: (Nb-V-Ti)	Технология интенсивного ускоренного охлаждения	Более 30	Мелкозернистый феррит и бейнит
X70	0.06% C; 1.65% Мп; варианты микролегирования: Cu-Ni; Mo; Nb более 0.07%	Стандартная технология УО	До 26	Бейнит + феррит
K60	П.09% C; 1.65% Мп; 0.45 Si; Nb-Ti	Технология КМ в (у + а) - области с охлаждением на воздухе	25.8	Феррит + перлит
K60	0.07% C; 1.55% Мп (Ni-Cu-Nb-V)	УО из (у + а) области	18.7	Феррит + бейнит
K60	0,06% C; 1.55% Мп (Ni-Cu-Mo-Nb-V)	УО из (у + а) области	21.6	Феррит + бейнит

*При совершенной технологии возможно исключение ванадия

Снижение содержания углерода в связи с повышением температуры превращения ведет к укрупнению ферритного зерна и выделений карбонитридов, поэтому важно поддерживать температуру Ar3 на достаточно низком уровне путем увеличения содержания аустенитообразующих элементов (Mn, Ni, Cu), следует также учитывать и влияние ускоренного охлаждения. Молибден, помимо высокой прокаливаемости, обеспечивает формирование мелкого рекристаллизованного зерна и подавляет рекристаллизацию аустенита

независимо от температуры нагрева сляба под прокатку. Добавка ниобия в молибденсодержащую сталь более эффективна для получения низкотемпературных продуктов превращения.

Далее анализируются результаты исследования (совместно с Ю.Д. Морозовым, О.Н. Чевской, В.И. Изотовым) современного проката класса прочности К60 для изготовления труб диаметром 1420 мм с толщиной стенки от 18,7 до 25,8 мм трех ведущих зарубежных производителей. Композиции легирования и примененные схемы ТМО приведены в таблице 1.3 (варианты № 4-6). Микроструктура - ферритно-перлитная, характерная для сталей контролируемой прокатки, варианты № 5 и № 6 имеют структуру, состоящую из феррита и полос сдвиговых структур, характерных для использования технологии ускоренного охлаждения проката.

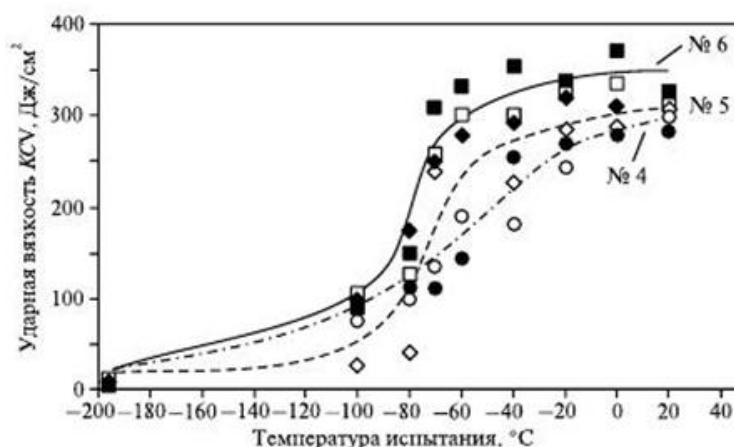


Рисунок 1.7 – Сериальные кривые ударной вязкости

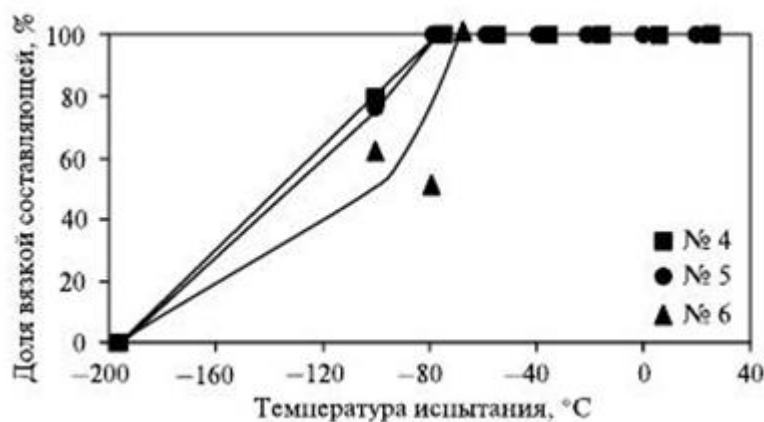


Рисунок 1.8 – Сериальные кривые доли вязкости составляющей в изломе ударных образцов

Испытания образцов ИПГ до температуры $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ не позволили выявить преимущества какой-либо стали по хладостойкости. Все исследованные листы обладают высокой хладостойкостью: температура перехода в хрупкое состояние для всех вариантов находится ниже $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Максимальный уровень ударной вязкости соответствовал минимальному содержанию углерода в исследуемых сталях. Испытания ударных образцов до температуры $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ также показали высокий уровень хладостойкости всех исследованных листов, при этом самой высокой хладостойкостью обладает прокат, полученный по варианту № 4, температура перехода в хрупкое состояние T_{80} составляет $-100\text{ }^{\circ}\text{C}$. Близок к нему и вариант № 5; вариант № 6 несколько уступает по хладостойкости: температура перехода в хрупкое состояние T_{80} на $15\text{-}20\text{ }^{\circ}\text{C}$ выше (рисунок 1.7, 1.8). Следует отметить, что листы из стали варианта № 4 имеют самую большую толщину - $25,8\text{ мм}$. Высокая хладостойкость таких листов связана с технологией контролируемой прокатки, которая приводит к получению излома характерного вида - с множественными расщеплениями, наблюдаемыми при испытаниях в интервале температур от $+20$ до $-100\text{ }^{\circ}\text{C}$.

При электронно-микроскопическом исследовании структуры трех сталей установлено (рисунок 1.9): полосчатая микроструктура стали варианта № 6 включает слои полигонального феррита с низкой плотностью дислокаций, чередующегося со слоями речного мартенсита. Микроструктура стали варианта № 5 включает слои феррита с низкой плотностью дислокаций, чередующиеся со слоями бейнитной составляющей. Бейнит можно отнести к разновидности верхнего бейнита, в котором вдоль границ кристаллов α -фазы располагаются цементинные пластинки. В части феррита наблюдаются субзерна размером $1\text{-}3\text{ мкм}$. Полосчатая микроструктура стали варианта № 4 включает слои феррита, чередующиеся со слоями перлита. Зерна феррита представляют собой конгломерат субзерен с дислокационными границами. Исследованные варианты проката класса прочности К60 подтверждают тезис

о том, что состав стали класса прочности К60 может изменяться в зависимости от требований, сортамента и возможностей оборудования.

Проблемы, связанные с производством трубных сталей, за последние 30-40 лет изменялись. Это обусловлено как изменением требований, так и состоянием металлургической технологии. Во многом потребности газовой промышленности явились движущей силой развития металлургических технологий.

Исторически первой проблемой в производстве металла для газопроводных труб большого диаметра явилась хладостойкость - доля вязкой составляющей в изломе образцов для ИПГ (DWTT). Первое поколение трубных сталей производилось по технологии, включающей горячую прокатку и последующую нормализацию.

Для того чтобы решить проблемы хладостойкости, потребовалось применение контролируемой (термомеханической) прокатки. Это, в свою очередь, обусловило необходимость создания современных прокатных станков и изменения химического состава стали. Сначала был использован наиболее мощный из существующих стан 3600 комбината «Азовсталь», позже был введен в эксплуатацию специализированный прокатный стан 3000 комбината им. Ильича.

Что касается химического состава стали, то был осуществлен переход от сталей типа 17Г2АФ, 14Г2АФ-У к малоперлитным сталям, микролегированным ниобием, и освоено производство стали марки 09Г2ФБ. Постепенно повышающиеся требования по ударной вязкости (что связано с повышением параметров трубопроводов: диаметра, давления) удалось обеспечить путем разработки и внедрения технологии глубокой десульфурации и последующего модифицирования оставшихся сульфидных включений. В связи с этим получила мощное развитие внепечная обработка стали. Ужесточение требований по сплошности проката (по результатам УЗК) привело к необходимости удаления водорода из стали. Этот вопрос решался применением специальной технологической схемы производства проката,

включающей замедленное охлаждение листов после прокатки в штабелях для удаления диффузионноподвижного водорода, а также вакуумирование жидкой стали. Это также позволило несколько повысить пластичность стали, поскольку требование по относительному удлинению (не менее 22%) для класса прочности К60 является очень жестким.

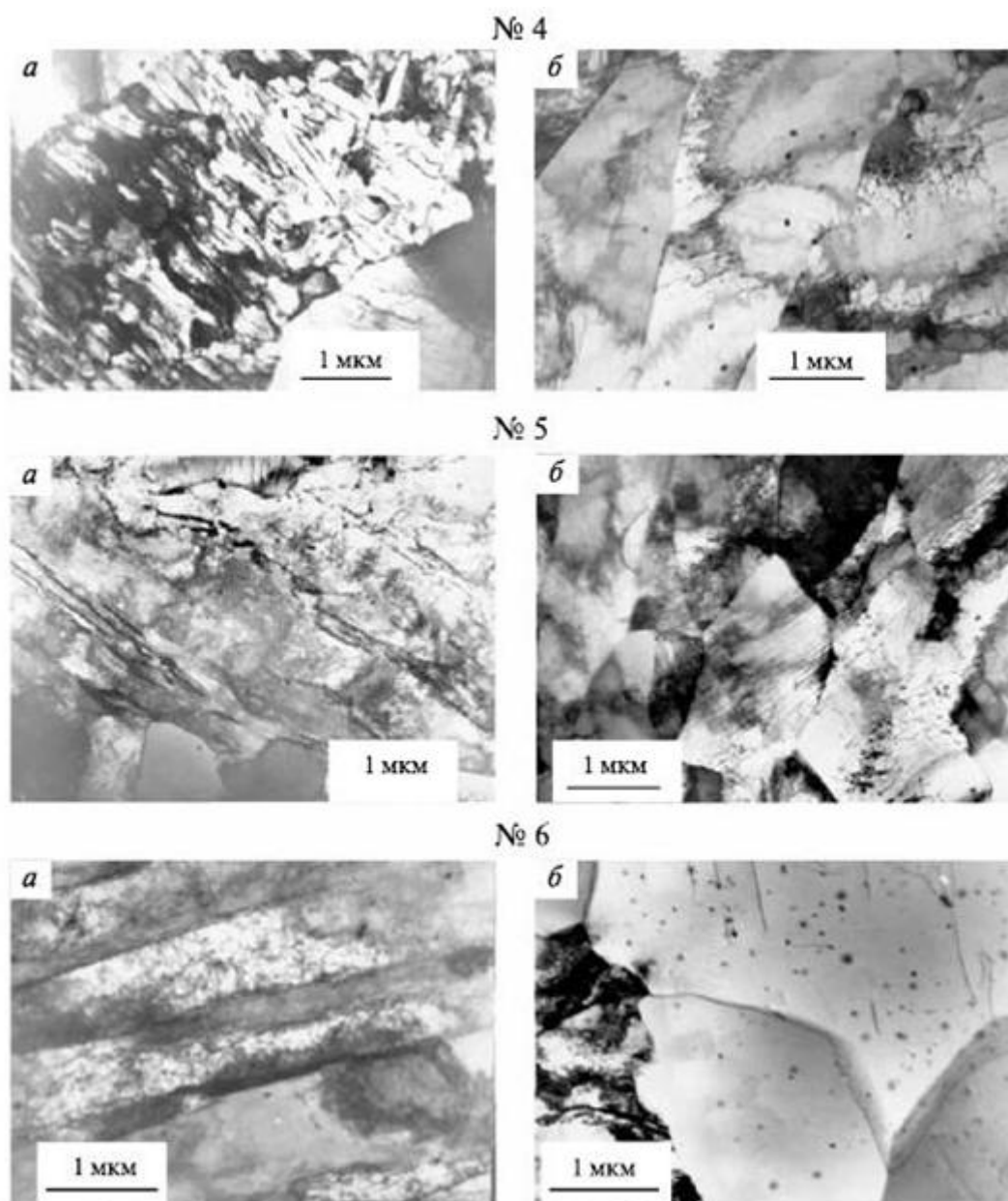


Рисунок 1.9 – Тонкая структура исследования сталей:

№4: а - феррит и перлит, б – структура в феррите; №5: а – полосчатое распределение феррита и верхнего бейнита, б – феррит с субзеренной структурой; №6: а – реечный мартенсит, б – феррит с дисперсными выделениями

Увеличение требуемых толщин проката от 15-21 до 25 мм и выше привело к развитию технологий в двух направлениях: применение технологической схемы термомеханической прокатки с последующим ускоренным охлаждением и увеличение толщины разливаемых слябов от 250 мм до 300-315 мм, в отдельных случаях - даже до 350-400 мм.

Дополнительные требования по стойкости металла к сероводородному растрескиванию потребовали решения трех основных вопросов: кардинального повышения чистоты металла по неметаллическим включениям; борьбы с ликвационной неоднородностью непрерывнолитого металла и повышения однородности структуры готового проката. Требования были обеспечены путем создания сталей с пониженным содержанием углерода и ликвирующих элементов (в первую очередь Mn), повышением чистоты по сере и фосфору, использованием новых технологий при разливке стали на МНЛЗ («мягкое обжатию»), управлением фазовыми превращениями (устранение полосчатости и формирование однородной структуры) путем применения ускоренного охлаждения после прокатки.

Потребность в прокате классов прочности выше K60 (X70) привела к необходимости изменения структурного подхода (переход от преимущественно ферритной матрицы к матрице структур промежуточного типа) - это потребовало изменить схему легирования, добавив в сталь легирующие элементы, повышающие устойчивость аустенита (Mn, Cr, Ni, Cu, Mo и др.). Следующий виток повышения требований по ударной вязкости был связан с повышением рабочих давлений в трубопроводах до 120-200 атм., что привело к повышению норм по ударной вязкости при температуре эксплуатации в отдельных случаях до 250 Дж/см² при высоком уровне прочностных свойств (X70-X80). Решение этого вопроса было найдено путем глубокой десульфурации стали (обычно до 0,001-0,003% S), снижения содержания углерода до 0,04-0,06% и формирования структуры дисперсного низкоуглеродистого бейнита.

Снижение содержания углерода в стали привело к проблеме повышения соотношения σ_t/σ_B , что учтено при создании сталей с ферритно-бейнитными или ферритно-бейнитно-мартенситными структурами.

Дальнейшее развитие трубных сталей шло в следующих направлениях: создание материалов для проката большей толщины (условно 30 мм и выше) и более высокого класса прочности (К65 (X80)) и выше. Здесь уже необходимо применение ускоренного охлаждения проката для формирования требуемой структуры, т.е. задача заключается в том, чтобы либо создать структуру из более низкотемпературных продуктов превращения аустенита, либо сформировать оптимальную дисперсную структуру в толстых сечениях.

1.3 Основные принципы выбора технологических режимов прокатки листа

В настоящее время не существует единой методики выбора режима прокатки на непрерывном стане, которая была бы в достаточной мере формализована. Необходимость более или менее строгого определения требований к режиму прокатки и последовательности операций для его выбора возникла лишь в последнее время в связи с возможностью применения вычислительной техники для решения задач настройки. В ряде случаев наблюдается различие в выборе режима обжатий на аналогичных станах при сходном сортаменте. Так, например, статистический анализ режимов обжатий по математическому ожиданию и среднеквадратичному отклонению величины $\varepsilon_i/\varepsilon_\Sigma$ (ε_i - обжатие в клетке, ε_Σ - суммарное обжатие), проведенный для десяти различных типоразмеров, прокатываемых на станах холодной прокатки 1700 Череповецкого и Ждановского металлургических заводов, показал (рисунок 1.10), что, во-первых, на станах Череповецкого металлургического завода обжатия распределены по клеткам более равномерно, чем на станах Ждановского завода, где проявляется ярко выраженный по всем типоразмерам пик обжатий во второй клетке; во-вторых, малость среднеквадратичных отклонений конкретных значений обжатий от их математического ожидания указывает на стабильность распределения обжатий по клеткам стана, которое прак-

тически не зависит от типоразмера. Диапазон среднеквадратичных отклонений показан на графиках пунктирной линией.

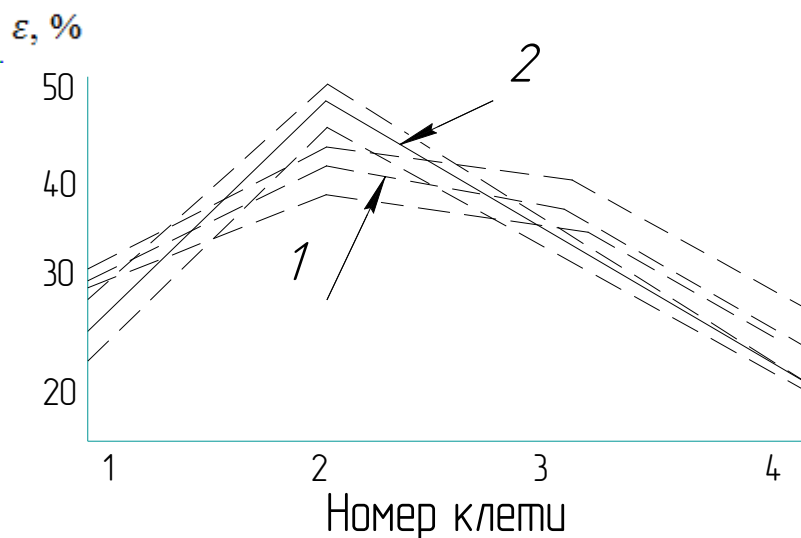


Рисунок 1.10 - Распределение обжатий по клетям Череповецкий завод(1) и завод Ильича(2)

За последние годы выполнен ряд теоретических и экспериментальных работ по тонколистовой прокатке, которые могут служить основой для разработки рекомендаций по выбору режимов прокатки. Нашей задачей является формулирование основных принципов разработки режима прокатки и определение на этой основе достаточно простого, приемлемого для инженерной практики, алгоритма расчета.

При выборе режимов прокатки необходимо учитывать как энергосиловые, так и предъявляемые технологические требования и ограничения.

К энергосиловым ограничениям следует отнести ограничения по максимальному усилию прокатки, ограниченному прочностью механического оборудования клетки, и по моменту или мощности двигателя. Причем на скоростях ниже номинальной ограничение целесообразно накладывать по мощности, а на скоростях, выше номинальной - по моменту. Имея в виду необходимость регулирования толщины и планшетности полосы в процессе прокатки, при выборе режима прокатки следует оставлять некоторый запас как по усилию, так и по моменту (мощности). Если это условие не выполнять, то любое перемещение винтов или изменение натяжений, используемое, например, в

системе регулирования толщины, приведет к выходу за прочностные или за энергетические ограничения.

Технологические требования могут накладывать жесткие ограничения на режим обжатий. Необходимость обеспечения требуемой температуры конца прокатки и степени деформации в последней клетке ограничивает выбор возможных режимов горячей прокатки. Учет технологических ограничений позволяет выбрать среди возможных режимов тот, который определяется лучшим соответствием данному ограничению. При холодной прокатке режим обжатий можно рассматривать с точки зрения явления самовыравнивания поперечной и продольной разнотолщинности. Экспериментальные и теоретические исследования коэффициента самовыравнивания продольной разнотолщинности в статике показали, что наиболее значителен эффект самовыравнивания в первых клетках, в которых полоса наклепана незначительно. Отсюда можно сделать вывод о целесообразности снижения обжатий в первых клетках стана с целью максимизации самовыравнивания продольной разнотолщинности.

Однако с точки зрения энергетической загрузки оборудования это означает разгрузку привода первой клетки, а так как она разгружается по моменту за счет переднего натяжения, то мощность привода первой клетки будет фактически недоиспользована. Целесообразным, является выбор режимов, максимизирующих использование оборудования и с этой точки зрения обжатия в первой клетке должны быть значительными. Регулировку толщины и устранение разнотолщинности следует осуществлять с помощью СЛРТ. Рассмотрим кратко влияние распределения обжатий по ширине полосы по клеткам стана. Эффект самовыравнивания вытяжек по ширине возрастает с увеличением жесткости полос и удельных давлений металла на валки. Он максимален в последних клетках стана, и, исходя из этого, для повышения самовыравнивания последние клетки также целесообразно нагружать по обжатию.

Однако большинство из технологических ограничений снимается, если ставится задача максимизации производительности стана за счет увеличения

скорости прокатки при ограниченных энергетических ресурсах стана, т. е. если мощность электрооборудования стана выбрана без существенного запаса по всем прокатываемым профилям. В этом случае для получения максимума производительности потребуется нагрузить до пределов все клетки, оставив запас лишь на последующее регулирование процесса. При этом регулировка толщины, а также планшетности должна обеспечиваться соответствующими системами автоматического регулирования.

Таким образом, при выборе режима прокатки возможны различные постановки задач. Можно говорить о выборе режима максимизирующего самовыравнивания продольной или поперечной разнотолщинности, однако при этом будут недоиспользованы резервы стана по производительности. За основной критерий оптимальности можно принять производительность оборудования, т. е. выбирать режимы, позволяющие загрузить его максимально. В этом случае возможно определить:

1. максимально допустимые толщины подката при заданных характеристиках стана и конечной толщине готовой полосы;
2. режим прокатки, максимизирующего скорость при заданных параметрах подката и готовой полосы. [1]

Факторы влияющие на технологические режимы и ограничивающие обжатие.

1. Угол захвата. Из теории прокатки известно, что в начальный момент захвата выполняется неравенство $\alpha < \mu$, т. е. угол захвата (в радианах) не может превышать значения коэффициента трения. Предельное обжатие связано с предельным углом захвата α_{\max} формулой:

$$\Delta h = D \cdot (1 - \cos \alpha_{\max}). \quad (1.1)$$

При установившемся процессе $\gamma < \mu$, где значение нейтрального угла γ примерно в два раза меньше угла α , поэтому самое трудное при прокатке - это начальный момент захвата металла валками. Если захват произошел, то в очаге деформации появляется почти двукратный запас сил трения, т. е. практически имеется возможность увеличить обжатие почти в

два раза. Это обстоятельство используется при построении разных технологических процессов прокатки для увеличения обжатия уже после захвата. На блюминге, особенно в последних пропусках, можно задний конец полосы в процессе прокатки дополнительно поджать, если привод нажимных винтов достаточно мощный. В следующем пропуске полоса задается в валки этим утоненным концом, а прокатка всей остальной части полосы происходит при повышенных обжатиях. При этом увеличивается производительность блюминга, улучшается прорабатываемость металла и сокращается обрезь металла.

Все мероприятия, способствующие увеличению коэффициента трения μ полезны при прокатке на блюминге. Последний сильно зависит от состояния поверхности валков (и слабо - от состояния поверхности самого металла). На гладких валках после их токарной обработки обычно принимают $\alpha_{\max} = 22-24^\circ$. В первом калибре блюминга, представляющем собой участок гладкой бочки, можно загрузить поверхность валков путем наварки сварочным электродом бугров или нарубки топором выемок. При этом α_{\max} удается увеличить до 30° . В последних калибрах, когда формируется конечная продукция (блюм), этого, конечно, делать нельзя. Поверхность валков слябинга также не загрубляют.

Силы трения будут также увеличиваться, если в момент захвата боковые стенки калибра защемят металл. Необходимо так строить калибры, чтобы их ширина по дну была меньше, а по буртам - больше ширины раската. При прокатке в несколько пропусков в одном калибре эти условия во всех пропусках не обеспечить: первые пропуски обычно проходят без защемятия (как на гладкой бочке), чтобы не произошло переполнения калибра в последних пропусках. За счет стесненной прокатки в калибрах α_{\max} может быть увеличен до $26-28^\circ$.

Коэффициент трения зависит от температуры металла: чем выше температура, тем активнее протекают процессы сцепления металла с валками, тем выше коэффициент трения. Лишь при температурах $500-600^\circ\text{C}$, когда образу-

ется окалина, разделяющая трущиеся поверхности, коэффициент трения уменьшается, но затем при увеличении температуры вновь преобладают тенденции схватывания металлов, и коэффициент трения растет. В теории прокатки эта зависимость была представлена графически. Для горячей прокатки чем выше температура, тем больше предельный угол захвата.

Существенное влияние на коэффициент трения при высокой температуре оказывает скорость прокатки. При малых скоростях контакт металла с валками длительнее, следовательно, сцепление прочнее, чем при высоких, поэтому коэффициент трения уменьшается с увеличением скорости прокатки. Это нежелательно, так как для обеспечения надежного захвата приходится снижать скорости прокатки. Обычно захват полосы осуществляют при низких скоростях в момент разгона двигателя. После захвата продолжается разгон валков вместе с полосой, что требует высокой квалификации оператора и приводит к перегрузке двигателя. Видимо, существует некоторая оптимальная скорость захвата, при которой и захват надежен, и средняя скорость прокатки полосы достаточно велика. Обычно считают оптимальными скорости захвата на блюминге в пределах $n_{\text{зах}} = 15-25$ об/мин.

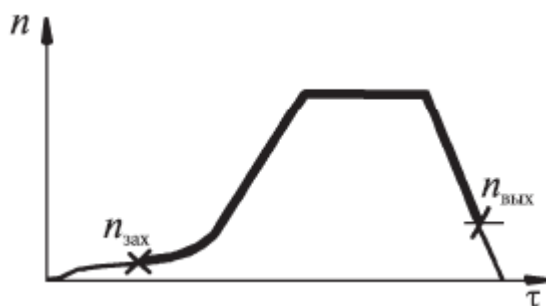


Рисунок 1.11 - Диаграмма скоростей

На блюмингах, где не требуется высокая производительность и допустимы «мягкие» режимы прокатки, скоростная диаграмма прокатки имеет вид, представленный на рисунке 1.11. Оператор стана подводит раскат к валкам на ползучих скоростях и только тогда, когда убедится, что захват произошел, начинает разгонять валки. Цикл прокатки очень растянут. Для такой прокатки не требуется высокой квалификации оператора.

2. Сила прокатки P не должна превышать некоторого предельного значения $|P|$, которое на каждом стане определяется или задается, исходя из прочности деталей и работоспособности механизмов стана. Эта характеристика должна быть записана в паспорт стана. При расчетах режимов обжатия она служит важным ограничением предельных значений.

Сила прокатки (в ньютонах, Н)

$$P = p_{cp} \cdot b \cdot l, \quad (1.2)$$

где b - средняя ширина очага деформации: $b = 0,5(b_0 + b_1)$;

$$l - \text{длина очага: } l = \sqrt{0,5\Delta h \cdot D}$$

На блюмингах силу прокатки выражают в килоньютонах (кН), разделив на 1000. В старой справочной литературе применяется устаревшая единица измерений силы прокатки тонна-сила (тс).

Среднее давление на валки p_{cp} (Н/мм²) в общем случае рассчитывается по формуле:

$$p_{cp} = n_{\sigma} \cdot n_z \cdot n_{\beta} \cdot n_{нат} \cdot K \quad (1.3)$$

Коэффициент, учитывающий ширину проката n_{β} , на узких полосах при $b_0 < h_0$ рассчитывают по формуле:

$$n_{\beta} = 1 + \frac{\mu \cdot b_0}{3 \cdot h_0} \quad (1.4)$$

На широких полосах, когда по формуле получается $n_{\beta} > 1,155$, принимают $n_{\beta} = 1,155$.

Коэффициент $n_{нат}$, учитывающий влияние на давление напряжений передней и заднего натяжений полосы при прокатке, на блюминге равен единице.

Предел текучести при прокатке K (Н/мм²) зависит от марки стали прокатываемого металла, температуры T , степени ε и скорости деформации U . В теории ОМД отмечалось, что этих факторов недостаточно, чтобы полностью описать предел текучести при прокатке. Однако в расчет принимаются только три упомянутых параметра. Можно считать также, что при горячей прокатке наклеп, определяющийся степенью деформации $\varepsilon = \Delta h/h_0$, практически

мгновенно снимается благодаря процессам разупрочнения, поэтому степень деформации слабо влияет на предел текучести K .

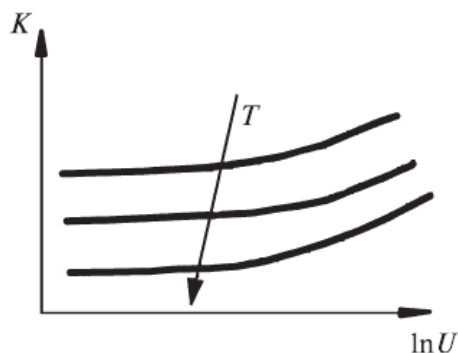


Рисунок 1.12 - Характер зависимости предела текучести при прокатке от температуры и скорости деформации

Скорость деформации, которую можно вычислить по формуле:

$$U = \frac{C \cdot \varepsilon}{1}, \quad (1.5)$$

наоборот, при горячей деформации оказывает существенное влияние на значение K . Линейная скорость валков C (мм/с) вычисляется по формуле:

$$C = \frac{\pi \cdot D_k \cdot n}{60} \quad (1.6)$$

Диаметр валков по дну калибра D_k (мм) берется из чертежа валков, а среднее число оборотов за проход n выбирают равным первой предельной скорости n_1 , указанной в паспорте двигателя.

Графики зависимости $K = f(U)$ для различных температур и разных марок стали находят в справочниках. На рисунке 1.12 показан примерный вид таких кривых.

С увеличением ширины полосы растет усилие прокатки, следовательно, уменьшается обжатие, при котором достигается предельное значение $[P]$.

3. Момент на валу двигателя. Наибольший момент прокатки в каждом пропуске затрачивается на разгон стана после захвата слитка:

$$M_2 = M_{\text{хх}} + M_{\text{пр}} + M_{\text{тр}} + M_{\text{дин}}. \quad (1.7)$$

Этот момент не должен превышать значения, при котором происходит отключение двигателя от сети: $M_2 < M_{\text{откл}}$

Отключающий момент $M_{\text{откл}} = k \cdot M_{\text{н}}$. Номинальный момент $M_{\text{н}}$ является основной паспортной характеристикой двигателя и всегда известен. Коэффициент перегрузки двигателя k записан в паспорте двигателя и в зависимости от исполнения отключающей системы изменяется в пределах $k = 2,25-2,75$.

Рассмотрим каждую из составляющих момента M_2 .

Момент холостого хода расходуется на вращение двигателя вхолостую, поэтому он не может быть вычислен, а должен быть измерен. Близкий результат получается, если в расчетах принять $M_{\text{хх}} = 0,05 \cdot M_{\text{н}}$.

Момент прокатки $M_{\text{пр}}$, как и остальные моменты, на валу двигателя и на валке совпадает, так как на блюминге каждый валок приводится от собственного двигателя напрямую через шпиндель. Для такого привода он определяется по формуле:

$$M_{\text{пр}} = P \cdot \psi \cdot l, \quad (1.8)$$

где ψ - коэффициент приложения равнодействующей сил нормального давления на контактной площадке. Экспериментальным путем установлено, что он зависит от фактора $l/h_{\text{ср}}$ и на высоких очагах деформации его предельное значение $\psi = 0,50-0,58$. С ростом отношения $l/h_{\text{ср}}$ коэффициент ψ уменьшается и на листовых станах ($l/h_{\text{ср}} > 4$) приближается к значению $\psi = 0,28-0,30$.

Момент трения:

$$M_{\text{тр}} = \frac{P \cdot \mu \cdot d_{\text{ш}}}{2}, \quad (1.9)$$

где $d_{\text{ш}}$ - диаметр шейки валка, который берется из чертежа.

Однако на большинстве станов установились оптимальные соотношения размеров шейки и номинального диаметра бочки валка D_0 :

- на блюмингах и сортовых станах, имеющих подшипники скольжения открытого типа, $d_{\text{ш}} = (0,6-0,65) D_0$;
- на листовых станах $d_{\text{ш}} = (0,65-0,75) D_0$.

Коэффициент трения в подшипниках $\mu_{ш}$ зависит от их типа, и для подшипников скольжения открытого типа (текстолитовых), применяемых на блюминге, он чрезвычайно низок: $\mu_{ш} = 0,004-0,006$. Для сравнения: на бронзовых подшипниках скольжения $\mu_{ш} = 0,06-0,10$, на роликовых подшипниках качения $\mu_{ш} = 0,002-0,005$, на подшипниках жидкостного трения (подшипниках скольжения закрытого типа) $\mu_{ш} = 0,001-0,005$.

Динамический момент, проявляющийся только при разгоне и замедлении двигателя, определяется по формуле 1.10 где знак Σ означает суммирование по всем деталям, вращающимся от одну двигателя (для блюминга - это валок, шпиндель, муфта, соединяющая шпиндель с валом двигателя, и якорь двигателя):

$$M_{дин} = \frac{\Sigma G \cdot D^2}{4} \frac{d\omega}{dt} = \frac{\Sigma G \cdot D^2}{37,5} \frac{dn}{dt}, \quad (1.10)$$

где G - масса вращающейся детали, г;

D - ее диаметр, м.

Произведение $G_i D_i^2$ называется маховым моментом, $t \cdot m^2$, i -й вращающейся детали; для якоря двигателя маховый момент GD^2 записан в паспорте двигателя и считается известным; маховые моменты остальных деталей необходимо рассчитывать, имея их чертежи.

Изменение угловой скорости вращения во времени d_n/d_t (об/мин/с) является также паспортной характеристикой двигателя, на современных блюмингах ускорение $A = 50-60$, а замедление $B = 60-70$ об/мин/с.

Для двигателей постоянного тока, позволяющих плавно регулировать скорость вращения в широких пределах, номинальный момент M_n зависит от скорости вращения. При регулировании скорости (оборотов) от 0 до n_1 , номинальный момент M_n не зависит от скорости, так как регулирование ее осуществляется за счет изменения тока якоря двигателя. Это значение M_n записывается в паспорт двигателя. При дальнейшем повышении скорости до возможного значения n_2 , уменьшается ток возбуждения статора двигателя, и это вызывает снижение номинального момента.

На рисунке 1.13 представлена описываемая зависимость. При скорости двигателя $n < n_1$, $M_n = \text{const}$ в диапазоне скоростей $n_1 < n < n_2$, момент M_n уменьшается обратно пропорционально скорости:

$$M_n = \frac{n}{n_1} \cdot M_{нп} \quad (1.11)$$

На первом участке кривой мощность двигателя $N = M_{нп} \cdot n$. Она нарастает по мере увеличения оборотов, а на втором - остается постоянной и равной номинальной:

$$N_n = \frac{M_{нп}}{975}, \text{ кВт} \quad (1.12)$$

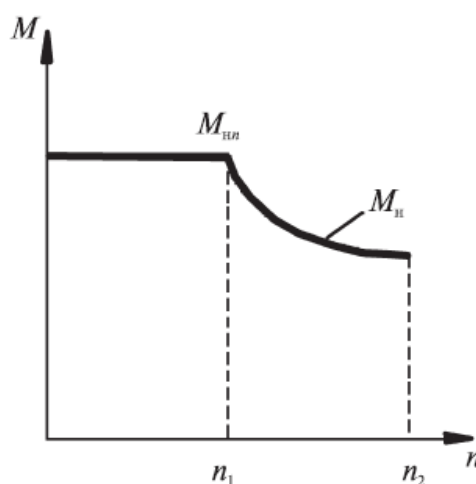


Рисунок 1.13 - Зависимость номинального момента двигателя от скорости вращения

При выборе максимальной скорости прокатки n_{max} , с одной стороны, необходимо стремиться к максимально возможным значениям (например, $0,95n_2$), но, с другой стороны, высокие скорости, приближающиеся к n_2 , опасны по условию отключения двигателя при прокатке.

Существуют некоторые оптимальные значения скорости n_{max} и M_n , при которых производительность стана будет максимальной.

4. Перегрев двигателя. Перегрев двигателя определяется средней силой тока, протекающего по обмоткам якоря. Ток якоря пропорционален моментам, действующим на каждом из пяти участков скоростной диаграммы, и средний ток пропорционален среднему (эквивалентному) моменту, который для i -го пропуска определяется как среднеквадратичный:

$$M_{\text{экви } i} = \sqrt{\frac{(M_1^2 \cdot \tau_1 + M_2^2 \cdot \tau_2 + M_3^2 \cdot \tau_3 + M_4^2 \cdot \tau_4 + M_5^2 \cdot \tau_5) i}{\sum (\tau_0 + \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4 + \tau_5) i}} \quad (1.13)$$

В i -м пропуске двигатель не перегревается, если $M_{\text{экви } i} < M_H$.

Если двигатель в рассчитываемом пропуске перегревается, то необязательно снижать обжатие. Перегрев в одном пропуске еще неопасен, если за все n пропусков двигатель не перегревается. Следовательно, следует рассчитать общий эквивалентный момент за весь цикл прокатки слитка:

$$M_{\text{экви}} = \sqrt{\frac{\sum (M_1^2 \cdot \tau_1 + M_2^2 \cdot \tau_2 + M_3^2 \cdot \tau_3 + M_4^2 \cdot \tau_4 + M_5^2 \cdot \tau_5) i}{\sum (\tau_0 + \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4 + \tau_5) i}} \quad (1.14)$$

Если за n пропусков эквивалентный момент превышает номинальный, то только тогда следует признать весь режим обжатий неудачным. Предстоит пересчитать все с начала.

Предельное обжатие по углу захвата не зависит от ширины полосы, а по предельной силе и отключающему моменту - снижается с увеличением ширины. Из диаграммы следует, что максимальное обжатие узких полос до ширины определяется предельным углом захвата, на полосах шириной до B , лимитирующим фактором будет предельная сила прокатки, а на более широких - отключающий момент (на некоторых двигателях ограничения по $[P]$ и $M_{\text{откл}}$ меняются местами). В заштрихованной области находятся допустимые обжатия за один пропуск. На диаграмме не показано ограничение по перегреву двигателя, поскольку оно применяется не для одного, а для всех пропусков. [7]

1.4 Общий вид и обзор математических моделей энергосиловых параметров прокатки

Основной задачей при правильном выборе силового оборудования или его проверке перед возможным изменением технологии является максимально точный, учитывающий особенности и специфику работы прокатных клеток, метод расчета энергосиловых параметров прокатки. Точность расчета для определения потребной мощности электродвигателей главного движения

во многом зависит от выбора способа определения сопротивления пластической деформации прокатываемого металла.

Наличие большого числа методик для расчета усилия прокатки делает естественным сравнение результатов расчета по ним с экспериментальными данными. Особенно много работ, в которых приведены результаты такого сравнения, опубликовано в 60-х и первой половине 70-х годов прошлого века. Авторами статьи детально проанализированы результаты существующих методик расчёта энергосиловых условий прокатки, их достоинства и недостатки, возможность алгоритмизации и т.п. Ряд методов, являющихся базовыми в теории прокатки, положены в основу предлагаемой модели. В известных разработках расчёт энергосиловых параметров прокатки заканчивается расчётом величины момента и мощности прокатки на валу приводного электродвигателя, даже без учёта свойств и особенностей систем двухзонного регулирования скорости, упругости и т.п., что, на наш взгляд, уже на этапе проектирования может вызывать существенные ошибки.

Во всех математических моделях расчет энергосиловых параметров прокатки условно делят на следующие этапы:

- определение сопротивления металла деформации;
- расчет усилий прокатки;
- расчет моментов и мощности прокатки;
- проверка установленного электрооборудования соответствию технологическим требованиям или же его выбор в случае проектирования прокатных станов и изменения скоростных режимов деформации.

В общем случае усилие прокатки определяется по уравнению:

$$P = F \cdot p_{cp} , \quad (1.15)$$

где p_{cp} - среднее контактное нормальное напряжение;

F - площадь контакта металла с валками.

В свою очередь p_{cp} определяют как:

$$p_{cp} = \sigma \cdot n_{\sigma} , \quad (1.16)$$

площадь контакта:

$$F = b_{cp} \cdot l_d . \quad (1.17)$$

Часто принимают $b_{cp} = (b_0 + b_1) / 2$ или выражение $b_{cp} = b_0 + 2(b_1 + b_0) / 3$ при аппроксимации кромки полосы параболой.

Следовательно, для расчета усилия прокатки необходимо знать сопротивление деформации σ , коэффициент напряженного состояния и контактную площадь.

Точность расчета энергосиловых условий прокатки во многом зависит от выбора способа определения сопротивления пластической деформации прокатываемого металла. Методики расчета сопротивления деформации при горячей прокатке представлены в работах В.И. Зюзина [8] и Л.В. Андреюка [9], позволяющих аналитически определить предел текучести сталей и сплавов (так называемые методы термомеханических коэффициентов). Также существуют методы, основанные на полученных экспериментальных данных на пластометрах и сведенные в графические зависимости $\sigma = f(u)$ с указанием температуры и степени обжата, – графический метод [10], и ему подобные – графоаналитический, номографический [11]. Эти методы имеют определённые неудобства, заключающиеся в том, что при попытке алгоритмизировать и автоматизировать расчёт энергосиловых условий прокатки, использование графиков при множественных расчётах неудобно и нежелательно, даже в случае применения вычислительной техники.

В созданной подсистеме по определению истинного сопротивления деформации металла в каждом пропуске используется метод аналитического расчёта предела прочности (текучести) сталей и сплавов в зависимости от их химического состава, предложенный Л.В. Андреюком:

$$\sigma_T = s \cdot \sigma_0 \cdot u^a \cdot (10\epsilon)^b \cdot (t / 1000)^c , \quad (1.18)$$

Значения коэффициентов $K1\phi$, $K1\phi\phi$, $l1\phi$, $l1\phi\phi$, $m\phi$, $m1\phi\phi$, $n1\phi$, $n1\phi\phi$ получены в результате пластометрических исследований [9]. Символами X1 -X13 обозначены химические элементы C, Mn, Si, Cr, Ni, W, Mo, V, Ti, Al, Co, Nb и Cu соответственно. Как указывают авторы методи-

ки, возможная ошибка определения средних значений сопротивления деформации оценивается как $\pm 4\%$ с доверительной вероятностью 0,95.

Для определения среднего контактного давления при горячей прокатке толстых листов на толстолистовых станах без натяжения использованы теоретические формулы А.И. Целикова, А.А. Королёва, А.Д. Томлёнова, М.Я. Бровмана [12-15] и др.: - А.И. Целиков (для $l / h_{cp} = 1,0, 2,0$):

$$p_{cp} = 1,15 \cdot \sigma_T \cdot \left(1 + \frac{1}{6 \cdot h_{cp}}\right), \quad (1.19)$$

для $l / h_{cp} < 1,0$:

$$p_{cp} = 1,15 \cdot \sigma_T \cdot \left(1 + \frac{1}{6 \cdot h_{cp}}\right) \left(\frac{1}{h_{cp}}\right)^{0,4}; \quad (1.20)$$

-А.А. Королев (для $l / h_{cp} > 1,0$):

$$p_{cp} = 1,15 \cdot \sigma_T \cdot \frac{2}{\varepsilon \cdot \delta} \left[\left(\frac{1}{1-\varepsilon}\right)^{\delta-1/2} - \left(1 - \frac{\varepsilon}{2}\right) \right] \quad (1.21)$$

-А.Д. Томлёнов (для $0,275 < l / h_{cp} < 1,0$):

$$p_{cp} = 1,15 \cdot \sigma_T \cdot \left(0,5 \cdot \frac{1}{h_{cp}} + 0,5 h_{cp} - 0,04 \cdot h_{cp}^2\right) \quad (1.22)$$

-М.Я. Бровман (для $0,5 < l / h_{cp} < 2,0$):

$$p_{cp} = \frac{1,15 \cdot \sigma_T}{2} \cdot \left(\frac{1}{h_{cp}} + h_{cp}\right) \quad (1.23)$$

для $l / h_{cp} > 2,0$:

$$p_{cp} = 1,15 \cdot \sigma_T \cdot \left(0,75 + 0,25 \cdot \frac{1}{h_{cp}}\right) \quad (1.24)$$

Формулы 1.19 - 1.24 содержат следующие величины: σ_T - предел текучести прокатываемого металла, соответствующий реальным условиям прокатки (температура, степень и скорость деформации); $l = \sqrt{R\Delta h}$ - длина дуги контакта; $h_{cp} = (h_0 + h_1) / 2$ - средняя толщина раската; $\varepsilon = \Delta h / h_0$ - относительное обжатие.

Полученные значения усилия прокатки не должны превышать допустимых величин, рассчитанных по условиям прочности валков, в противном случае производится перераспределение обжатий по проходам.

Моменты и мощность прокатки, развиваемые приводными двигателями, определяются по известным значениям силы прокатки и выбранному скоро-

стному режиму деформации с использованием методики, подробно изложенной в работах А.И. Целикова [16] и А.А. Королёва [13]. Момент $M_{дв}$, развиваемый приводными двигателями:

$$M_{дв} = M_{пр} + M_{тр} + M_{хх} \pm M_{дин}, \quad (1.25)$$

где $M_{пр}$ - момент прокатки, необходимый для осуществления деформации;

$M_{тр}$ - момент сил трения в подшипниках валков и передаточных механизмах главной линии;

$M_{хх}$ - момент холостого хода;

$M_{дин}$ - динамический момент, возникающий в результате действия инерционных усилий в периоды разгона и торможения стана.

Момент прокатки для двух валков равен:

$$M_{пр} = 2 \cdot P \cdot a = 2 \cdot P \cdot \psi \cdot l, \quad (1.26)$$

где a - плечо приложения равнодействующей P (усилия на валки);

$\psi = a / l$ - коэффициент плеча приложения силы.

Следовательно, для определения $M_{пр}$ необходимо знать величину ψ , которую определяют либо аналитически, либо эмпирически (значение P определено по указанным выше методикам).

Эмпирические зависимости для определения ψ дают, как правило, в функции $l / h_{ср}$ и получают из соотношения $\psi = M_{пр} / 2 \cdot P \cdot l$. Достоинство таких зависимостей - простота, основной недостаток - существенная погрешность, т.е. в величину ψ входят погрешности определения $M_{пр}$ и P .

В модели принята аналитическая методика А.А. Королева [13], для которой:

$$\Psi = \frac{1}{2 - \varepsilon} \cdot [1 - \varepsilon \cdot (\frac{e^m}{e^m - 1} - \frac{1}{m})] \quad (1.27)$$

где $m = \mu \cdot l / h_{ср}$.

Мощность прокатки:

$$P_{пр} = M_{пр} \cdot \omega_{пр}. \quad (1.28)$$

Следующим этапом расчета энергосиловых условий прокатки является проверка выбранного (установленного) электрооборудования соответствию

технологическим требованиям. Для этого предварительно рассчитываются моменты, действующие в период цикла прокатки, а также длительность временных отрезков для этих моментов.

Момент двигателя при разгоне стана в холостую (без слитка):

$$M_1 = M_{xx} + M_{дин1} . \quad (1.29)$$

Момент двигателя при работе стана с ускорением после захвата металла валками (ускорение со слитком):

$$M_2 = M_{ст} + M_{дин2} . \quad (1.30)$$

Момент двигателя (фиктивный, необходим для расчёта загрузки двигателя по среднеквадратичному току) при работе стана с ускорением после захвата металла валками при разгоне выше номинальной скорости:

$$M_{2ф} = M_2 \cdot D_{\omega} , \quad (1.31)$$

где $D_{\omega} = \omega_{д} / \omega_{нд}$ - диапазон регулирования скорости, т.е. отношение текущей окружной скорости двигателя к номинальной.

Момент двигателя при прокатке металла с установившейся скоростью, меньшей номинальной (верхняя горизонталь трапеции окружной скорости валков), когда $M_{дин} = 0$:

$$M_3 = M_{ст} . \quad (1.32)$$

Момент двигателя (фиктивный) при прокатке металла с установившейся скоростью, большей номинальной (верхняя горизонталь трапеции окружной скорости валков), когда $M_{дин} = 0$:

$$M_{3ф} = M_{ст} \cdot D_{\omega} . \quad (1.33)$$

Момент двигателя (фиктивный) при замедлении (торможении) стана с металлом в валках (торможение до номинальной скорости):

$$M_{4ф} = M_4 \cdot D_{\omega} . \quad (1.34)$$

Момент двигателя при замедлении (торможении) стана с металлом в валках (торможение от номинальной скорости до скорости захвата):

$$M_4 = M_{ст} - M_{дин2} . \quad (1.35)$$

Момент двигателя при торможении стана после выброса металла из валков (перед реверсом):

$$M_5 = M_{xx} - M_{дин1} . \quad (1.36)$$

Определим длительность ключевых периодов времени работы прокатного стана: t_1, t_2 - соответственно время разгона стана до и после захвата металла валками; $t_{2ф}, t_{4ф}$ - время разгона и торможения двигателя в диапазоне скоростей выше основной; t_3 - установившийся скоростной режим:

- $t_1 = \frac{\omega_{зах}}{\varepsilon_p}$;
- $t_2 = \frac{(\omega_{нд} - \omega_s)}{\varepsilon_p}$;
- $t_3 = \frac{L}{V_{пр}} - \left[\frac{\omega_{пр} - \omega_B}{2 \cdot \omega_{пр}} \cdot (t_2 + t_{2ф}) + \frac{\omega_{пр} - \omega_B}{2 \cdot \omega_{пр}} \cdot (t_4 + t_{4ф}) \right]$;
- $t_4 = \frac{(\omega_{нд} - \omega_B)}{\varepsilon_T}$;
- $t_5 = \frac{\omega_B}{\varepsilon_T}$.

Для проверки электродвигателя по среднеквадратичному (эквивалентному) моменту/току подсчитаем значения произведений $M^2 t$ для каждого периода в отдельности.

Проверка электродвигателя по нагреву его обмоток выполнена по среднеквадратичному моменту (эквивалентному току в якоре):

$$M_{эқв} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n M_i^2 \cdot t_i}{t_{ц}}}, \quad (1.37)$$

где $t_{ц}$ - длительность цикла прокатки одного слитка:

$$t_{ц} = (t_1 + t_2 + t_4 + t_5) \cdot n + \sum t_{2ф} + \sum t_3 + \sum t_{4ф} + \sum t_{xx} + t_k, \quad (1.38)$$

где n - число обжатий/проходов.

Выводы по главе 1.

После анализа методов расчета и моделирования энергосиловых и технологических параметров станов горячей прокатки, были выявлены следующие минусы:

1. Не во всех методиках учитывается напряженное состояние полосы в упругих участках очага деформации, что влияет на сущность деформации полосы и понижает точность расчетов.

2. Все рассмотренные математические модели при расчете энергосиловых параметров процессов горячей прокатки не учитывают изменение сопротивления деформации на упругих участках. Без учета этих изменений повышаются расчетные значения нормальных контактных напряжений и усилий прокатки.

3. Математические модели расчеты энергосиловых параметров горячей прокатки не учитывают наличие в очаге деформации зоны прилипания, которая возникает в зоне очага деформации, где касательные контактные напряжения достигают максимально возможной величины.

4. При расчете мощности прокатки не учитывается напряженное состояние в зоне прилипания.

2. ОБЗОР МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОКАТКИ

Основной задачей данной работы будет разработка методики расчета энергосиловых параметров прокатки на широкополосном стане горячей прокатки, с учетом выше перечисленных минусов.

2.1. Математическая модель энергосиловых параметров прокатки чистовой группы клетей.

Большая часть металла в очаге деформации при горячей прокатке представлена как зона прилипания из-за особенностей напряженно деформированного состояния. Зона прилипания характеризуется отсутствием относительного скольжения контактных поверхностей полосы и валков:

$$v_{\text{пов}} = v_{\text{в}}, \quad (2.1)$$

где $v_{\text{пов}}$ - скорость движения поверхностного слоя полосы, контактирующего с валком;

$v_{\text{в}}$ - окружная скорость бочки вала.

Из книг А.И. Целикова [12, 18] известно, что прилипание возникает в зоне очага деформации, где касательные контактные напряжения τ_x , возрастающие пропорционально нормальным контактным напряжениям p_x по закону трения $\tau_x = \mu \cdot p_x$, достигают максимально возможной величины $\tau_{\text{max}} = \tau_s$ (τ_s - сопротивление чистому сдвигу материала полосы).

При изучении структуры очагов деформации, имеющих зоны прилипания, в работах [12, 18], показаны закономерности напряженно- деформированного состояния полосы в зоне прилипания. В работе [18] показано, что изменения касательных напряжений по длине зоны прилипания не подчиняются известному ранее закону трения и не зависят от величины коэффициента трения между полосой и валками.

Как известно из работы [18], зона прилипания может распространяться на всю длину очага деформации, при условии:

$$l/h_{\text{ср}} < 2,$$

где l - длина очага деформации,

h_{cp} - средняя толщина полосы.

Но при изучении напряженно-деформированного состояния полосы в очагах деформации чистой группы клетей на широкополосных станах горячей прокатки было выявлено, что очаги деформации, состоящие в большинстве своем из зон прилипания, характеризуются диапазоном соотношений $1/h_{cp} < 0,5-15$, а зона прилипания распространяется почти на всю зону очага деформации:

- в первых клетях чистовых групп ($1/h_{cp} < 0,5-3,0$) - 98-99 %;
- в последних клетях чистовых групп ($1/h_{cp} = 10-15$) - 83-90 %.

Средние значений величин p_x , μ , τ_x , τ_s для горячей прокатки на широкополосных станах, приведены в таблице 2.1 [19, 20].

Таблица 2.1 - Диапазоны параметров напряженного состояния стальной полосы при горячей прокатке на широкополосных станах

Параметр	Размерность	Диапазон величин
Среднее значение нормальных контактных напряжений, p_x (p_{cp})	МПа	300-1050
Коэффициент трения в очаге деформации, μ	б/р	0,56 - 0,2
Среднее значение касательных контактных напряжений, τ_x (τ_{cp})	МПа	170-210
Сопротивление чистому сдвигу материала полосы, τ_s	МПа	70-160

Очаг деформации в таблице 3 вычислен по закону трения:

$$\tau_{cp} = \mu \cdot p_{cp},$$

Средние значения касательных напряжений превышают сопротивление чистому сдвигу материала полосы в 1,5-2,5 раза. Следовательно указанный закон трения действует только на коротких участках (вблизи входного и выходного сечений полосы), а на остальной части очага деформации касательные напряжения зависят не от коэффициента трения, а от сопротивления чистому сдвигу материала полосы, что характеризует зону прилипания.

Еще одна особенность очагов деформации на станах горячей прокатки (по-

следние клетки чистой группы стана) - значительная протяженность упругих участков очагов, особенно зоны, где происходит восстановление части толщины полосы. В первых клетях чистой группы часть длины этих участков от общей длины очага деформации составляет 1-2 %, а в последних клетях 15-17 %.

Моделирования напряженно-деформированного состояния полосы при на станах горячей прокатке можно получить построив модель очага деформации, в которой очаг состоит из трех участков (рисунок 2.1):

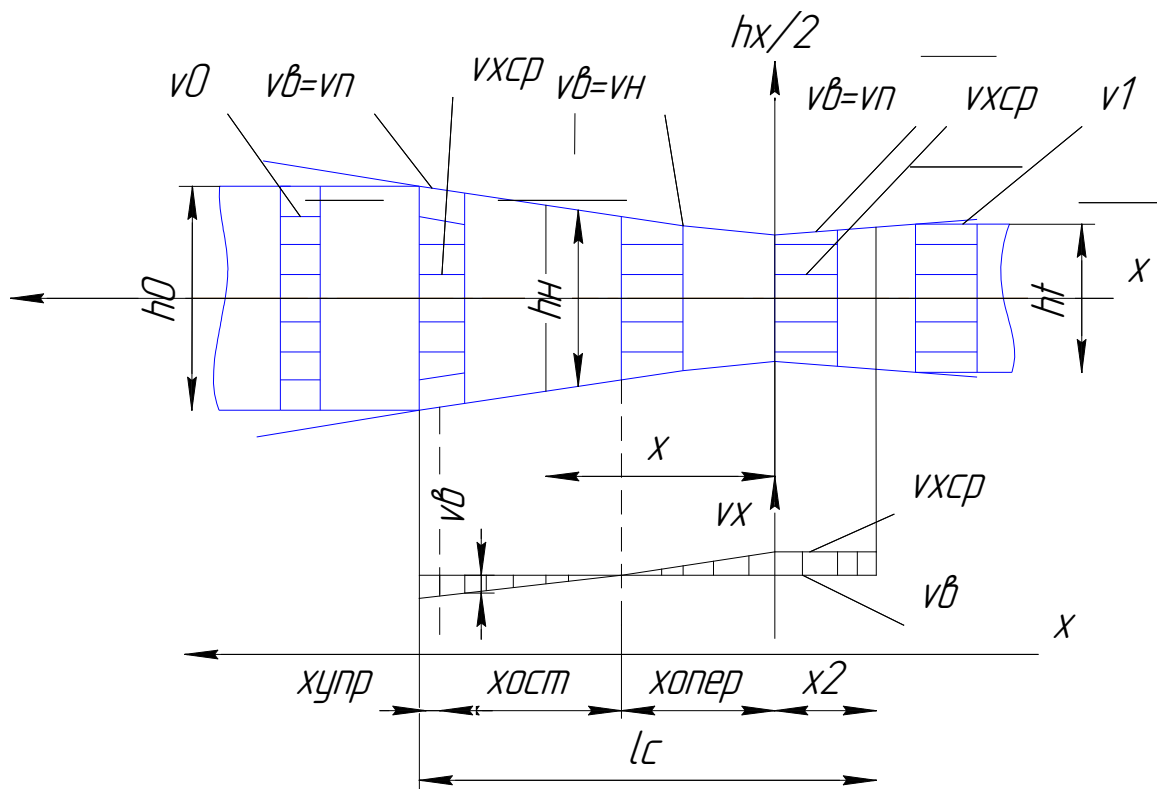


Рисунок 2.1 - Схема очага деформации рабочей клетки широкополосного стана горячей прокатки и график изменения скоростей полосы

- 1) Первый зона - участок упругого сжатия полосы длиной $X_{упр}$;
- 2) Вторая зона - зона прилипания, участок пластической деформации длиной $x_{пл}$.

В зоне прилипания скорость поверхностного слоя полосы постоянна, относительно средней по толщине скорости полосы:

$$\text{при } h_x > h_H \quad v_{хср} < v_B;$$

$$\text{при } h_x < h_H \quad v_{хср} > v_B;$$

Участок прилипания состоит из зон - отставания длиной $x_{\text{пл.отс}}$ и опережения длиной $x_{\text{пл.опер.}}$

3) Третья зона – участок упругого восстановления части толщины полосы на выходе из очага деформации длиной x_2 .

Протяженность первой упругой и пластических зоны очага деформации (рисунок 2.1) определяется по формулам из таблицы 2.2. Протяженность второго зоны определяется по формуле Герца:

$$x_2 = 8 \cdot P_{\text{ср.с}} \cdot R \cdot \left(\frac{1 - \nu_B^2}{\pi \cdot E_B} + \frac{1 - \nu_{\text{п}}^2}{\pi \cdot E_{\text{п}}} \right),$$

где $P_{\text{ср.с}}$ - среднее значение нормальных контактных напряжений;

ν_n - коэффициент Пуассона;

$E_{\text{п}}$ - модуль упругости материала полосы.

Таблица 2.2 - Структурные параметры очагов деформации

№	Параметр	Обозначение	Формула
1	Сумма длин первого упругого и пластического участков, мм	$x_{1\text{упр}} + x_{\text{пл}}$	$\sqrt{\frac{D_p}{2} \cdot \Delta h_i + x_2^2}$
2	Длина очага деформации, мм	$l_{\text{сi}}$	$x_{1\text{упр}} + x_{\text{пл}} + x_2$
3	Длина первого упругого участка, мм	$x_{1\text{упр}}$	$\frac{\Delta h_{1\text{упр}}(x_{1\text{упр}} + x_{\text{пл}})}{\Delta h_i + \Delta h_{2\text{упр}}}$
4	Длина пластического участка, мм	$x_{\text{пл}}$	$\sqrt{\frac{D_p}{2} \cdot \Delta h_i + x_2^2} - x_{1\text{упр}}$
5	Длина зоны опережения пластического участка, мм	$x_{\text{пл.опер.}}$	$\frac{(h_{\text{н1}} + h_i + \Delta h_{2\text{упр}})}{2\text{tg}(\alpha/2)}$
6	Длина зоны отставания пластического участка, мм	$x_{\text{пл.отс}}$	$x_{\text{пл}} - x_{\text{пл.опер}}$
7	Тангенсы углов	$\text{tg}(\alpha/2)$ $\text{tg}\beta$	$\frac{(\Delta h_i + \Delta h_{2\text{упр}})}{2(x_{1\text{упр}} + x_{\text{пл}})}$ $\frac{\Delta h_{2\text{упр}}}{2x_2}$

Примечание к таблице 2.2. D_p - диаметр бочки рабочего вала; Δh_i - абсолют-

ное обжатие в i -й клетки; $\Delta h_{iупр}$, - максимальные величины абсолютных упругих деформаций полосы по толщине на участках с длинами $X_{1упр}$ и X_2 .

Разработанная методика расчета процесса горячей прокатки полос с учетом следующих условий:

1. Уширение отсутствует, деформация полосы плоская.
2. Участок прилипания расположен на всем пластическом участке.
3. Зависимость τ_x от h_x линейная.
4. Коэффициент трения усреднен по поверхности контакта металла с валками и взят как постоянная величина.
5. Контактные напряжения рассчитываются отдельно на каждом участке очага деформации, используя уравнения пластичности для пластических участков, закон Гука для упругих участков.

2. 2 Распределение напряжений трения

Зависимость $\tau_x(x)$, приведена в работе [21]. На участке прилипания отсутствует проскальзывания полосы относительно валков, т.к., касательные напряжения $\tau_x(x)$ на этом участке будет являться трением покоя. Свойства напряжений определяются разносторонней направленностью в зонах отставания и опережения, а так же равенством нулю в нейтральном сечении.

Скорость полосы на контактной поверхности и валков равны. Средняя скорость полосы по сечению $v_{хср}$ растет при движении через очаг деформации, из чего можно сделать вывод, что разность скоростей ($v_B - v_{хср}$) может меняться по графику на рисунке 2.1. Следовательно напряжения трения покоя $\tau_x(x)$ зависит от разности скоростей. Примем модель напряженного трения на рисунке 2.2. исходя из характера напряженно-деформированной состояния листа.

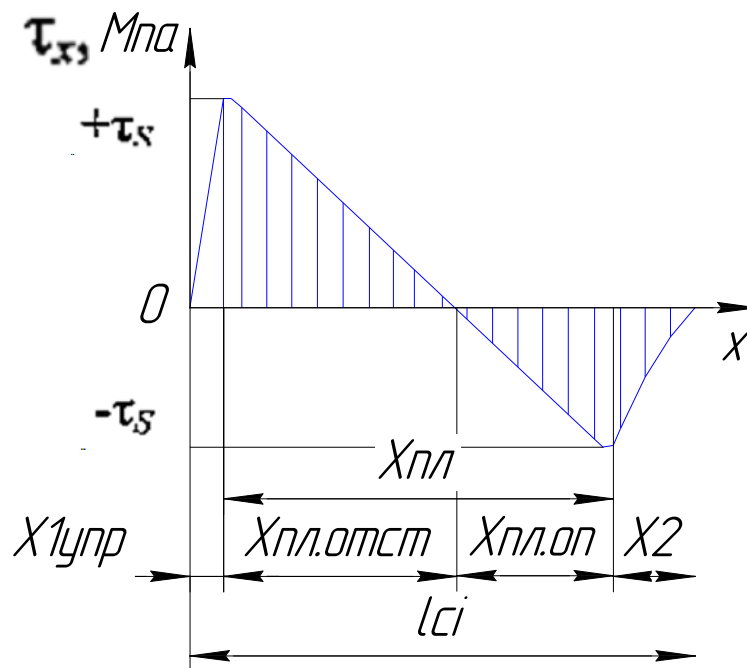


Рисунок 2.2 - График изменения в очаге деформации касательных контактных напряжений

1) В зоне прилипания, касательное напряжение изменяется линейно находится в пределах максимума $X_{\text{хmax}} = \tau_s$ и минимума $\tau_x > -\tau_s$, проходя через значение $\tau_x = 0$ в нейтральном сечении, исходя из формулы:

$$\tau_x = \tau_s \left(\frac{h_x - h_n}{h_{\text{упр}} - h_n} \right), \quad (2.2)$$

где h_n - толщина полосы в нейтральном сечении;

$h_{\text{упр}}$ - толщина полосы на границе первого упругого и пластического участков.

2) Закон трения скольжения действует на упругих участках очага деформации длиной:

$$\tau_x = \mu \cdot p_x \quad (2.3)$$

2.3. Обзор модели расчета сопротивления деформации

Модель сопротивления деформации полосы имеет так же большое влияние на расчеты напряжений. На рисунке 2.3 представлен график характеризующий изменение сопротивления деформации.

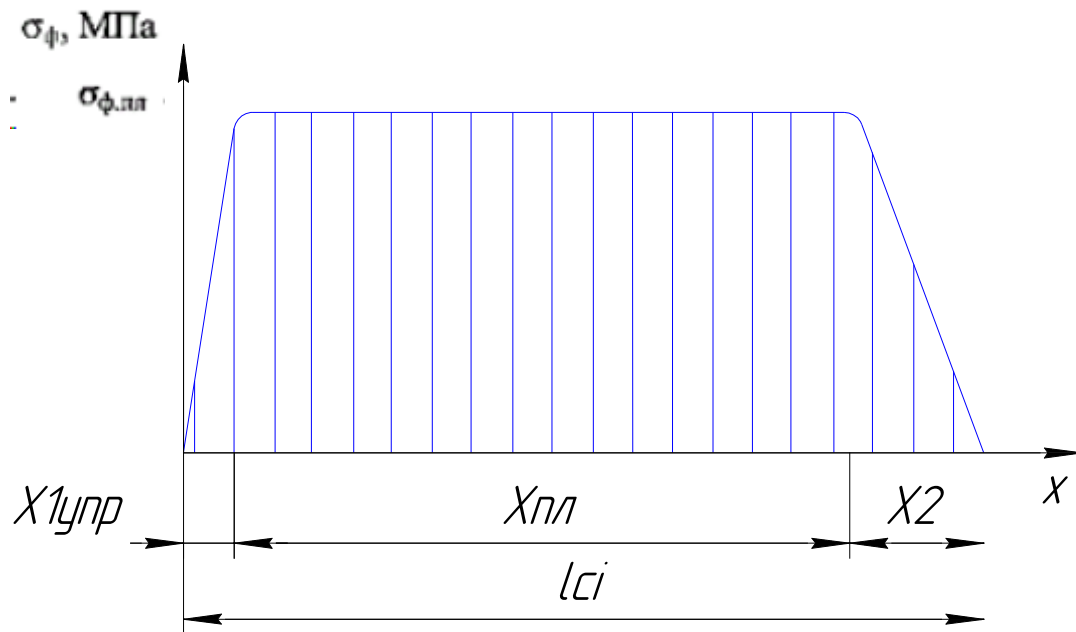


Рисунок 2.3 - Изменения сопротивления деформации по длине дуги контакта

Сопротивление деформации изменяется по закону Гука. В первой зоне, когда металл на входе в валки обжимается по толщине, сопротивление деформации, по закону Гука, изменяется по линейному закону:

$$\sigma_{\phi 1}(h_x) = E_{\text{п}} \cdot \varepsilon_{\text{hx}} = E_{\text{п}} \cdot \frac{\Delta h_x}{h_i - 1}, \quad (2.3)$$

где Δh_x - абсолютная упругая деформация полосы по толщине;

ε_{hx} - относительная упругая деформация полосы по толщине.

Во второй зоне, там где идет процесс упругого восстановления части толщины полосы на выходе из очага деформации, сопротивление деформации находится как:

$$\sigma_{\phi 3}(h_x) = E_{\text{п}} \cdot \varepsilon_{\text{hx}} = E_{\text{п}} \cdot \frac{\Delta h_x}{h_1} \quad (2.4)$$

При горячей прокатке идут процесса рекристаллизации металла, поэтому сопротивление деформации в зоне прилипания принято принимают как ($\sigma_{\text{фпл}}$). Сопротивление деформации вычисляем по формуле:

$$\sigma_{\text{фпл}} = S \cdot \sigma_{\text{од}} \cdot u^a \cdot (10 \varepsilon_1)^b (t/1000)^c, \quad (2.5)$$

где S, a, b, c - значения определяемые на пластометре;

ε_1 - относительное обжатие;

t - температура полосы на выходе из клетки.

Сопротивление деформации определяемое по графику на рисунке 2.3 очень отличается от классических методик, в которых не учитывается влияние упругих зон.

2.4 Обзор модели расчета нормальных контактных напряжений

Следуя предыдущим пунктам расчет контактных напряжений будем вести для:

- Двух упругих зон;
- Пластической зоны.

За основу взята плоская схема напряженно- деформированного состояния полосы. Поэтому, составим систему для напряжений:

- $p_x(h_x)$;
- $\tau_x(h_x)$;
- $\sigma_x(h_x)$,

где $\sigma_x(h_x)$ - сжимающее нормальное напряжение. В таблице 2.3 представлены основные выражения для расчетов упругих и пластических участков.

Таблица 2.3 - Основные выражения для упругих и пластических участков

Основные выражения для упругих участков		
	Участок упругого сжатия	Участок упругого восстановления
Дифференциальные уравнения равновесия	$d\sigma_x - (p_x - \sigma_x) \cdot \frac{dh_x}{h_x} + \frac{\mu \cdot p_x dh_x}{h_x \cdot \text{tg}(a/2)} = 0$	$d\sigma_x - (p_x - \sigma_x) \cdot \frac{dh_x}{h_x} + \frac{\mu \cdot p_x dh_x}{h_x \cdot \text{tg}\beta} = 0$
Уравнения упругости	$p_x - \sigma_x = 1,15 \cdot E_n \cdot \frac{h_x - h_{i-1}}{h_{i-1}}$	$p_x - \sigma_x = 1,15 \cdot E_n \cdot \frac{h_x - h_i}{h_i}$
Закон трения	$\tau_x = \mu \cdot p_x$	$\tau_x = \mu \cdot p_x$

Продолжение таблицы 2.3

Формулы для p_x	$p_x = 1,15 \cdot E_{II} \cdot \left(\frac{1}{\delta_{i-1}} - \frac{2}{\delta_{i-1} + 1} \cdot \left(\frac{h_x}{h_{i-1}} \right) + \left(\frac{h_{i-1}}{h_x} \right)^{\delta_{i-1}} \cdot \left(\frac{\delta_{i-1} - 1}{(\delta_{i-1} + 1)\delta_{i-1}} - \frac{\sigma_{i-1}}{1,15 \cdot E_{II}} \right) \right)$	$p_x = 1,15 \cdot E_{II} \cdot \left(\frac{1}{\delta_i} - \frac{2}{\delta_i + 1} \cdot \left(\frac{h_x}{h_i} \right) + \left(\frac{h_i}{h_x} \right)^{\delta_i} \cdot \left(\frac{\delta_i - 1}{(\delta_i + 1)\delta_i} - \frac{\sigma_i}{1,15 \cdot E_{II}} \right) \right)$
Основные выражения для пластических участков		
Дифференциальные уравнения равновесия	$d\sigma_x - (p_x - \sigma_x) \cdot \frac{dh_x}{h_x} + \frac{\tau_x \cdot dh_x}{h_x \cdot \operatorname{tg}\left(\frac{\alpha}{2}\right)} = 0$	
Уравнения упругости	$p_x \cdot \sigma_x = 1,15 \cdot \sigma_{ф.пл}$	
Закон трения	$\tau_x = \tau_s \cdot \left(\frac{h_x - h_H}{h_{1упр} - h_H} \right)$	
Формулы для p_x	$p_x = 1,15 \cdot \sigma_{\phi} \cdot \left(\frac{0,5}{\operatorname{tg}\alpha} \cdot \left(\frac{h_{1упр} - h_x}{h_{1упр} - h_H} \right) + \left(1 + \frac{0,5}{\operatorname{tg}\alpha} \cdot \left(\frac{h_H}{h_{1упр} - h_H} \right) + (\ln h_x - \ln h_{1упр}) + \frac{P_{1упр}}{1,15 \sigma_{\phi}} \right) \right)$	

Очага деформации характеризуется двумя прямыми линиями:

1. Первая от входного сечения до вертикальной осевой плоскости валков.
2. Вторая в зоне упругого восстановления толщины полосы.

Для задания граничных условий в очаге деформации (для выхода и входа в очаг) воспользуемся удельными натяжениями полосы σ . Граничные условия для пластического участка (прилипания) воспользуемся отношением $p_x(h_x)$, которое было рассчитано для начальной упругой зоны, где $h_x = h_{упр}$.

Расчет толщины полосы в нейтральном сечении, введем с помощью выражения:

$$p_x(h_x = h_{2упр}) \tag{2.6}$$

в котором мы приравняли прировняли значения на участке пластической деформации и втором участке упругой деформации. Из этого следует выражение:

$$h_x = h_y \quad (2.7)$$

Решив это выражение получим формулу для вычисления толщины полосы в нейтральном сечении, с учетом всех характеристик очага деформации:

$$h_n = \frac{2 \cdot h_{уупр} \cdot \frac{tg\alpha}{2} \cdot ((p_{2уупр} - p_{1уупр}) / 1,15 \cdot \sigma_\phi - \ln h_{2уупр} + \ln h_{1уупр}) - h_{1уупр} + h_{2уупр}}{2 \cdot tg\alpha / 2 \cdot ((p_{2уупр} - p_{1уупр}) / 1,15 \cdot \sigma_\phi - \ln h_{2уупр} + \ln h_{1уупр}) - h_{1уупр} + h_{2уупр}}, \quad (2.8)$$

где $p_{уупр}$ - нормальное контактное напряжение.

Для второй упругой зоны в сечении:

$$h_x = h_{2уупр} = h_i - \Delta h_{2уупр} \quad (2.9)$$

2.5 Обзор модели расчета среднего усилия прокатки и контактных напряжений.

В таблице 2.4 представлены формулы для расчета средних значений нормальных контактных напряжений на каждом участке. Формулы выражены после интеграции $p_x(h_x)$.

Таблица 2.4 - Средние значения нормальных контактных напряжений

Зона	Формула
Упругая зона длиной $x_{1уупр}$	$p_1 = 1,15 \cdot E_{п} \cdot \left(\frac{1}{\delta_{i-1}} + \frac{L}{\delta_{i-1} + 1} \left[\left(\frac{\delta_{i-1} - 1}{(\delta_{i-1} + 1)\delta_{i-1}} - \frac{\sigma_{i-1}}{1,15 E_{п}} \right) (D^{\delta_{i-1} + 1} - 1) - 2 \cdot \ln D \right] \right)$ <p>где $L = \frac{E_{п} - \sigma_{фпл}}{\sigma_{фпл}}$, $D = \frac{E_{п}}{E_{п} - \sigma_{фпл}}$</p>
Зона пластической деформации $x_{пл}$	$p_{23} = \frac{2 \cdot \tau_s}{h_{2уупр} - h_{1уупр}} \left\{ \left[1 + \frac{0,5}{tg\alpha/2} \frac{h_n}{(h_{1уупр} - h_n)} \right] \left[h_{2уупр} (\ln h_{2уупр} - 1) - h_{1уупр} (\ln h_{1уупр} - 0,25 tg\alpha/2 h_{2уупр}^2 - h_{1уупр}^2 (h_{1уупр} - h_n) + p_{1уупр} p_{2\tau s} + 0,5 tg\alpha/2 h_{1уупр} (h_{1уупр} - h_n) - 1 + 0,5 tg\alpha/2 h_n (h_{1уупр} - h_n) \ln h_{1уупр} (h_{2уупр} - h_{1уупр}) \right] \right\}$

Продолжение таблицы 2.4

Упругая зона длиной x_2	$p_4 = 1,15 \cdot E_{II} \cdot \left\{ \frac{1}{\delta_i} + \frac{L}{\delta_{i+1}} \left[\left(\frac{\delta_i - 1}{(\delta_i + 1)\delta_i} - \frac{\sigma}{1,15E_{II}} \right) (D^{\delta_i + 1} - 1) - 2 \cdot \ln D \right] \right\}$
------------------------------	---

Среднее значение нормального контактного напряжения вычисляется исходя из напряжений в трех зонах:

$$p_{cp} = \frac{1}{l_{ci}} \cdot (p_1 \cdot x_{1упр} + p_{23} \cdot x_{пл} + p_4 \cdot x_2) \quad (2.10)$$

Усилие прокатки:

$$P_i = p_{срi} \cdot l_{ci} \cdot b, \quad (2.11)$$

где b - ширина полосы (не учитывая уширение).

2.6. Обзор модели расчета мощности прокатки

Расчета мощности горячей прокатки будем вести беря за основу схему очага деформации (рисунок 2.5). Очаг деформации состоит трех участков - зоны пластической деформации (участок прилипания), которая расположена между двух зон упругой деформации.

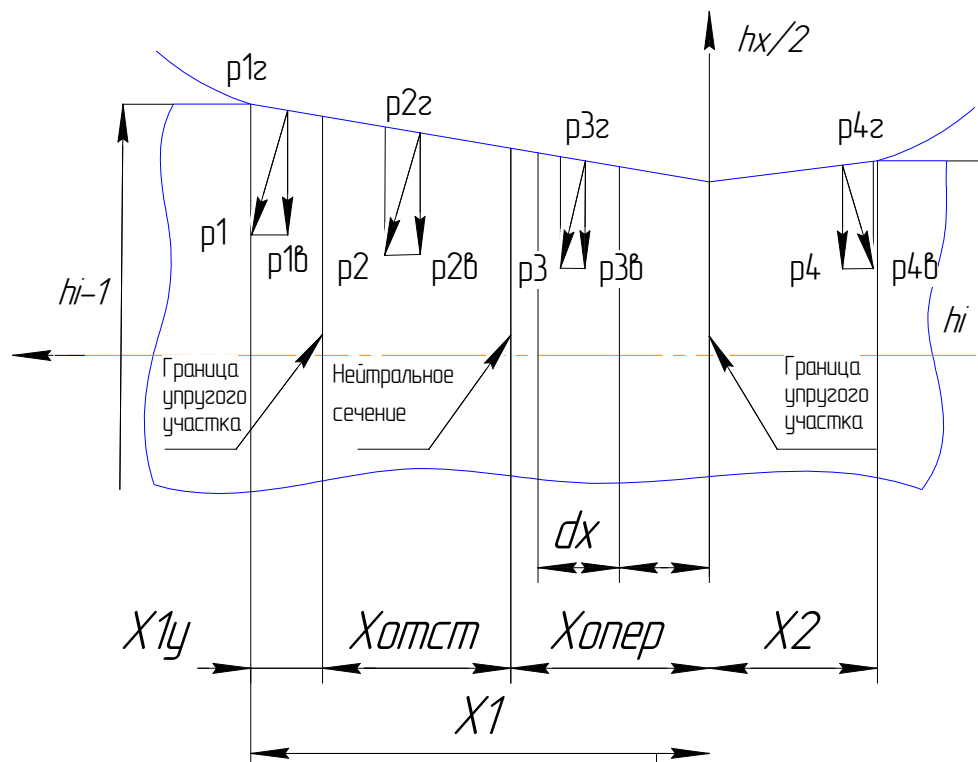


Рисунок 2.5 - Схема очага деформации

Нормальные и касательные напряжения связаны по закону трения:

$$\tau_x = \mu \cdot p_x \quad (2.12)$$

Зона пластической деформации делится на участок отставания и опережения. Они находятся в зоне прилипания. В этой зоне между полосой и поверхностью валков не будет скольжения. На участке прилипания касательное напряжение будет меняться:

$$\tau_x = \tau_s \left(\frac{h_x - h_n}{h_{yпр} - h_n} \right) \quad (2.13)$$

Расчет нормальных контактных напряжений на трех участках очага деформации ведется по формулам из таблицы 6.

$$\tau_1 = \mu \cdot p_1$$

$$\tau_4 = -\mu \cdot p_4$$

В формуле (2.12) минус означает, что касательное напряжение направлено в другую сторону от первого участка. Все это следствие того, что второй участок упругой деформации находится в зоне опережения.

Касательное напряжение на пластическом участке определяют по формуле:

- для участка опережения:

$$\tau_2 = -\frac{\tau_s}{2} \left(\frac{h_n - h_{2yпр}}{h_{1yпр} - h_n} \right) \quad (2.14)$$

- для участка отставания:

$$\tau_2 = \frac{\tau_s}{2} \quad (2.15)$$

Используя схему на рисунке 2.5, составим формулы для вычисления мощности прокатки для всех участков очага деформации. Для этого вычислим удельную работу процесса прокатки полосы. Работа выражается через сумму нормальных и касательных напряжений, которые направлены параллельно оси прокатки полосы. Формулы представлены в таблице 2.5.

Удельная работа прокатки полосы вычисляем по формуле:

$$a_{пр} = a_1 + a_2 + a_3 + a_4 \quad (2.16)$$

Мощность прокатки полосы для каждого прохода вычисляем по формуле:

$$N_{пр} = a_{пр} \cdot V_i, \quad (2.17)$$

где V_i - секундный объем.

Секундный объем - объем полосы прокатываемый в клетях в секунду.

Таблица 2.5 - Формулы для вычисления удельных работ прокатываемой полосы

Зона деформации	Формула
Зона упругой деформации ($x_{1упр}$)	$a_1 = \tau_1 \cdot \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}} + \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \right) \ln \frac{h_{i-1}}{h_{1упр}}$
Зона отставания ($x_{пл.ост}$)	$a_2 = \frac{\tau_s}{2} \cdot \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}} + \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \right) \ln \frac{h_{1упр}}{h_H}$
Зона опережения ($x_{пл.опр}$)	$a_3 = - \frac{\tau_s}{2} \cdot \left(\frac{h_H - h_{2упр}}{h_{1упр} - h_H} \right) \cdot \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}} + \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \right) \ln \frac{h_H}{h_{2упр}}$
Зона упругой деформации (x_2)	$a_4 = - \tau_4 \cdot \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \beta_{упр}} + \operatorname{tg} \beta_{упр} \right) \ln \frac{h_i}{h_{2упр}}$

Работа и мощность прокатки зависят от касательных сил, которые возникают в следствии касательными напряжений. Докажем это путем разложения напряжения p_{23} . Напряжение p_{23} состоит из:

- вертикальной $p_{23в} = p_{23} \cdot \cos \frac{\alpha}{2}$
- горизонтальной $p_{23г} = - p_{23} \cdot \sin \frac{\alpha}{2}$

Минус показывает, что напряжения противоположно направлены. Вертикальное напряжение $p_{23в}$, характеризуется как полезная работа, направленная на уменьшение толщины полосы. Горизонтальное напряжение идет на встречу движению полосы и тем самым, мешает продвижению полосы через очаг деформации.

Путь вертикальной силы $p_{23в}$ вычисляется как:

$$S_B = \frac{h_{1упр} - h_H}{2} = \frac{\Delta h_2}{2} \quad (2.18)$$

Путь горизонтальной силы $p_{23\Gamma}$ вычисляется как:

$$S_{\Gamma} = \frac{\Delta h_2}{2 \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}, \quad (2.19)$$

где Δh_2 - уменьшение толщины полосы в зоне отставания.

Из полученных формул получим:

$$p_{23B} \cdot S_B = p_{23} \cdot \cos \frac{\alpha}{2} \frac{\Delta h_2}{2} \quad (2.20)$$

$$p_{23\Gamma} \cdot S_{\Gamma} = - p_{23} \cdot \cos \frac{\alpha}{2} \frac{\Delta h_2}{2} \quad (2.21)$$

Сделав выводы, следует, что вертикальная сила напряжения p_{23} , полностью уходит на преодоление сопротивления движению полосы, которое возникает в результате действия горизонтальной силы напряжения p_{23} . Тем самым получим выражение:

$$p_{23B} \cdot S_B + p_{23\Gamma} \cdot S_{\Gamma} = 0 \quad (2.22)$$

Работа прокатки так же как и мощность не зависят от контактных напряжений. Контактные напряжения лишь частично влияют на мощность прокатки в зонах упругой деформации и зависят от коэффициента μ . В зоне пластической деформации коэффициент трения μ , никак не влияет на мощность контактных напряжений прокатки полосы.

В зоне опережения и во второй зоне упругой деформации, валкам возвращается часть затраченной энергии от полосы. В зоне отставания и в первой зоне упругой деформации валки работают на полезную энергию.

2.7. Обзор модели расчета момента и мощности привода

За основу, для дальнейших расчетов возьмем методикой [22-24] и схему моментов и сил в четырёхвалковой клетки на рисунке 2.6. Мощность двигателей главного привода рабочей клетки, при выполнении условия, что скорость прокатки неизменна, вычисляется по формуле:

$$N_{дв} = \frac{N_p}{\eta}, \quad (2.23)$$

где η - КПД линии главного привода;

N_p - мощность, необходимая для совершения пластической деформации и преодоления трения, вычисляемая по формуле:

$$N_p = M_p \cdot \omega_p, \quad (2.24)$$

где ω_p - угловая скорость валков;

M_p - момент, необходимый для привода валков, вычисляемый по формуле:

$$M_p = M_{пр} + M_{нат} + M_{тр} + M_{оп}, \quad (2.25)$$

где $M_{пр}$ - момент прокатки;

$M_{нат}$ - момент натяжения полосы;

$M_{тр}$ - момент трения в подшипниках валков;

$M_{оп}$ - момент вращения опорных валков.

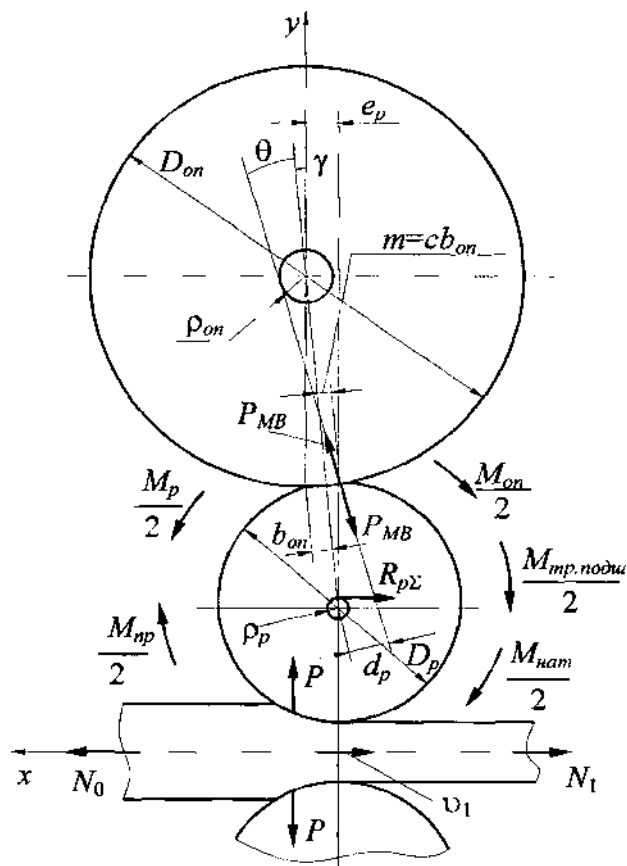


Рисунок 2.6 - Схема сил и моментов четырехвалковой клетки

Момент прокатки вычисляем по формуле через мощность прокатки:

$$M_{пр} = \frac{N_{прi} \cdot N_{прi}}{\omega_p} \quad (2.26)$$

Момент сил натяжения, который возникает из-за неравенства заднего и

переднего натяжений, вычисляем по формуле:

$$M_{\text{нат}} = \Delta N \cdot \frac{D_p}{2}, \quad (2.27)$$

Разность сил переднего и заднего натяжения полосы при прокатке находим как:

$$\Delta N = N_0 - N_1 \quad (2.28)$$

Момент трения в подшипниках валков вычисляем по формуле:

$$M_{\text{тр.}} = \mu_{\text{пр}} \cdot \frac{d_{\text{пр}}}{2} \cdot (\Delta N - 2P \cdot \text{tg}(\theta + \gamma)), \quad (2.29)$$

где $\mu_{\text{пр}}$ - коэффициент трения в подшипниках валков;

$d_{\text{пр}}$ - рабочий диаметр подшипников;

P - усилие прокатки;

θ - угол между плоскостью действия межвалкового усилия и осью валков;

γ - угол между вертикальной осевой плоскостью опорного валка и плоскостью, проходящей через оси валков.

Угол θ находим как:

$$\text{tg}\theta = \frac{2(C + \mu \frac{d_{\text{пр}}}{2})}{D_p}, \quad (2.30)$$

где C - коэффициент плеча трения качения;

μ - коэффициент трения в подшипниках валков;

d_p - рабочий диаметр подшипников;

Половина ширины площади межвалкового контакта $b_{\text{оп}}$ вычисляем по формуле:

$$b_{\text{оп}} = 0,798 \cdot \sqrt{\eta \frac{P_{\text{мв}} \cdot D_p \cdot D_{\text{оп}}}{L \cdot D_p + D_{\text{оп}}}}, \quad (2.31)$$

где $D_{\text{оп}}$ - диаметр опорного валка;

D_p - диаметр рабочего валка;

L - длина контактирующего участка бочек валков;

$P_{\text{мв}}$ - межвалковая сила.

Упругую постоянную η находим по формуле:

$$\eta = \frac{1-v_p^2}{E_p} + \frac{1-v_{оп}^2}{E_{оп}}, \quad (2.32)$$

где $E_{оп}$ - модуль упругости опорных валков;

$v_{оп}$ - коэффициент Пуассона для опорных валков.

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{2 \cdot e_p}{D_p + D_{оп}}, \quad (2.33)$$

где e_p - горизонтальное смещение оси рабочего валка относительно вертикальной осевой плоскости опорного валка.

Момент привода холостых опорных валков вычисляем по формуле:

$$M_{оп} = \frac{2 \cdot P}{\cos(\theta + \gamma)} \left(\frac{D_p}{2} \cdot \sin \theta + C \cdot b_{оп} \cdot \cos \theta \right) \quad (2.34)$$

Трение качения влияет на мощность главного привода прокатной клетки через:

- плечо трения качения ($C \cdot b_{оп}$);
- угол θ .

Вычислим потерю энергии при трении качения и величину коэффициента плеча трения качения C . Для каждого режима прокатки рассчитаем энергосиловые параметры, не зависящие от коэффициента трения качения C :

- контактные напряжения;
- усилия;
- мощность прокатки.

Следующим шагом подберем коэффициент трения C так, чтобы разница между расчетными и измерительными значениями мощности двигателя была близка к нулю. Далее получим регрессионное уравнение зависимости трения качения C , которое будет зависеть от максимального нормального напряжения p_0 в межвалковом контакте, с учетом обжатий, натяжений и механических свойств полосы, и от относительной угловой скорости рабочего валка $\omega_{отн}$:

$$p_0 = \frac{2 \cdot q}{\pi \cdot b_{он}} \quad (2.35)$$

$$\omega_{отн} = \omega_p + \omega_{оп} \quad (2.36)$$

Для всех режимов прокатки полосы рассчитаем мощность двигателя

при значениях коэффициента трения качения C :

1. $N_{дв}$ при коэффициенте, найденном по регрессионному уравнению;
2. $C=0$, без учета потерь энергии на трение качения.

Затраты мощности на трение качения определяем по формуле:

$$N_{тр.к} = N_{дв.р} - N_{дв.р}(C = 0) \quad (2.37)$$

По полученным данными об измеренных технологических и энергосиловых параметрах, имеющихся в АСУ ТП действующего стана, можно по полученной методике вычислить значения коэффициентов трения качения в контакте рабочего и опорного валков рабочих клетей и мощность, расходуемую на трение качения.

Выводы по главе 2.

1. Разработана модель очага деформации при горячей прокатке, которая учитывает напряженное состояние металла в зоне прилипания. В модели были выполнены допущения, чтобы упростить дальнейшие теоретические расчеты, в связи чем, уменьшилась точность расчетов.

2. Построен график изменения сопротивления металла пластической деформации в пластических и упругих участках очага деформации. После анализа графика выявлено, что на упругих участках сопротивление деформации изменяется по закону Гука линейно. На пластическом участке (σ_{ϕ}) усреднено и принято как постоянная рассчитанная по формуле Л.В. Андреюка.

3. Вычислены формулы для определения нормальных контактных напряжений для всех участков очага деформации. Одна из формул позволяет определить среднее для очага деформации значение.

4. Разработана методика расчета мощности процесса горячей прокатки, в которой за основу взята, аналогичная методика для холодной прокатки [25-28]. Эта методика учитывает следующие факторы:

- работы сил, возникающих в очаге деформации под воздействием нормальных и касательных контактных напряжений;
- работы сил, направленных вдоль оси прокатки и перпендикулярно к этой оси на всех из упругих и пластических участков очага деформации;

- противоположное направление касательных напряжений в зонах отставания и опережения.

При расчетах работы касательных сил, учитывает их специфический характер, соответствующий участку прилипания, который не учитывается в других методиках.

5. Получены формулы удельных работ для всех участков очага деформации, включая формулу для определения удельной работы прокатки для очага деформации и мощность прокатки.

6. Выражены регрессионные уравнения, которые выражают зависимость плеча трения качения при горячей прокатке от наиболее значимых факторов влияющих на процесс: максимального нормального напряжения в межвалковом контакте и относительной угловой скорости вращения рабочего и опорного валков.

3. РАЗРАБОТКА НОВОЙ МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ НА СТАНЕ 2000 ММК.

Проведем исследование энергосиловых параметров.

3.1 Моделирование расчета режимов обжатия и формоизменения металла на стане 2000 ММК.

Для первой двухвалковой клетки с вертикальными валками задается обжатие по ширине листа Δh_1 . Заготовкой в первой клетке является поступаемый на стан 2000 сляб. Ширина полосы после первого прохода:

$$b_1 = b_0 - \Delta h_1, \quad (3.1)$$

где b_0 - ширина заготовки (для первого прохода - сляба).

Площадь полосы после проката в первой клетке:

$$S_1 = b_1 \cdot h_1, \quad (3.2)$$

где h_1 - высота полосы после первого прохода.

Вытяжка полосы:

$$\lambda_1 = \frac{S_0}{S_1}, \quad (3.3)$$

где S_0 - площадь заготовки (для первого прохода - сляба).

Так же во втором проходе задаем обжатие по высоте листа Δh_2 . Высота полосы после второго прохода:

$$h_2 = h_1 - \Delta h_2. \quad (3.4)$$

Уширение полосы:

$$\Delta b_2 = 1,15 \frac{\Delta h_2}{2 \cdot h_1} \left(\frac{\Delta h_2}{\mu} - \sqrt{R_2 \cdot \Delta h_2} \right), \quad (3.5)$$

где R_2 - радиус рабочих валков,

μ - коэффициент трения (для расчетов примем $\mu=0,45$).

Ширина полосы после второго прохода:

$$b_2 = b_1 + \Delta b_2 \quad (3.6)$$

Площадь полосы после проката во второй клетке:

$$S_2 = b_2 \cdot h_2 \quad (3.7)$$

Вытяжка полосы:

$$\lambda_1 = \frac{S_1}{S_2} \quad (3.8)$$

Угол захвата полосы:

$$\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \quad (3.9)$$

Относительное обжатие полосы:

$$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} \quad (3.10)$$

Аналогично проводятся расчеты для следующих проходов в черновой и в чистовой группах клетей.

3.2 Моделирование расчета момента прокатки

При разработке новых применяемых технологических программ или регулирование существующих, в основе математической модели будут лежать результаты расчета давления металла на валки и момента прокатки.

Высота очага деформации - это главная особенность прокатки трубной заготовки на листовом стане 2000 ММК. Высота очага деформации - отношение высоты очага деформации к радиусу рабочих валков. Для невысоких очагов деформации, на которых базируется современные методы непрерывной широкополосной прокатки тонких полос, имеются соответствующие выражения, дающие при расчетах достаточную для инженерных расчетов точность.

Длина дуги захвата с учетом «сплющивания» валков:

$$l_d = x_{2B} + \sqrt{\Delta h \cdot R_B + x_{2B}^2}, \quad (3.11)$$

где x_{2B} – приращение дуги длины контакта за линией, соединяющей центры вращения валков:

$$x_{2B} = 8 \cdot p_{cp} \cdot R \cdot \left(\frac{1 - \nu_B^2}{E_B} \right)$$

где p_{cp} – среднее контактное давление;

ν_B , E_B – коэффициент Пуассона и модуль упругости материала валков.

Показатель фактора формы очага деформации:

$$\frac{l_d}{h_{cp}} = \frac{l_d}{h_0+h_1} \quad (3.12)$$

При прокатке блюмов, слябов, заготовок и толстых листов, а также тонких полос при малых степенях деформации (горячая прокатка), когда фактор формы $\frac{l_d}{h_{cp}} < 1$, т. е. при коротком очаге деформации, существенное влияние на величину среднего контактного давления оказывают внеконтактные, в том числе глубинные зоны очага деформации, не охваченные пластической деформацией. Поэтому коэффициент напряженного состояния n_σ определяется по следующим соотношениям:

$$\begin{aligned} \text{при } \frac{l_d}{h_{cp}} \leq 0,6 & \quad n_\sigma = \frac{l_d}{h_{cp}}^{-0,4} \\ \text{при } 0,6 < \frac{l_d}{h_{cp}} \leq 1 & \quad n_\sigma = \frac{l_d}{h_{cp}}^{-0,21} \\ \text{при } \frac{l_d}{h_{cp}} > 1 & \quad n_\sigma = 0,75 + 0,252 \frac{l_d}{h_{cp}} \end{aligned} \quad (3.13)$$

Средняя скорость деформации металла:

$$U = \frac{v \cdot \varepsilon}{l_d}, \quad (3.14)$$

где v - скорость прокатки полосы.

Истинное сопротивление деформации металла:

$$\sigma_s = A \cdot \varepsilon^B \cdot U^C \cdot e^{-DT}, \quad (3.15)$$

где A, B, C, D - коэффициенты, зависящие от марки стали [30];

U - скорость деформации;

T - температура металла.

Среднее контактное давление металла на валки при прокатке. Так как имеем плоскую схему деформации, то $n_\xi = 1,15$.

$$p_{cp} = n_\xi \cdot n_\sigma \cdot \sigma_s \quad (3.16)$$

Усилие прокатки:

$$P = p_{cp} \cdot b_1 \cdot l_d \quad (3.17)$$

При расчете усилия прокатки P (или контактное давление p_{cp}) основной задачей является расчет крутящего момента. Для определения момента тре-

буется правильно определить точку приложения силы P и соответственно определение коэффициента плеча момента.

Величину ψ называют коэффициентом плеча момента прокатки. При практических расчетах для определения ψ используют эмпирические зависимости. Коэффициент плеча момента зависит от характера распределения давлений по дуге контакта. При равномерном распределении давлений точка приложения силы P находится посередине дуги контакта и коэффициентом плеча момента прокатки будет равняться $\psi = 0,5$. Любая асимметрия в распределении давлений приводит к отклонению величины коэффициента плеча момента прокатки ψ от значения $0,5$. При прокатке толстых полос $\psi > 0,5$, так как в этом случае максимум давления смещен к плоскости входа. Напротив, при прокатке тонких полос коэффициентом плеча будет $\psi < 0,5$, так как максимум давлений смещен к плоскости выхода.

Величину ψ называют коэффициентом плеча момента прокатки. При практических расчетах для определения ψ используют эмпирические зависимости.

Для определения ψ применим формулу Королева А. А.:

$$\psi = \frac{1}{2-\varepsilon} \cdot (1 - \varepsilon \cdot (\frac{e^m}{e^m-1} - \frac{1}{m})) \quad (3.18)$$

Момент прокатки находим как:

$$M_{пр} = 2 \cdot P \cdot \psi \cdot l_d \quad (3.19)$$

Коэффициент контактного трения для стальных валков по формуле Гелеи:

$$f = 1,05 - 0,0005 \cdot T - 0,056 \cdot v \quad (3.20)$$

Принимаем, что угол трения β в радианах равен коэффициенту контактного трения f .

Проверяем режим обжатия на условие захвата полосы валками:

- если $\Delta = (\alpha - \beta) \leq 0$, то захват возможен ($\alpha \leq \beta$)
- если $\Delta > 0$, то захват не происходит ($\alpha > \beta$).

Нейтральный угол:

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta}\right) \quad (3.21)$$

Отставание по формуле А.И.Целикова:

$$S_0 = 1 - \left(\frac{h_1 + D \cdot (1 - \cos\gamma)}{h_0}\right) \cdot \frac{\cos\gamma}{\cos\alpha} \quad (3.22)$$

При горячей прокатке толстых листов для определения опережения используют формулу А.А. Королева (с учетом уширения полосы):

$$S_1 = \frac{R \cdot \gamma^2}{h_1} \cdot \left(1 - \frac{R \cdot \gamma}{b_1}\right), \quad (3.23)$$

где b_1 – ширина полосы на выходе из валков.

Скорость полосы на входе в зону деформации (в зев валков):

$$v_0 = v_{\text{п}} \cdot (1 - S_0), \quad (3.24)$$

где $v_{\text{п}}$ – скорость прокатки.

Скорость полосы на выходе из валков:

$$v_1 = v_{\text{п}} \cdot (1 + S_1) \quad (3.25)$$

Выводы по главе 3.

Разработан и реализован в виде компьютерной программы алгоритм методики расчета энергосиловых параметров горячей прокатки на толстолистовом стане горячей прокатки 2000 ММК, изложенной в главе.

С помощью разработанной методики были рассчитаны значения контактных напряжений, усилий и мощности прокатки для действующих режимов прокатки.

Разработанная методика позволяет рассчитывать энергосиловые параметры с погрешностями, меньшими, чем в известных на данный момент методиках.

4. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ОСНОВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ

С помощью разработанной методики существенно повышается точность расчетов энергосиловых параметров.

Поэтому представляет интерес исследование с помощью разработанной модели влияния параметров непрерывного широкополосного стана и процесса прокатки (относительного обжатия, температуры подката) на энергосиловые параметры. С помощью известных методик для расчета энергосиловых параметров и в силу указанных выше их недостатков, получить достоверные выводы из аналогичных исследований не представляется возможным.

Составлена процедура исследований, которая заключалась в следующем: один из параметров, например, относительное обжатие, изменяли с определенным шагом, а другие оставляли постоянными; производили энергосиловой расчет и фиксировали зависимости интересующих параметров от относительного обжатия. Аналогично варьировали температуру подката.

Диапазоны параметров режимов прокатки были приняты на основании анализа базы данных черновой группы клетей действующего непрерывного стана горячей прокатки 2000 ММК.

Относительные обжатия варьировали в реальных диапазонах: в клетки № 1 - 10-20 %, в промежуточных клетях - 15-30 %, в клетки № 6 - 25-30 %. Температуру начала процесса прокатки варьировали в диапазоне 1170-1230 °С, обеспечивающую необходимую микроструктуру металла и его механические свойства.

Увеличение коэффициентов трения в очагах деформации станов горячей прокатки даже в 2 раза приводит к увеличению усилия прокатки максимум на 2-4 % (это объясняется тем, что в основной - пластической - части очага деформации контактные напряжения практически не зависят от коэффициента трения), поэтому в данной работе исследование влияния этого коэффициента на энергосиловые параметры не рассматривалось.

4.1. Влияние относительного обжатия

Энергосиловые параметры при различных значениях относительных обжатий для режима прокатки сляба 250 мм в лист 15 мм из стали X70 представлены в таблице 4.1.

Таблица 4.1 – Энергосиловые параметры при различных значениях относительных обжатий

Параметр	Клеть №1			Клеть №3				Клеть №6		
	10	15	20	15	20	25	30	25	30	35
Относительное обжатие ε , %										
Усилие прокатки P , МН	13,19	16,72	20,0	13,05	15,6	17,93	20,1	13,79	16,21	19,25
Момент прокатки M_n , МН·м	1,71	2,63	3,64	1,42	1,96	2,5	3,06	1,23	1,56	1,99

Графики зависимостей усилия и момента прокатки от относительного обжатия представлены на рисунках 4.1- 4.2.

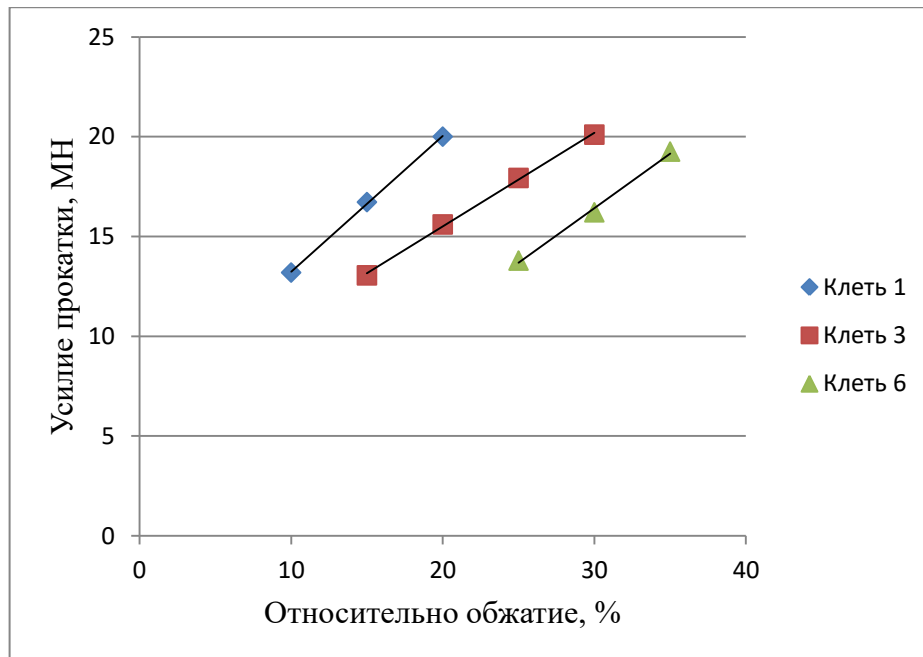


Рисунок 4.1 – Усилие прокатки от относительного обжатия

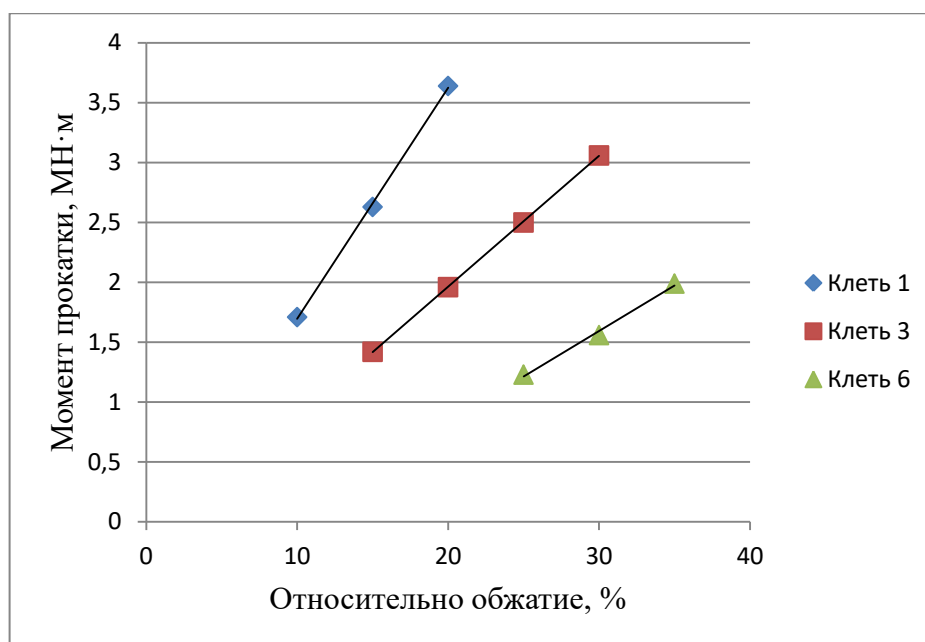


Рисунок 4.2 – Момент прокатки от относительного обжатия

В результате анализа исследований были сделаны следующие выводы:

1. Рост обжатия приводит к увеличению сопротивления деформации, контактных напряжений и усилий прокатки.
2. Увеличение усилий прокатки, приводит к росту мощности прокатки; всех моментов, из которых складывается приводной момент (исключение составляет момент сил натяжений полосы, независящий от относительного обжатия); мощности двигателей главного привода клетей.

Увеличение обжатия на 10 % приводит к увеличению:

- а) контактных напряжений: в первой клетей на 10-13 %; в промежуточных - на 25-30 %; в последней клетей на 35-55 %;
- б) момента и мощности прокатки: в первой клетей на 18-30 %; в промежуточных - на 40-80 %; в последней клетей в 5-4,5 раза;
- в) момента, необходимого для привода холостых опорных валков, первой клетей в 1,4-1,6 раза; промежуточных клетей в 1,8-2,3 раза; последней - в 3-4,5 раза.

4.2. Влияние температуры подката

Важным фактором при воздействии на процесс горячей прокатки, который можно регулировать это - температура подката. Энергосиловые пара-

метры очага деформации при различных значениях температуры подката представлены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 - Энергосиловые параметры при различных значениях температуры подката

Параметр	Клеть №1			Клеть №3			Клеть №6		
	1170	1200	1230	1170	1200	1230	1170	1200	1230
Температура подката, °С									
Длина дуги захвата L_d , мм	211,63	211,66	211,68	144,87	144,91	144,93	94,85	94,87	94,89
Среднее контактное давление P_{cp} , МПа	75,99	70,5	65,4	87,37	81,05	75,21	103,83	96,34	89,39
Усилие прокатки P , МН	26,07	24,18	22,43	20,23	18,75	17,4	15,56	14,43	13,37
Момент прокатки M_n , МН·м	5,34	4,96	4,6	2,82	2,62	2,43	1,39	1,29	1,2

Из рассмотренной выше таблице 4.2 и рисунка 4.3. видно, что изменение температуры подката существенно не влияет на структурные параметры очага деформации и соответственно на длину очага деформации.

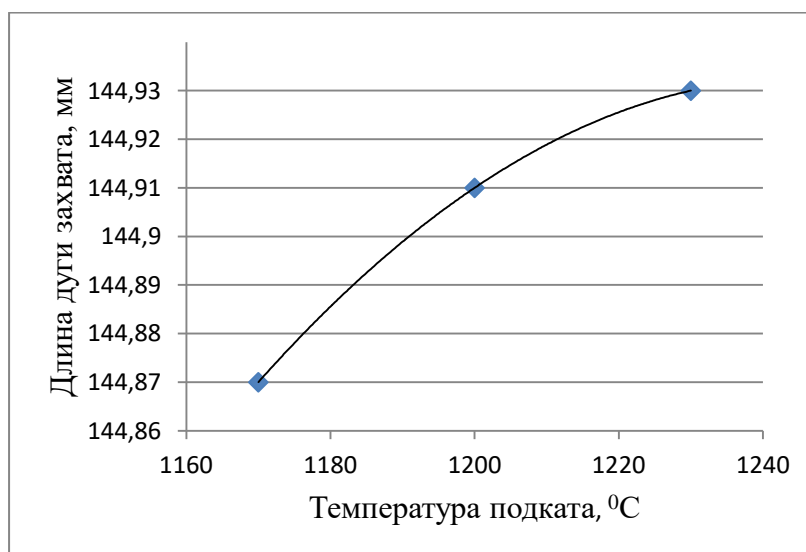


Рисунок 4.3 – Длина дуги захвата от температуры подката для промежуточной клетки

Увеличение температуры подкатываемого металла приводит к снижению сопротивления металла деформации и следовательно, к снижению усилий и мощности прокатки.

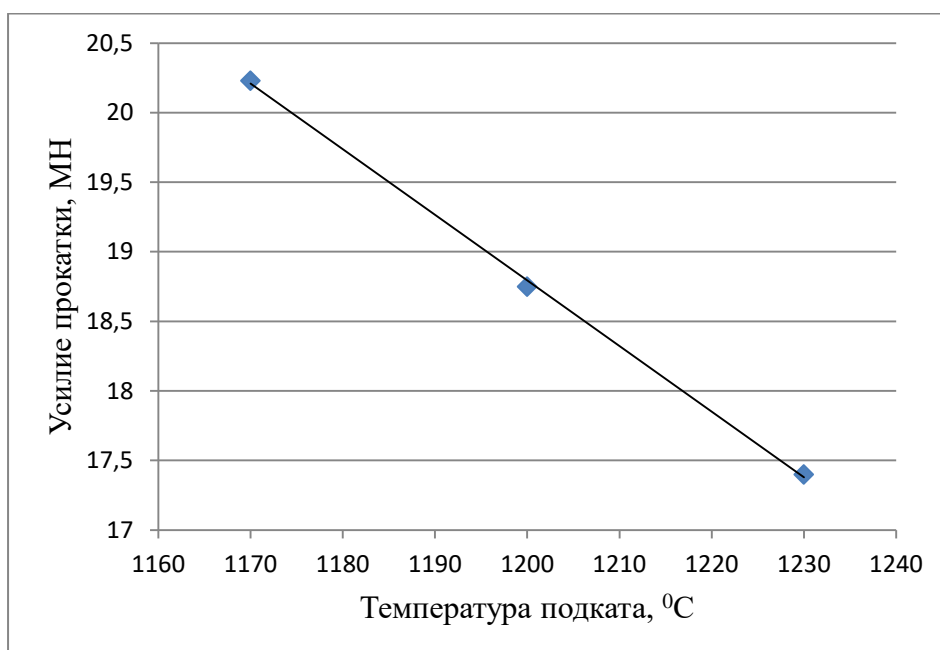


Рисунок 4.4 – Усилие прокатки от температуры подката для промежуточной клетки

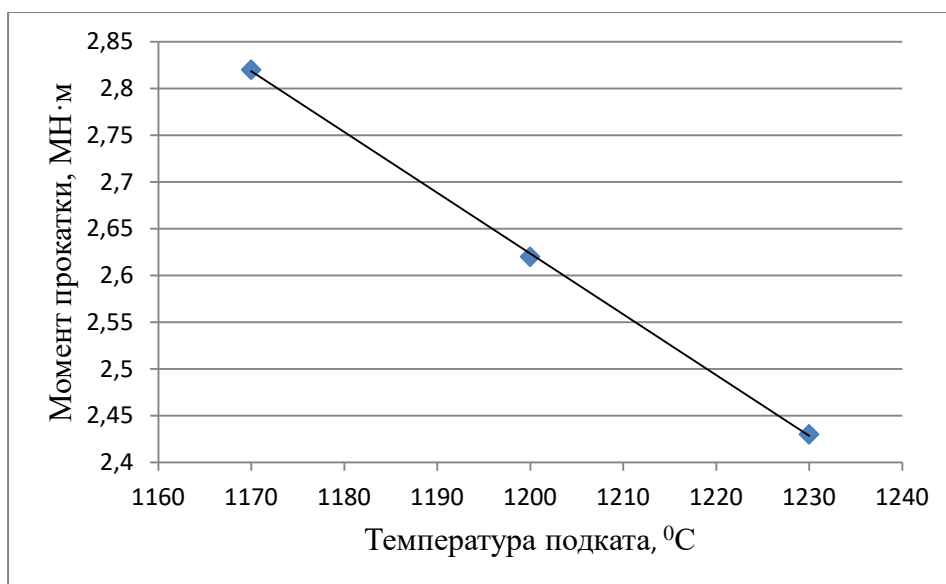


Рисунок 4.5 – Момент прокатки от температуры подката для промежуточной клетки

Повышение температуры подката, позволяет снизить контактные напряжения и мощность электродвигателей главного привода рабочих клеток на 5-20 %.

Результаты аналитических исследований позволяет сделать следующие выводы, которые помогут усовершенствовать режимы горячей прокатки.

Стойкость рабочих валков последних клетей непрерывных широкополосных станов горячей прокатки и, частично, расход энергии на деформацию определяются уровнем контактных напряжений.

Наиболее эффективными регулируемыми средствами воздействия на контактные напряжения являются относительные обжатия и температура подката. Варьирование и перераспределение обжатий между клетями и увеличение температуры подката позволяют снизить напряжения в последних клетях на 20-30 %.

Выводы по главе 4.

1. С использованием разработанных методик энергосилового расчета процесса горячей прокатки выполнен комплекс исследований на ЭВМ влияния параметров процесса прокатки на структурные и энергосиловые параметры очага деформации.

2. Установлено, что при горячей прокатке наиболее эффективными средствами воздействия на контактные напряжения и усилия являются относительные обжатия и температура подката.

Увеличение обжатия на 10 % приводит к увеличению:

а) контактных напряжений: в первой клетке на 10-13 %; в промежуточных - на 25-30 %; в последней клетке на 35-55 %;

б) момента и мощности прокатки: в первой клетке на 18-30 %; в промежуточных - на 40-80 %; в последней клетке в 5-4,5 раза;

Повышение температуры подката, позволяет снизить контактные напряжения клетей на 5-20 %.

5. РАЗРАБОТКА РЕЖИМОВ ПРОКАТКИ ТРУБНОЙ ЗАГОТОВКИ ИЗ СТАЛИ МАРКИ X70

На данный момент существует потребность в прокате классов прочности К60 (X70) для производства электросварных труб большого диаметра.

Электросварные трубы диаметром 508-1420 мм предназначены для строительства магистральных газопроводов, нефтепроводов и нефтепродуктопроводов, рассчитанных на рабочее давление до 12,5 МПа включительно, в том числе и подводных.

Главная задача была разработка режимов прокатки для трубной заготовки из стали марки X70, для изготовления электросварных труб диаметром 508 мм на стане 2000 горячей прокатки Магнитогорского металлургического комбината.

На основе ТУ 1381-012-05757848-2005(трубы стальные электросварные прямошовные наружным диаметром 508-1420 мм для магистральных трубопроводов на рабочее давление до 9,8 МПа) были рассмотрены технические требования для изготовления труб диаметром 508 мм и проведены расчеты режимов прокатки.

Для расчета технологических режимов была использована новая математическая модель энергосиловых параметров стана горячей прокатки, реализованная в виде компьютерной программы, основные положения которой изложены в главе 3.

Исходные данные необходимые для расчетов режимов прокатки трубной заготовки приведены в таблицах 5.1-5.2.

Таблица 5.1 – Исходные данные

Параметр	Значение
Высота сляба, мм	250
Ширина сляба, мм	1600
Марка стали	X70
Температура нагрева, °С	1218

Коэффициенты для расчета предела текучести для стали марки X70 приведены в таблице 5.2.

Таблица 5.2 – Коэффициенты для стали марки X70

A	B	C	D
1225	0,252	0,143	0,0025

Расчеты были проведены с помощью написанной компьютерной программы для трубных заготовок толщиной 10, 15 ,20 мм. Ширина листа во всех трех случаях была выбрана 1600 мм, что по ТУ соответствует ширине заготовки необходимой для изготовления трубы диаметром 508 мм. Результаты расчетов представлены в таблицах 5.3-5.8.

Таблица 5.3 – Режимы прокатки в черновой группе клетей для листа 10 мм

Группа клетей			Чистовая группа											
Клеть			Двухвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая	
Расположение валков			Горизонтал		Вертикал		Горизонтал		Вертикал		Горизонтал		Вертикал	
Номер прохода			1 проход		2 проход		3 проход		4 проход		5 проход		6 проход	
Высота заготовки	h0	мм	250,00	180,00	180,00	131,00	131,00	95,00	95,00	70,00	70,00	52,00	52,00	
Ширина заготовки	b0	мм	1600,00	1623,12	1593,12	1611,21	1586,21	1602,92	1577,92	1592,09	1570,09	1582,37	1562,37	
Диаметр по бочке	D	мм	1400,00	1300,00	1400,00	900,00	1200,00	900	1200	900	1200	900	1200	
Абсолютное обжатие в 1 проходе	Δh	мм	70,00	30,00	49,00	25,00	36,00	25,00	25,00	22,00	18,00	20,00	13,00	
Высота полосы после прохода	h1	мм	180,00	180,00	131,00	131,00	95,00	95,00	70,00	70,00	52,00	52,00	39,00	
Уширение	Δb	мм	23,12	0,00	18,09	0,00	16,71	0,00	14,17	0,00	12,28	0,00	10,51	
Ширина полосы после прохода	b1	мм	1623,12	1593,12	1611,21	1586,21	1602,92	1577,92	1592,09	1570,09	1582,37	1562,37	1572,88	
Площадь полосы	S	мм ²	292161,00	286761,00	211068,37	207793,37	152277,15	149902,1491	111446,40	109906,40	82283,31	81243,31	61342,49	
Вытяжка	λ	-	1,37	1,02	1,36	1,02	1,36	1,02	1,35	1,01	1,34	1,01	1,32	
Угол захвата	α	рад	0,32	0,21	0,26	0,24	0,24	0,24	0,20	0,22	0,17	0,21	0,15	
Абсолютное суммарное обжатие	ΣΔh	мм	240,00											
Относительное суммарное обжатие	Σε	-	0,96											
Относительное обжатие	ε	-	0,28	0,17	0,27	0,19	0,27	0,26	0,26	0,31	0,26	0,38	0,25	
Длина дуги захвата без сплющивания	Ld	мм	221,36	139,64	185,20	106,07	146,97	106,07	122,47	99,50	103,92	94,87	88,32	
Температура полосы	T	°C	1218	1202	1202	1182	1182	1144	1144	1120	1120	1099	1099	
Истинный предел текучести полосы	σs	МПа	45,18	41,03	49,98	49,56	57,12	64,84	66,27	77,91	74,55	93,48	82,93	
	hσp	мм	430,00	360,00	311,00	262,00	226,00	190,00	165,00	140,00	122,00	104,00	91,00	
Показатель фактора формы очага деформации	Ld/hσp	-	0,51	0,39	0,60	0,40	0,65	0,56	0,74	0,71	0,85	0,91	0,97	
Коэффициент напряженного состояния	n	-	1,30	1,46	1,23	1,44	1,19	1,26	1,13	1,07	1,03	0,98	0,99	
Среднее контактное давление металла на валки	Pcp	МПа	67,77	68,92	70,72	81,84	78,02	94,14	85,85	96,25	88,66	105,34	94,86	
Скорость прокатки	vp	м/с	1,25	1,27	1,73	1,76	2,40	2,44	3,28	3,32	4,44	4,50	5,95	
Средняя скорость деформации полосы	U	с-1	1,58	1,52	2,54	3,16	4,48	6,04	7,04	10,50	10,98	18,22	16,85	
Усилие прокатки	P	МН	24,35	15,33	21,10	13,77	18,38	15,76	16,74	15,04	14,58	15,61	13,18	
Коэффициент плеча усилия прокатки	Ψс	-	0,48	0,49	0,48	0,49	0,48	0,48	0,48	0,48	0,47	0,47	0,47	
Момент прокатки	Mp	МН*м	5,21	2,09	3,76	1,42	2,59	1,61	1,96	1,43	1,44	1,40	1,10	
Коэффициент контактного трения	f	-	0,37	0,38	0,35	0,36	0,32	0,34	0,29	0,30	0,24	0,25	0,17	
Условие захвата полосы	Δ	-	-0,05	-0,16	-0,09	-0,12	-0,08	-0,11	-0,09	-0,08	-0,07	-0,04	-0,02	
Нейтральный угол	γ	рад	0,15	0,10	0,13	0,11	0,12	0,11	0,10	0,11	0,08	0,10	0,07	
Отставание	S0	-	0,19	0,19	0,19	0,19	0,19	0,19	0,19	0,19	0,19	0,19	0,18	
Опережение	S1	-	0,08	0,04	0,08	0,04	0,08	0,06	0,08	0,07	0,08	0,09	0,08	
Скорость на входе в зону	v0	м/с	1,02	1,27	1,40	1,76	1,94	2,44	2,66	3,32	3,61	4,50	4,87	
Скорость на выходе из валков	v1	м/с	1,15	1,23	1,59	1,68	2,20	2,29	3,01	3,09	4,08	4,10	5,48	

Таблица 5.4 – Режимы прокатки в чистой группе клетей для листа 10 мм

Группа клетей			Чистовая группа						
Клеть			Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая
Расположение валков			Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал
Номер прохода			7 проход	8 проход	9 проход	10 проход	11 проход	12 проход	13 проход
Высота заготовки	h0	мм	39,00	29,08	22,00	16,90	13,56	11,52	10,51
Ширина заготовки	b0	мм	1572,88	1580,66	1587,14	1592,52	1596,33	1598,65	1599,63
Диаметр по бочке	D	мм	900	900	800	800	800	800	800
Абсолютное обжатие в 1 проходе	Δh	мм	9,92	7,08	5,10	3,34	2,04	1,01	0,51
Высота полосы после прохода	h1	мм	29,08	22,00	16,90	13,56	11,52	10,51	10,00
Уширение	Δv	мм	7,77	6,49	5,38	3,81	2,32	0,98	0,39
Ширина полосы после прохода	b1	мм	1580,66	1587,14	1592,52	1596,33	1598,65	1599,63	1600,02
Площадь полосы	S	мм ²	45965,49	34917,16	26913,60	21646,23	18416,45	16812,07	16000,16
Вытяжка	λ	-	1,33	1,32	1,30	1,24	1,18	1,10	1,05
Угол захвата	α	рад	0,15	0,13	0,11	0,09	0,07	0,05	0,04
Абсолютное суммарное обжатие	$\Sigma \Delta h$	мм							
Относительное суммарное обжатие	$\Sigma \varepsilon$	-							
Относительное обжатие	ε	-	0,25	0,24	0,23	0,20	0,15	0,09	0,05
Длина дуги захвата без сплющивания	Ld	мм	66,81	56,44	45,17	36,55	28,57	20,10	14,28
Температура полосы	T	°C	985	961	941	928	918	899	871
Истинный предел текучести полосы	σ_s	МПа	120,42	133,91	147,95	152,59	148,91	134,41	120,68
h _{ср}	h _{ср}	мм	34,04	25,54	19,45	15,23	12,54	11,02	10,26
Показатель фактора формы очага деформации	Ld/h _{ср}	-	1,96	2,21	2,32	2,40	2,28	1,82	1,39
Коэффициент напряженного состояния	n	-	1,24	1,31	1,34	1,35	1,32	1,21	1,10
Среднее контактное давление металла на валки	P _{ср}	МПа	172,36	201,26	227,17	237,74	226,74	187,00	152,79
Скорость прокатки	v _п	м/с	7,95	10,46	13,57	16,87	19,83	21,72	22,82
Средняя скорость деформации полосы	U	с ⁻¹	30,25	45,11	69,65	91,22	104,44	94,75	77,55
Усилие прокатки	P	МН	18,20	18,03	16,34	13,87	10,35	6,01	3,49
Коэффициент плеча усилия прокатки	Ψ_c	-	0,44	0,44	0,43	0,43	0,43	0,45	0,46
Момент прокатки	M _п	МН*м	1,08	0,89	0,64	0,44	0,26	0,11	0,05
Коэффициент контактного трения	f	-	0,11	-0,02	-0,18	-0,36	-0,52	-0,62	-0,66
Условие захвата полосы	Δ	-	0,04	0,14	0,29	0,45	0,59	0,67	0,70
Нейтральный угол	γ	рад	0,07	0,06	0,06	0,05	0,04	0,03	0,02
Отставание	S0	-	0,19	0,18	0,17	0,14	0,11	0,06	0,04
Опережение	S1	-	0,08	0,08	0,08	0,06	0,05	0,02	0,01
Скорость на входе в зону	v0	м/с	6,47	8,60	11,28	14,44	17,65	20,33	22,01
Скорость на выходе из валков	v1	м/с	7,29	9,63	12,54	15,81	18,93	21,19	22,53

Таблица 5.5 – Режимы прокатки в черновой группе клетей для листа 15 мм

Группа клетей			Чистовая группа											
Клеть			Двуваляковая		Четырехваляковая		Четырехваляковая		Четырехваляковая		Четырехваляковая		Четырехваляковая	
Расположение валков			Горизонтал	Вертикал	Горизонтал	Вертикал	Горизонтал	Вертикал	Горизонтал	Вертикал	Горизонтал	Вертикал	Горизонтал	Вертикал
Номер прохода			1 проход	2 проход	3 проход	4 проход	5 проход	6 проход						
Высота заготовки	h0	мм	250,00	186,00	186,00	140,00	140,00	105,00	105,00	79,00	79,00	59,00	59,00	59,00
Ширина заготовки	b0	мм	1600,00	1621,03	1591,03	1607,42	1582,42	1597,67	1577,67	1591,32	1570,32	1583,00	1568,00	1568,00
Диаметр по бочке	D	мм	1400,00	1300,00	1400,00	900,00	1200,00	900	1200	900	1200	900	1200	1200
Абсолютное обжатие в 1 проходе	Δh	мм	64,00	30,00	46,00	25,00	35,00	20,00	26,00	21,00	20,00	15,00	15,00	15,00
Высота полосы после прохода	h1	мм	186,00	186,00	140,00	140,00	105,00	105,00	79,00	79,00	59,00	59,00	44,00	44,00
Уширение	Δv	мм	21,03	0,00	16,39	0,00	15,25	0,00	13,65	0,00	12,68	0,00	11,39	11,39
Ширина полосы после прохода	b1	мм	1621,03	1591,03	1607,42	1582,42	1597,67	1577,67	1591,32	1570,32	1583,00	1568,00	1579,40	1579,40
Площадь полосы	S	мм ²	301510,92	295930,92	225038,77	221538,77	167755,02	165655,0193	125714,35	124055,35	93397,19	92512,19	69493,50	69493,50
Вытяжка	λ	-	1,33	1,02	1,32	1,02	1,32	1,01	1,32	1,01	1,33	1,01	1,33	1,33
Угол захвата	α	рад	0,30	0,21	0,26	0,24	0,24	0,21	0,21	0,22	0,18	0,18	0,16	0,16
Абсолютное суммарное обжатие	ΣΔh	мм	235,00											
Относительное суммарное обжатие	Σε	-	0,94											
Относительное обжатие	ε	-	0,26	0,16	0,25	0,18	0,25	0,19	0,25	0,27	0,25	0,25	0,25	0,25
Длина дуги захвата без сплющивания	Ld	мм	211,66	139,64	179,44	106,07	144,91	94,87	124,90	97,21	109,54	82,16	94,87	94,87
Температура полосы	T	°C	1218	1202	1202	1164	1182	1144	1144	1120	1120	1099	1099	1099
Истинный предел текучести полосы	σs	МПа	43,89	40,50	48,11	50,27	54,62	57,42	63,70	72,23	72,54	79,90	81,54	81,54
h _{ср}	h _{ср}	мм	436,00	372,00	326,00	280,00	245,00	210,00	184,00	158,00	138,00	118,00	103,00	103,00
Показатель фактора формы очага деформации	Ld/h _{ср}	-	0,49	0,38	0,55	0,38	0,59	0,45	0,68	0,62	0,79	0,70	0,92	0,92
Коэффициент напряженного состояния	n	-	1,34	1,48	1,27	1,47	1,23	1,37	1,17	1,11	1,05	0,93	0,98	0,98
Среднее контактное давление металла на валки	P _{ср}	МПа	67,40	68,93	70,25	85,23	77,49	90,74	85,53	91,98	87,56	85,03	92,09	92,09
Скорость прокатки	v _п	м/с	1,25	1,27	1,67	1,70	2,25	2,28	3,00	3,04	4,04	4,07	5,42	5,42
Средняя скорость деформации полосы	U	с-1	1,51	1,47	2,31	2,86	3,88	4,57	5,94	8,31	9,33	12,61	14,53	14,53
Усилие прокатки	P	МН	23,12	15,31	20,26	14,31	17,94	13,58	17,00	14,04	15,18	10,95	13,80	13,80
Коэффициент плеча усилия прокатки	ψс	-	0,48	0,49	0,48	0,49	0,48	0,49	0,48	0,48	0,48	0,48	0,47	0,47
Момент прокатки	M _п	МН*м	4,74	2,08	3,51	1,48	2,50	1,25	2,03	1,31	1,58	0,86	1,24	1,24
Коэффициент контактного трения	f	-	0,37	0,38	0,36	0,37	0,33	0,35	0,31	0,32	0,26	0,27	0,20	0,20
Условие захвата полосы	Δ	-	-0,07	-0,16	-0,10	-0,14	-0,09	-0,14	-0,10	-0,10	-0,08	-0,09	-0,04	-0,04
Нейтральный угол	γ	рад	0,14	0,10	0,12	0,11	0,12	0,10	0,10	0,10	0,09	0,09	0,08	0,08
Отставание	S0	-	0,17		0,17		0,17		0,18		0,18		0,18	0,18
Опережение	S1	-	0,07	0,04	0,07	0,04	0,07	0,04	0,07	0,06	0,08	0,06	0,08	0,08
Скорость на входе в зону	v0	м/с	1,04	1,27	1,39	1,70	1,86	2,28	2,47	3,04	3,30	4,07	4,42	4,42
Скорость на выходе из валков	v1	м/с	1,16	1,23	1,56	1,63	2,08	2,18	2,78	2,86	3,72	3,83	4,99	4,99

Таблица 5.6 – Режимы прокатки в чистой группе клетей для листа 15 мм

Группа клетей			Чистовая группа						
Клеть			Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая
Расположение валков			Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал
Номер прохода			7 проход	8 проход	9 проход	10 проход	11 проход	12 проход	13 проход
Высота заготовки	h0	мм	44,00	34,08	27,00	21,90	18,56	16,52	15,51
Ширина заготовки	b0	мм	1579,40	1586,33	1591,90	1596,30	1599,25	1600,95	1601,63
Диаметр по бочке	D	мм	900	900	800	800	800	800	800
Абсолютное обжатие в 1 проходе	Δh	мм	9,92	7,08	5,10	3,34	2,04	1,01	0,51
Высота полосы после прохода	h1	мм	34,08	27,00	21,90	18,56	16,52	15,51	15,00
Уширение	Δv	мм	6,93	5,57	4,40	2,95	1,70	0,68	0,26
Ширина полосы после прохода	b1	мм	1586,33	1591,90	1596,30	1599,25	1600,95	1601,63	1601,90
Площадь полосы	S	мм ²	54062,22	42981,26	34958,96	29682,07	26447,69	24841,30	24028,44
Вытяжка	λ	-	1,29	1,26	1,23	1,18	1,12	1,06	1,03
Угол захвата	α	рад	0,15	0,13	0,11	0,09	0,07	0,05	0,04
Абсолютное суммарное обжатие	$\Sigma \Delta h$	мм							
Относительное суммарное обжатие	$\Sigma \varepsilon$	-							
Относительное обжатие	ε	-	0,23	0,21	0,19	0,15	0,11	0,06	0,03
Длина дуги захвата без сплющивания	Ld	мм	66,81	56,44	45,17	36,55	28,57	20,10	14,28
Температура полосы	T	°C	985	961	941	928	918	899	871
Истинный предел текучести полосы	σ_s	МПа	112,69	122,64	132,04	132,26	125,48	110,74	98,08
h _{сп}	h _{сп}	мм	39,04	30,54	24,45	20,23	17,54	16,02	15,26
Показатель фактора формы очага деформации	Ld/h _{сп}	-	1,71	1,85	1,85	1,81	1,63	1,26	0,94
Коэффициент напряженного состояния	n	-	1,18	1,22	1,22	1,21	1,16	1,07	0,99
Среднее контактное давление металла на валки	P _{сп}	МПа	153,09	171,47	184,57	183,32	167,44	135,79	111,20
Скорость прокатки	v _п	м/с	6,97	8,77	10,78	12,70	14,25	15,17	15,69
Средняя скорость деформации полосы	U	с-1	23,52	32,27	45,09	52,98	54,83	46,15	36,11
Усилие прокатки	P	МН	16,23	15,41	13,31	10,72	7,66	4,37	2,54
Коэффициент плеча усилия прокатки	Ψ_c	-	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,46	0,47
Момент прокатки	M _п	МН*м	0,97	0,78	0,54	0,35	0,20	0,08	0,03
Коэффициент контактного трения	f	-	0,17	0,08	-0,02	-0,13	-0,21	-0,25	-0,26
Условие захвата полосы	Δ	-	-0,02	0,05	0,14	0,22	0,28	0,30	0,30
Нейтральный угол	γ	рад	0,07	0,06	0,06	0,05	0,04	0,03	0,02
Отставание	S0	-	0,16	0,15	0,14	0,11	0,08	0,04	0,02
Опережение	S1	-	0,07	0,06	0,06	0,04	0,03	0,02	0,01
Скорость на входе в зону	v0	м/с	5,83	7,44	9,30	11,29	13,11	14,49	15,31
Скорость на выходе из валков	v1	м/с	6,49	8,21	10,16	12,13	13,81	14,92	15,55

Таблица 5.7 – Режимы прокатки в черновой группе клетей для листа 20 мм

Группа клетей			Чистовая группа										
			Двухвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая
Клеть			Двухвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая		Четырехвалковая		
Расположение валков			Горизонтал	Вертикал	Горизонтал	Вертикал	Горизонтал	Вертикал	Горизонтал	Вертикал	Горизонтал	Вертикал	
Номер прохода			1 проход	2 проход	3 проход	3 проход	4 проход	4 проход	5 проход	5 проход	6 проход	6 проход	
Высота заготовки	h0	мм	250,00	186,00	186,00	142,00	142,00	108,00	108,00	83,00	83,00	64,00	64,00
Ширина заготовки	b0	мм	1600,00	1620,69	1596,69	1611,95	1588,95	1603,25	1583,25	1595,72	1574,72	1585,88	1570,88
Диаметр по бочке	D	мм	1400,00	1300,00	1400,00	900,00	1200,00	900	1200	900	1200	900	1200
Абсолютное обжатие в 1 проходе	Δh	мм	64,00	24,00	44,00	23,00	34,00	20,00	25,00	21,00	19,00	15,00	15,00
Высота полосы после прохода	h1	мм	186,00	186,00	142,00	142,00	108,00	108,00	83,00	83,00	64,00	64,00	49,00
Уширение	Δв	мм	20,69	0,00	15,27	0,00	14,30	0,00	12,47	0,00	11,16	0,00	10,43
Ширина полосы после прохода	b1	мм	1620,69	1596,69	1611,95	1588,95	1603,25	1583,25	1595,72	1574,72	1585,88	1570,88	1581,31
Площадь полосы	S	мм ²	301448,12	296984,12	228897,58	225631,58	173151,35	170991,3483	132444,85	130701,85	101496,23	100536,23	77484,21
Выпяжка	λ	-	1,33	1,02	1,30	1,01	1,30	1,01	1,29	1,01	1,29	1,01	1,30
Угол захвата	α	рад	0,30	0,19	0,25	0,23	0,24	0,21	0,20	0,22	0,18	0,18	0,16
Абсолютное суммарное обжатие	ΣΔh	мм	230,00										
Относительное суммарное обжатие	Σε	-	0,92										
Относительное обжатие	ε	-	0,26	0,13	0,24	0,16	0,24	0,19	0,23	0,25	0,23	0,23	0,23
Длина дуги захвата без сплющивания	Ld	мм	211,66	124,90	175,50	101,73	142,83	94,87	122,47	97,21	106,77	82,16	94,87
Температура полосы	T	°C	1218	1202	1202	1182	1182	1144	1144	1120	1120	1099	1099
Истинный предел текучести полосы	σs	МПа	43,89	37,66	47,31	46,39	53,56	56,52	61,73	70,31	69,14	76,46	77,74
h _{ср}	h _{ср}	мм	436,00	372,00	328,00	284,00	250,00	216,00	191,00	166,00	147,00	128,00	113,00
Показатель фактора формы очага деформации	Ld/h _{ср}	-	0,49	0,34	0,54	0,36	0,57	0,44	0,64	0,59	0,73	0,64	0,84
Коэффициент напряженного состояния	n	-	1,34	1,55	1,28	1,51	1,25	1,39	1,19	1,12	1,07	0,91	0,96
Среднее контактное давление металла на валки	P _{ср}	МПа	67,40	67,02	69,87	80,44	77,06	90,34	84,80	90,47	85,03	80,16	85,97
Скорость прокатки	v _п	м/с	1,25	1,27	1,65	1,67	2,18	2,20	2,85	2,88	3,71	3,75	4,86
Средняя скорость деформации полосы	U	с-1	1,51	1,31	2,22	2,66	3,65	4,30	5,38	7,50	7,96	10,69	12,01
Усилия прокатки	P	МН	23,12	13,37	19,77	13,00	17,65	13,57	16,57	13,85	14,40	10,35	12,90
Коэффициент плеча усилия прокатки	Ψ _с	-	0,48	0,49	0,48	0,49	0,48	0,49	0,48	0,48	0,48	0,48	0,47
Момент прокатки	M _п	МН*м	4,74	1,63	3,35	1,29	2,43	1,25	1,95	1,30	1,47	0,82	1,16
Коэффициент контактного трения	f	-	0,37	0,38	0,36	0,37	0,34	0,35	0,32	0,33	0,28	0,29	0,23
Условие захвата полосы	Δ	-	-0,07	-0,19	-0,11	-0,14	-0,10	-0,14	-0,11	-0,11	-0,10	-0,11	-0,07
Нейтральный угол	γ	рад	0,14	0,09	0,12	0,11	0,11	0,10	0,10	0,10	0,09	0,09	0,08
Отставание	S0	-	0,17		0,16		0,17		0,16		0,16		0,17
Опережение	S1	-	0,07	0,03	0,07	0,04	0,07	0,04	0,07	0,06	0,07	0,05	0,07
Скорость на входе в зону	v0	м/с	1,04	1,27	1,38	1,67	1,81	2,20	2,38	2,88	3,10	3,75	4,04
Скорость на выходе из валков	v1	м/с	1,16	1,23	1,54	1,61	2,03	2,11	2,65	2,72	3,46	3,55	4,51

Таблица 5.8 – Режимы прокатки в чистой группе клетей для листа 20 мм

Группа клетей			Чистовая группа						
Клеть			Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая	Четырехвалковая
Расположение валков			Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал	Горизонтал
Номер прохода			7 проход	8 проход	9 проход	10 проход	11 проход	12 проход	13 проход
Высота заготовки	h0	мм	49,00	39,08	32,00	26,90	23,56	21,52	20,51
Ширина заготовки	b0	мм	1581,31	1587,50	1592,32	1596,02	1598,41	1599,75	1600,27
Диаметр по бочке	D	мм	900	900	800	800	800	800	800
Абсолютное обжатие в 1 проходе	Δh	мм	9,92	7,08	5,10	3,34	2,04	1,01	0,51
Высота полосы после прохода	h1	мм	39,08	32,00	26,90	23,56	21,52	20,51	20,00
Уширение	Δv	мм	6,19	4,83	3,70	2,39	1,34	0,52	0,20
Ширина полосы после прохода	b1	мм	1587,50	1592,32	1596,02	1598,41	1599,75	1600,27	1600,47
Площадь полосы	S	мм ²	62039,36	50954,35	42932,94	37658,62	34426,60	32821,56	32009,42
Вытяжка	λ	-	1,25	1,22	1,19	1,14	1,09	1,05	1,03
Угол захвата	α	рад	0,15	0,13	0,11	0,09	0,07	0,05	0,04
Абсолютное суммарное обжатие	$\Sigma \Delta h$	мм							
Относительное суммарное обжатие	$\Sigma \varepsilon$	-							
Относительное обжатие	ε	-	0,20	0,18	0,16	0,12	0,09	0,05	0,02
Длина дуги захвата без сплющивания	Ld	мм	66,81	56,44	45,17	36,55	28,57	20,10	14,28
Температура полосы	T	°C	985	961	941	928	918	899	871
Истинный предел текучести полосы	σ_s	МПа	105,89	113,39	119,89	117,85	109,96	95,85	84,30
h _{ср}	h _{ср}	мм	44,04	35,54	29,45	25,23	22,54	21,02	20,26
Показатель фактора формы очага деформации	Ld/h _{ср}	-	1,52	1,59	1,53	1,45	1,27	0,96	0,71
Коэффициент напряженного состояния	n	-	1,13	1,15	1,14	1,12	1,07	0,99	0,93
Среднее контактное давление металла на валки	P _{ср}	МПа	137,89	149,99	156,69	151,13	135,23	109,24	89,93
Скорость прокатки	v _п	м/с	6,07	7,40	8,78	10,01	10,95	11,48	11,77
Средняя скорость деформации полосы	U	с ⁻¹	18,40	23,74	30,97	33,99	33,18	26,81	20,49
Усилия прокатки	P	МН	14,63	13,48	11,30	8,83	6,18	3,51	2,06
Коэффициент плеча усилия прокатки	Ψ_c	-	0,46	0,45	0,45	0,46	0,46	0,47	0,48
Момент прокатки	M _п	МН*м	0,89	0,69	0,46	0,29	0,16	0,07	0,03
Коэффициент контактного трения	f	-	0,22	0,16	0,09	0,03	-0,02	-0,04	-0,04
Условие захвата полосы	Δ	-	-0,07	-0,03	0,02	0,07	0,09	0,09	0,08
Нейтральный угол	γ	рад	0,07	0,06	0,06	0,05	0,04	0,03	0,02
Отставание	S0	-	0,15	0,13	0,12	0,09	0,06	0,03	0,02
Опережение	S1	-	0,06	0,05	0,05	0,03	0,02	0,01	0,01
Скорость на входе в зону	v0	м/с	5,18	6,42	7,76	9,10	10,25	11,09	11,56
Скорость на выходе из валков	v1	м/с	5,71	7,00	8,37	9,66	10,69	11,34	11,70

На рисунках 5.1 – 5.4 приведено сравнение основных определяющих параметров при разработке режимов прокатки для трех образцов.

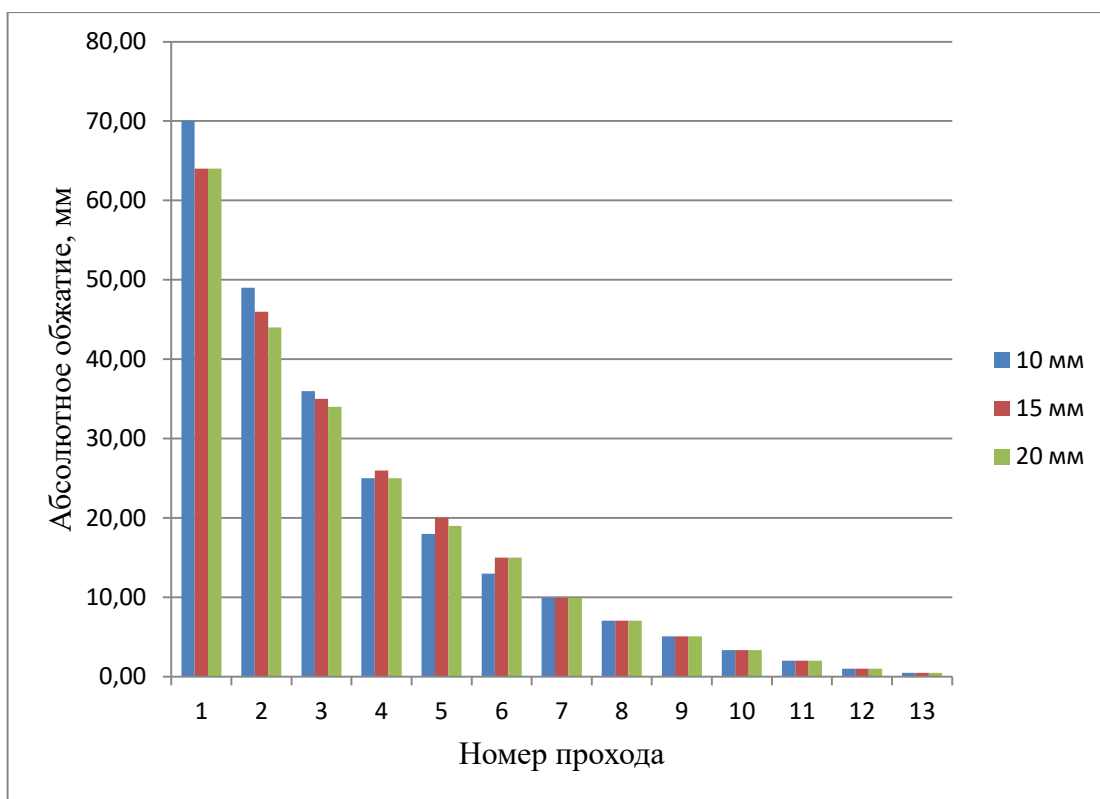


Рисунок 5.1 – Распределение абсолютного обжатия по проходам

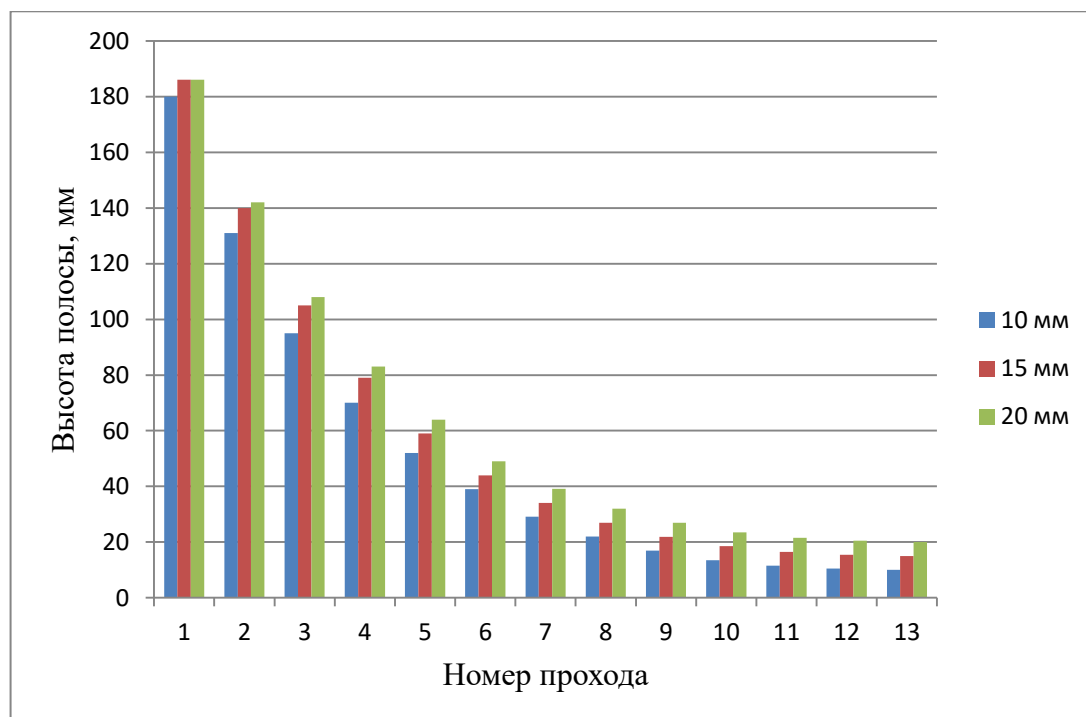


Рисунок 5.2 – Изменение высоты полосы по проходам

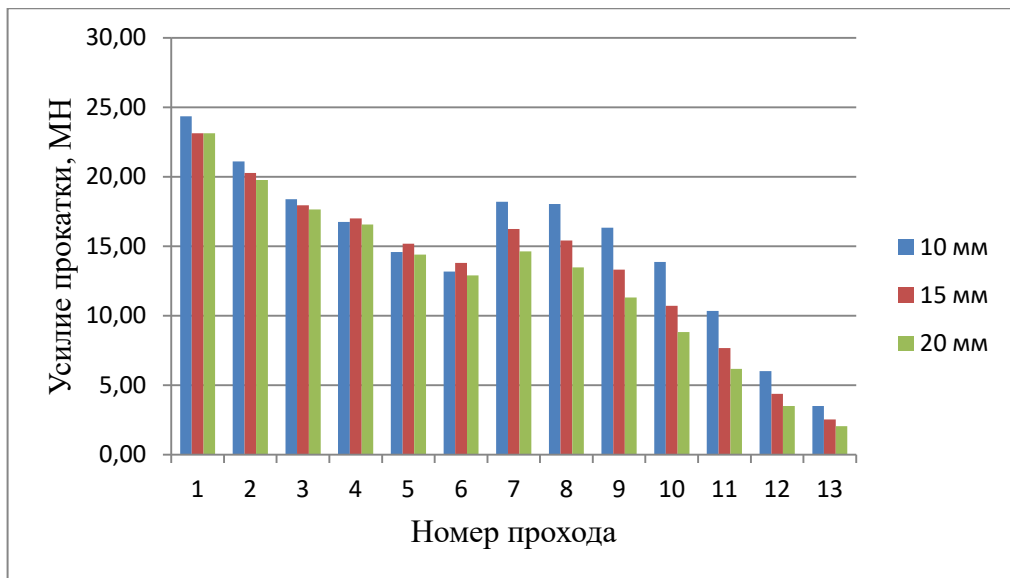


Рисунок 5.3 – Изменение усилия прокатки по проходам

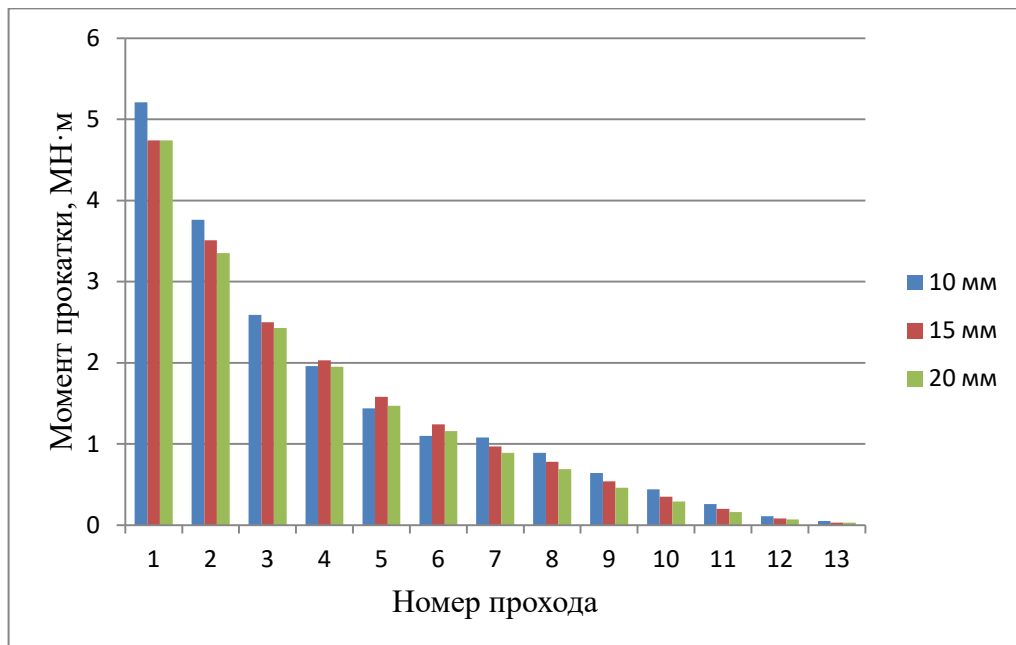


Рисунок 5.4 – Распределение момента прокатки по проходам

Выводы по главе 5.

Предложены режимы горячей прокатки, обеспечивающие снижение уровня контактных напряжений, расхода энергии при прокатке и оптимальное распределение нагрузок по всем клетям для трубных заготовок толщиной 10, 15 и 20 мм.

6. ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ НОВОЙ МЕТОДИКИ ЭНЕРГОСИЛОВОГО РАСЧЕТА ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ

Точность новой методики, изложенной в главах 3-5, проверили путем сопоставления расчетных и измеренных усилий и моментов прокатки в черновой группе клетей стана 2000 ММК, и статистического анализа погрешностей расчета - расхождений между рассчитанными и измеренными значениями.

Промышленная апробация на непрерывном стане разработанной методики энергосилового расчета

Для проверки достоверности разработанной методики была осуществлена ее программная реализация.

Экспериментальные данные были взяты из существующей документной базы экспериментов на стане 2000 ММК. При исследовании базы выбраны расчеты энергосиловых параметров прокатки: марка стали, ширину прокатываемой полосы, толщины подката и проката, температуру подката и проката, усилия прокатки по клетям, толщину полосы на выходе из каждой клетки. Созданная таким образом база данных содержит информацию о 16 режимах прокатки различных профилеразмеров и марок сталей.

С помощью новой методики для всех фактических режимов были рассчитаны значения усилий и моментов прокатки.

Рассчитанные значения усилий и моментов прокатки были сопоставлены с измеренными, в результате получили ряд погрешностей расчета, необходимый для оценки точности расчетной методики.

6.1 Оценка точности методики

Точность той или иной математической модели определяется уровнем расхождений измеренных и рассчитанных параметров, в данном случае усилий и момента прокатки.

Информация о расхождениях измеренных и рассчитанных усилий прокатки и момента прокатки, была обработана с помощью программного пакета «Statistical».

Статистический ряд расхождений содержит 96 члена:

$$R = n \cdot k = 16 \cdot 6 = 96, \quad (6.1)$$

где n - количество режимов

k - число клеток

Для наглядного представления статистических распределений в таблицах 6.1, 6.2 представлены количественные данные. Характеристики распределений представлены в таблице 6.3

Таблица 6.1 – Частота погрешностей расчета усилий прокатки

Интервал погрешности, %	Частота (число случаев)	Накопленная частота	Частота, %
$0 < x < 2,0$	16	16	16,7
$2,0 < x < 4,0$	18	34	18,75
$4,0 < x < 6,0$	17	51	17,71
$6,0 < x < 8,0$	19	70	19,79
$8,0 < x < 10,0$	15	85	15,62
$10,0 < x < 12,0$	11	96	11,43

Таблица 6.2 – Частота погрешностей расчета момента прокатки

Интервал погрешности, %	Частота (число случаев)	Накопленная частота	Частота, %
$0 < x < 2,0$	17	17	17,71
$2,0 < x < 4,0$	21	38	21,88
$4,0 < x < 6,0$	19	57	19,79
$6,0 < x < 8,0$	19	76	19,79
$8,0 < x < 10,0$	14	90	14,58
$10,0 < x < 12,0$	6	96	6,25

Таблица 6.3 – Статистические характеристики распределения погрешностей расчета

Параметр	Усилие прокатки	Момент прокатки
Среднее значение	4,55	4,96
Минимум	0,3	0,24
Максимум	10,8	11,3
Мода	2,8	-
Среднее квадратное отклонение	3,09	3,57

Проанализировав таблицы 6.1- 6.3 делаем выводы:

Максимальная погрешность расчета усилия горячей прокатки составила 10,8 %. В 53,2 % случаев расхождения расчетных и измеренных усилий прокатки не превысили 6 %, в 11,43 % случаев погрешность превысила 10 %.

Максимальная погрешность расчета мощности электродвигателей главного привода рабочей клетки стана горячей прокатки составила 11,3 %. В 59,4 % случаев расхождения расчетных и измеренных усилий прокатки не превысили 6 %, в 6,25 % случаев погрешность превысила 10 %.

Мода - наиболее частое значение погрешности расчета для усилия прокатки - 2,8%.

Среднее квадратическое отклонение составило:

- для усилия прокатки - 3,09 %, то есть 70 % погрешностей расчета усилий прокатки лежит в интервале 1,72 - 7,9 %;
- для мощности электродвигателей - 3,57 %, то есть 65 % погрешностей лежит в интервале 2,13-9,27 %.

Новая методика энергосилового расчета является достоверной и может быть использована при моделировании энергосиловых параметров процесса прокатки на стане 2000 ММК.

6.2 Сопоставительный анализ точности новой методики энергосилового расчета и наиболее распространенной из существующих методик

Результаты исследования новой методики энергосилового расчета процесса горячей прокатки на стане 2000 ММК показали, что она обеспечивает расчет усилия прокатки с погрешностью, не превышающей 10,8 %, а момента прокатки с погрешностью не выше 11,3 %.

Рассмотрим сравнение энергосиловых параметров, рассчитанных по новой методике и наиболее используемой Целикова [18], для режима прокатки полосы из стали марки 08пс шириной 1700 мм с толщиной 2,9 мм. В таблице 6.4 приведены энергосиловые параметры, рассчитанные по двум альтернативным методикам. Новая методика №1, методика Целикова №2.

Таблица 6.4 – Сравнительные результаты расчетов

№ клетки	Р, МН			Погрешность расчета усилия прокатки ΔP , %		$M_{пр}$, МН·м			Погрешность расчета момента прокатки $\Delta M_{пр}$, %	
	измер	расчетное		Методика		измер	расчетное		Методика	
		Методика		1	2		Методика		1	2
		1	2				1	2		
1	16,41	19,11	19,32	16,5	17,7	3,5	3,08	3,96	12,01	13,1
2	17,76	14,21	21,4	19,9	20,5	3,48	3,13	3,86	10,05	10,9
3	19,32	16,84	16,58	12,8	14,2	3,44	3,03	3,88	11,9	12,79
4	21,64	18,33	18,02	15,3	16,7	3,27	3,9	3,98	19,2	21,7
5	26,42	29,49	29,75	11,6	12,6	3,17	2,71	2,67	14,5	15,77
6	28,26	24,83	32,0	12,1	13,2	2,46	2,77	2,12	12,6	13,82

Из таблицы 6.4 видно, что расчет усилия прокатки по методике [18] приводит к завышению значений на 15-21 % по сравнению с фактическим усилием прокатки. Погрешность при расчете момента прокатки составляет 12-22 %.

Это обусловлено неточным определением следующих параметров:

- Сопротивления деформации полосы;
- коэффициента трения при прокатке;
- длины дуги контакта без учета упругого сжатия валков.

Выводы по главе 6

С помощью новой методики для всех фактических режимов рассчитаны значения усилий и момента прокатки. Рассчитанные значения сопоставлены с измеренными, в результате получены ряды погрешностей расчета усилий и момента прокатки.

Информация о точности измеренных и рассчитанных значений усилий и моментов прокатки статистически обработана с помощью программного пакета «Statistica».

Результаты статистической обработки.

Максимальная погрешность расчета усилия горячей прокатки составила 10,8 %; в 53,2 % случаев расхождения расчетных и измеренных усилий прокатки не превысили 6 %.

Максимальная погрешность расчета момента прокатки составила 11,3 %; в 59,4 % случаев расхождения расчетных и измеренных усилий прокатки не превысили 6 %.

Выполнена сопоставительная оценка точности новой и наиболее распространенной известной методики энергосилового расчета станов горячей прокатки.

Установлено, что новая методика, в которой указанные недостатки устранены, позволяет рассчитывать энергосиловые параметры с погрешностями, меньшими, чем известные методики примерно на 10%.

Выполненный сопоставительный анализ подтвердил преимущество новой методики энергосилового расчета процесса горячей прокатки и целесообразность ее использования в конструкторской и технологической практике для производства на стане 2000 ММК.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведены исследования и математическое моделирование энергосиловых параметров процессов горячей прокатки на стане 2000 ОАО «ММК» с целью разработки режимов прокатки заготовки для труб диаметром 508 мм из стали марки X70.

Результаты проведенной работы заключаются в следующем:

1. Выполнен анализ известных моделей очага деформации, методов энергосилового расчета процессов горячей прокатки, сделано заключение о нецелесообразности их использования в конструкторской и технологической практике современного листопрокатного производства из-за неточности определения следующих параметров:

- сопротивления деформации полосы, без учета его изменения на упругих участках очага деформации;
- распределения нормальных контактных напряжений по длине очага деформации, без учета того факта, что на его упругих участках законы пластичности не действуют;
- распределения касательных напряжений по длине очага деформации, без учета закономерностей трения в зоне прилипания, занимающей преобладающую часть очага деформации;
- мощности прокатки, вычисляемой без учета работы касательных сил, противоположно направленных в зонах отставания и опережения;
- момента главного привода стана, вычисляемого без достоверного учета затрат энергии на трение качения.

2. Разработана методика расчета энергосиловых параметров горячей прокатки, которая имеет следующие отличия от известных методик.

3. С использованием разработанной методики выполнены исследования влияния, основных параметров стана и процесса прокатки на энергосиловые параметры очагов деформации.

При горячей прокатке наиболее эффективными средствами воздействия на контактные напряжения и усилия являются относительные обжатия и

температура подката.

4. Рассчитаны и успешно испытаны усовершенствованные режимы горячей прокатки, обеспечивающие снижение уровня контактных напряжений, расхода энергии при прокатке и оптимальное распределение нагрузок по всем клетям для трубных заготовок толщиной 10, 15 и 20 мм.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Ефименко, С.П. Вальцовщик листопрокатных станов/ В.П. Следнев - М.: Металлургия, 1981
2. Целиков, А.И. Основы теории прокатки. - М.: Металлургия, 1965
3. Бровман, М.Я. Усовершенствование технологии прокатки толстых листов/ В.Ю. Зеличенко. - М.: Металлургия, 1969
4. Выдрин, А.М. Процесс непрерывной прокатки. - М.: Металлургия, 1970
5. Дукмасов, В.Г. Состояние и развитие технологий и оборудования в мировой черной металлургии/ Л.М. Агеев: Под ред. Г.П. Вяткина. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2002. – 187 с.
6. Григорян, Г.Г. Настройка, стабилизация и контроль процесса тонколистовой прокатки/ Г.Г. Григорян, Ю.Д. Железнов, В.А. Черный. - М.: Металлургия, 1975.- 368с
7. Рудской, А.И. Теория и технология прокатного производства/ В.А. Лунев: Учеб.пособие. – СПб.: Наука, 2005. -540с.
8. Зюзин, В.И. Труды ВНИИМетмаш. Сб. №8. -М.: ВНИИМетмаш, 1963, с. 74-89.
9. Андреюк, Л.В., Аналитическая зависимость сопротивления деформации металла от температуры, скорости и степени деформации / Г.Г. Тюленев - Сталь, 1972, №9, С. 825-828.
10. Тарановский, И.Я. Механические свойства стали при горячей обработке давлением/ А.А. Поздеев. - Свердловск: Металлургиздат, 1960. -264 с.
11. Зюзин, В.И. Сопротивление деформации сталей при горячей прокатке/ М.Я. Бровман, А.Ф. Мельников - М.: Металлургия, 1964. - 270 с.
12. Целиков, А.И. Теория продольной прокатки/ Г.С. Никитин, Е.С. Рокотян - М.: Металлургия,1980. - 320 с.
13. Королёв, А.А. Конструкция и расчёт машин и механизмов прокатных станов. - М.: Металлургия,1985. - 376 с.
14. Томлёнов, А.Д. Теория пластического деформирования металлов. - М.: Металлургия, 1972. - 408с.

15. Бровман, М.Я. Усовершенствование технологии прокатки толстых листов/ Б.Ю. Зеличенко, А.И. Герцев - М.: Metallurgy, 1969. - 252 с.
16. Целиков, А.И. Теория прокатки: Справочник / А.И. Целиков, А.Д. Томлёнов, В.И. Зюзин и др. - М.: Metallurgy, 1982. - 335 с.
17. Полилов, Е.В. Экспериментальные исследования качества электрической энергии в основных цехах ОАО "АМК". Анализ гармонического состава сетевого напряжения: Вестник Кременчужского державного политехнического университета/ А.Б. Зеленов - Кременчук: КДПУ, 2006. - Вип. 3/2006 (38).Частина 1.- С. 77 - 82.
18. Целиков, А.И. Теория расчета усилий в прокатных станах. - М.: Metallurgizdat, 1962. - 494 с.
19. Гарбер, Э.А. Моделирование процесса горячей прокатки широких полос с учетом зоны прилипания в очаге деформации: Труды седьмого Конгресса прокатчиков/ И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов. Москва, 2007 г., с. 484-492.
20. Гарбер, Э.А. Моделирование контактных напряжений и усилий горячей прокатки/ И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов, А.А. Завражнов, А.И. Трайно.
21. Трудев, А.П. Внешнее трение при прокатке. - М.: Metallurgy, 1973. - 288 с.
22. Гарбер, Э.А. Распределение контактных напряжений по длине очага деформации при прокатке тонких широких полос: Производство проката. №5. 2005.-С. 3-12.
23. Самарин, С.Н. Исследование и моделирование трения качения в рабочих клетях широкополосных станов для совершенствования их энергосилового расчета: Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Череповец. - 2007 г.
24. Гарбер, Э.А. Моделирование трения качения в рабочих клетях широкополосных станов / С.Н. Самарин, А.И. Трайно, В.В. Ермилов: Металлы. 2007, №2, с.36-43.

25. Гарбер, Э.А. Станы холодной прокатки (теория, оборудование, технология). М.: ОАО «Черметинформация». Череповец: ЧТУ, 2004. 416 с.
26. Гарбер, Э.А. Расчет мощности процесса холодной прокатки (рекомендовано: Учебно-методическим объединением по образованию в области металлургии в качестве учебного пособия для студентов высших учебных заведений, обучающихся по специальности 110600 «Обработка металлов давлением»)/ И.А. Кожевникова, Д.И. Никитин, Череповец: ЧТУ, 2005 г.
27. Гарбер, Э.А. Расчет мощности процесса холодной прокатки с учетом работы переменных сил трения по длине очага деформации / Д.И. Никитин, И.А. Шадрунова, А.И. Трайно // Металлы. № 4.2003 г. - С. 60-67.
28. Гарбер, Э.А., Расчет мощности процесса холодной прокатки с учетом количества нейтральных сечений в очаге деформации/ Д.Л. Шалаевский, И.А. Кожевникова // Производство проката № 8. - С. 8-17.
29. Целиков, А.И. Определение средних скоростей деформации при прокатке и волочении // Сб. статей “Прокатные станы и технологии прокатки”, Тр. МВТУ. – М.: Машгиз, 1955, кн.62. С. 7-13.
30. Чепуркин, С.С. Определение длины дуги захвата// Теория прокатки: Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки/ МЧМ СССР. - М.: Металлургиздат, 1962. - С. 322-329.
31. Василев, Я.Д. Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки. - М.: Металлургия, 1995. - 368 с.
32. Робертс, В. Холодная прокатка стали: Пер. с англ. - М.: Металлургия, 1988. - 544 с.
33. Динник, А.А. Определение длины дуги контакта с учетом упругого сжатия валков и прокатываемой полосы// Обработка металлов давлением: Сб. науч. тр. ДМетИ. - М.: Металлургия, 1962. - Вып. 52. - С. 221-231.
34. Динник, А.А. Определение длины дуги контакта при прокатке листов и полос на гладких валках// Металлургия и коксохимия: Сб. науч. тр. ДМетИ. - Киев: Техника, 1970. - Вып. 23. - С. 56-59.
35. Полухин, П.И. Определение сплюсненной длины дуги захвата при лис-

товой прокатке/ П.И. Полухин, В.А. Николаев, В.П. Полухин и др.// Изв. вузов. Черная металлургия. - 1964. -№ 7. - С. 125-131.

36. Полухин, П.И. Тонколистовая прокатка и служба валков/ Ю.Д. Железнов, В.П. Полухин - М.: Металлургия, 1967. - 388 с.

37. Целиков, А.И. Теория прокатки. Справочник/ А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В.И. Зюзин и др. - М.: Металлургия, 1982. - 335 с.

38. Сергеев, Т.С., Обработка металлов давлением: Межвузовский сборник/ В.И. Еремеев, Ростов-на-Дону: Ростовский-на-Дону институтсельскохозяйственного машиностроения, 1980. - С. 44-49.

39. Бояршинов, М.И. / В.П. Полушкин / Изв. вузов. Черная металлургия. - 1971. - № 5. - С. 89-90.

40. Андреюк, Л.В. Сталь./ Г.Г. Тюленев - 1972. -№ 9. - С. 825-828.

41. Тюленев, Г.Г. /Бюллетень института «Черметинформация»/ Ю.А. Борисов, Р.П. Кокорина, В.Ф. Антипов - 1975. - № 15. - С. 39.

42. Андреюк, Л.В. Сталь/ Г.Г. Тюленев, Б.С. Прицкер. -1972. - № 6. - С. 522-523

43. Грудев, А.П. Трение и смазки при обработке металлов давлением/ Ю.В. Зильберг, В.Т. Тилик - М.: Металлургия, 1982. - 312 с.

44. Гелей, Ш. Расчет усилий и энергии при пластической деформации металлов. - М.: Металлургиздат, 1958. - 419 с.

45. Зайков, М.А. Режимы деформации и усилия при горячей прокатке. - М.: Металлургиздат, 1958.-299 с.

46. Молотков, Л.Ф. // Теория и практика металлургии. - 1940. - № 3. - С. 20-22.

47. Голубев, Т.М. Сталь / М.А. Зайков - 1950. - № 3. - С. 237-241.

48. Бахтинов, Б.П. Калибровка прокатных валков/ М.М. Штернов - М.: Металлургиздат, 1953. - 783 с.

49. Бровман, М.Я. Применение теории пластичности в прокатке. М.: Металлургия, 1965. - 248 с.