Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б. Н. Ельцина» Институт новых материалов и технологий Кафедра «Обработка металлов давлением»

На правах рукописи

Пузанов Михаил Павлович

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОЦЕССА ЛИСТОВОЙ ПРОКАТКИ ТРАНСФОРМАТОРНОЙ СТАЛИ С УЧЕТОМ АНИЗОТРОПИИ СВОЙСТВ

05.16.05 – Обработка металлов давлением

Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук

> Научный руководитель: Логинов Юрий Николаевич, доктор технических наук, профессор

Екатеринбург – 2019

оглавление

ВВЕДЕНИЕ
1. ЛИТЕРАТУРНЫЙ ОБЗОР ПО ТЕМЕ ИССЛЕДОВАНИЯ 10
1.1. История и особенности производства трансформаторных сталей 10
1.2. Варианты технологии производства трансформаторных сталей 14
1.3. Нормируемые свойства и классификация трансформаторной стали 17
1.4. Роль и особенности процесса холодной прокатки в производстве
электротехнических сталей19
1.4.1. Влияние параметров холодной прокатки на магнитные свойства 19
1.4.2. Формирование плоскостности проката из электротехнической стали . 24
1.4.3. Проблема обрабатываемости электротехнических сталей при холодной
прокатке
1.5. Выводы по разделу и постановка задач исследования
2. НАПРЯЖЁННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ИЗОТРОПНОЙ
ТРАНСФОРМАТОРНОЙ СТАЛИ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ 41
2.1. Постановка и описание методики решения краевой задачи
2.2. Исследование кинематики очага деформации и энергосиловых
параметров
2.2.1. Влияние условий трения на контактной поверхности
2.2.2. Влияние приложенного к полосе натяжения
2.3. Исследование влияния напряжённого состояния на структурные и
текстурные параметры 56
2.3. Выводы по разделу
3. НАПРЯЖЁННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ
АНИЗОТРОПНОЙ ТРАНСФОРМАТОРНОЙ СТАЛИ ПРИ ХОЛОДНОЙ
ПРОКАТКЕ
3.1. Исследование механических свойств трансформаторной стали 64
3.1.1. Аппроксимация зависимости сопротивления деформации от
деформации и скорости деформации 64

3.1.2. Оценка анизотропии механических свойств трансформаторной стали в
холоднокатаном состоянии 68
3.2. Тестовое решение задачи деформации анизотропного материала
3.3. Влияние анизотропии свойств на напряженно-деформированное
состояние при прокатке трансформаторной стали
3.4. Выводы по разделу
4. РАЗРАБОТКА МЕРОПРИЯТИЙ, НАПРАВЛЕННЫХ НА УЛУЧШЕНИЕ
ТЕХНОЛОГИИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ТРАНСФОРМАТОРНОЙ СТАЛИ
4.1. Исследование процесса формирования плоскостности трансформаторной
стали в промышленных условиях
4.2. Разработка математической модели холодной прокатки и улучшение
плоскостности трансформаторной стали101
4.3. Выводы по разделу112
ЗАКЛЮЧЕНИЕ
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ116
ПРИЛОЖЕНИЕ П1 Акт об использовании результатов научной работы 133
ПРИЛОЖЕНИЕ П2 Согласование места выполнения работы 134

введение

Актуальность темы исследования. Электротехническая анизотропная сталь (ЭАС) или трансформаторная сталь представляет собой кремнистую, сталь, которая обладает холоднокатаную уникальными магнитными свойствами вдоль направления прокатки, что обусловлено наличием в ней «ребровой» текстуры вторичной рекристаллизации {110}<001> (текстуры Госса). Данный материал главным образом используется в производстве магнитопроводов И магнитоактивных частей разнообразных электротехнических устройств, поэтому качество данного материала во многом определяет эффективность функционирования энергетической отрасли в целом. Постоянное ужесточение требований потребителей трансформаторной стали к её качеству и усиление конкуренции на мировом рынке электротехнических сталей предопределяет необходимость выполнения отечественными производителями исследовательских работ по анализу существующего производственного процесса и рационализации режимов обработки.

В связи с вышесказанным является актуальной задачей исследование напряжённо-деформированного состояния процесса листовой прокатки трансформаторной стали.

Степень разработанности темы исследования. В настоящее время в области обработки металлов давлением наиболее обоснованно и полно выполнено решение краевых задач пластической деформации изотропных материалов. Менее изученными являются процессы деформации анизотропных материалов, к которым относятся многие магнитомягкие материалы, в том числе прокат из трансформаторной стали.

В настоящей работе выполнено решение краевой задачи механики обработки металлов давлением для процесса холодной прокатки трансформаторной стали. Исследование выполнено для материала, обладающего анизотропией механических свойств. На основе полученных данных выполнены расчеты напряженно-деформированного состояния и энергосиловых параметров процесса холодной листовой прокатки трансформаторной стали для условий реального производства, уточнены связи режимов обработки с физико-механическими свойствами готовой продукции.

Целью работы является исследование напряженно-деформированного состояния процесса холодной прокатки электротехнической анизотропной стали и его влияния на энергосиловые параметры и геометрические характеристики листового проката.

Для достижения поставленной цели сформулированы следующие задачи:

 Исследовать механические свойства электротехнической анизотропной стали.

 Осуществить постановку и решение краевой задачи, описывающей кинематику и напряжённо-деформированное состояние очага деформации для процесса тонколистовой холодной прокатки трансформаторной стали в изотропном и анизотропном состоянии.

 На основании полученных данных разработать математическую модель расчёта энергосиловых параметров тонколистовой холодной прокатки трансформаторной стали, адаптированную для условий промышленной прокатки.

 Выполнить анализ действующих промышленных процессов обработки проката из трансформаторной стали и разработать технологические мероприятия по совершенствованию технологии производства.

Постановка цели и задач настоящей работы соответствует приоритетному направлению развития науки, технологий и техники Российской Федерации «Энергоэффективность, энергосбережение, ядерная энергетика», утверждённому приказом Президента России от 7 июля 2011 года № 899, а также приоритетным направлениям развития УрФУ: «Металлургия» и «Новые материалы и материаловедение».

Научная новизна работы состоит в разработке методики оценки сопротивления деформации анизотропного материала и получении новых данных о реологических свойствах электротехнической анизотропной стали.

Теоретическая значимость работы состоит в решении краевой задачи холодной прокатки анизотропного материала, получении данных о напряжённо-деформированном состоянии и кинематике очага деформации.

Практическая значимость работы состоит в выявлении связей между режимами обработки трансформаторной стали и её эксплуатационными свойствами, а также в разработке технологических мероприятий по совершенствованию технологии производства в условиях цеха холодной прокатки (ЦХП) ООО «ВИЗ-Сталь».

Методология исследования построена на основных концепциях механики обработки металлов давлением, в том числе на применении теорий пластичности изотропного материала (уравнение Мизеса) и анизотропного материала (уравнение Хилла) при использовании следующих методов: испытания механических свойств металлических материалов, конечноэлементного моделирования, планирования вычислительных и промышленных экспериментов, статистической обработки опытных данных.

Методы исследования включают:

 Оценку деформационного и скоростного упрочнения анизотропной электротехнической стали для реального процесса холодной прокатки.

 Определение анизотропии механических свойств трансформаторной стали промышленного производства при испытаниях на микротвердость образцов из тонкого холоднокатаного листа в различных направлениях относительно системы координат процесса прокатки.

 Решение краевых задач холодной прокатки трансформаторной стали методом конечных элементов в программном модуле Deform 3D с целью определения кинематики и напряженно-деформированного состояния очага деформации.

 Совершенствование действующей технологии производства трансформаторной стали с использованием методов планирования экспериментов и статистической обработки опытных данных.

Положения, выносимые на защиту:

 Коэффициенты уравнения пластичности Хилла для анизотропного материала, полученные для трансформаторной стали.

 Параметры нейтрального сечения очага деформации для процесса тонколистовой холодной прокатки трансформаторной стали в зависимости от факторов трения на контактной поверхности и натяжения полосы.

 Особенности напряжённо-деформированного состояния очага деформации при прокатке электротехнической стали с учётом анизотропии её механических свойств.

 Математическая модель энергосиловых параметров холодной прокатки трансформаторной стали на основе уточненных сведений о механических свойствах обрабатываемого материала и адаптации для существующих промышленных условий.

 Результаты мероприятий по совершенствованию технологии производства трансформаторной стали.

Степень достоверности результатов работы подтверждается статистической обработкой полученных данных, сравнением с известными аналогами из технической литературы и данными реальных производственных процессов.

Апробация результатов работы выполнена путем докладов итогов исследований на конференциях и публикацией в рецензируемых изданиях, в том числе, зарубежных и из перечня ВАК.

Основные положения и результаты работы докладывались и обсуждались на следующих конференциях: XVI Международная научнотехническая Уральская школа – семинар металловедов – молодых ученых (2015 г., УрФУ, г. Екатеринбург), V Международная интерактивная научнопрактическая конференция «Инновации в материаловедении и металлургии»

(2015 г., УрФУ, г. Екатеринбург), XXXI Международная конференция «Дни на безразрушителния контрол 2016» (2016 г., Институт по механика – БАН, г. Созополь, Болгария), II Международная научно-практическая конференция обработки «Инновационные процессы металлов лавлением: фундаментальные вопросы связи науки и производства» (2016 г., МГТУ им. Г. И. Носова, г. Магнитогорск), XXII Международная научно-практическая конференция «Трубы – 2016» (2016 г., ОАО «РосНИТИ», г. Челябинск), XVII Уральская Международная научно-техническая школа семинар металловедов – молодых ученых (2016 г., УрФУ, г. Екатеринбург), Х Международная конференция «Механика, ресурс и диагностика материалов и конструкций» (2016 г., ИМАШ УрО РАН, г. Екатеринбург), XI Международная конференция «Механика, ресурс и диагностика материалов и конструкций» (2017 г., ИМАШ УрО РАН, г. Екатеринбург), XVIII Международная научно-техническая Уральская школа семинар металловедов – молодых ученых (2017 г., УрФУ, г. Екатеринбург), III Международная научно-практическая конференция «Magnitogorsk Rolling Practice» (2018) г., МГТУ им. Г. И. Носова, г. Магнитогорск), IV Международная конференция «Перспективы развития металлургии и машиностроения c использованием завершенных фундаментальных исследований и НИОКР: ФЕРРОСПЛАВЫ» (2018 г., ИМЕТ УрО РАН, г. Екатеринбург), XIX Международная научно-техническая Уральская школа – семинар металловедов – молодых ученых (2018 г., УрФУ, г. Екатеринбург).

Публикации. Основное содержание диссертационной работы опубликовано в 20-ти печатных трудах, в том числе 9 из них опубликованы в рецензируемых изданиях, рекомендованных ВАК РФ. Три статьи вошли в международную базу Scopus, две в международную базу Web of Science.

Работа выполнена на кафедре обработки металлов давлением ФГАОУ ВО «Уральский Федеральный Университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина» в рамках исследований, включённых в следующие научные программы: «Апробация идей и модернизация процессов обработки материалов давлением, в том числе аддитивных технологий, с целью повышения эффективности производства, качества и эксплуатационной надежности металлургической продукции ответственного назначения» в рамках базовой части государственного задания высшим учебным заведениям и научным организациям в сфере научной деятельности № 11.9538.2017/БЧ от 01.02.2017 г.

Проект «Оптимизация режимов обработки при производстве электротехнической анизотропной стали по нитридно-медному варианту технологии с целью улучшения её плоскостности» в рамках плана работ ЦЗЛ ООО «ВИЗ-Сталь» на 2015-2017 гг., утверждённого исполнительным директором предприятия.

Четвертая глава настоящей работы выполнена в ООО «ВИЗ-Сталь» (группа компаний НЛМК). Автор выражает благодарность начальнику ЦЗЛ ООО «ВИЗ-Сталь» к.х.н. Л. С. Карениной, специалистам Прокатной группы ЦЗЛ Г. В. Быкову и А. Г. Урицкому, специалисту по прокатному производству ЦХП Н. В. Михайлову за помощь в организации и проведении опытно-промышленных исследований.

1. ЛИТЕРАТУРНЫЙ ОБЗОР ПО ТЕМЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

1.1. История и особенности производства трансформаторных сталей

Скорость развития современного мира напрямую зависит от процессов получения и передачи энергии. Наибольшее распространение в современном мире получила электрическая энергия. Электроэнергия сегодня освещает и города, питает почти все бытовые приборы и приводит в движение различный транспорт. Без электроэнергии стало бы невозможным и существование любого современного промышленного производства и особенно металлургического. Обеспечение электроэнергией такого широкого перечня устройств с различными электросиловыми характеристиками было бы невозможным без устройств, позволяющих передавать электроэнергию от источников (электростанций) на большие расстояния, а также преобразующих её. Простейшим устройством, которое отвечает данным [1]. В задачам, является трансформатор электротехнической промышленности нашли широкое применение металлические сплавы на основе меди, алюминия, никеля, а также сплавы на основе железа кремнистые стали, которые в настоящее время являются основным материалом, применяемым изготовления магнитопроводов ДЛЯ трансформаторов, частей разнообразных а также магнитоактивных электротехнических устройств [2].

Электротехнические стали в зависимости от технологии производства и конечных свойств принято делить на изотропные (ЭИС) и анизотропные (ЭАС). С точки зрения теории магнетизма анизотропные электротехнические стали принято относить к классу магнитно-мягких материалов. Магнитномягкими материалами принято называть ферромагнетики, которые склонны к более лёгкому намагничиванию и размагничиванию в соответствии с рисунком 1.1.



Рисунок 1.1 - Петля гистерезиса магнитно-мягкого и магнитно-твердого материала [3]

О величине намагниченности материала можно судить по такой физической характеристике как магнитная индукция *B*, (Тл). Магнитной индукцией называется суммарная напряженность, созданная отдельными доменами ферромагнитного материала и равна [3]:

$$B = \mu \mu_0 H, \qquad (1.1)$$

где *H* – напряженность внешнего магнитного поля, [А/м]; μ – магнитная проницаемость; μ_0 – магнитная постоянная.

текстурой Под принято понимать наличие преимущественной ориентировки кристаллитов (зёрен) в поликристаллическом материале. В ЭАС согласно работам [4, 5] реализуется текстура вторичной рекристаллизации {110}<001> называемая «ребровой» или текстурой Госса. В текстуре Госса практически все кристаллиты имеют плоскость {110}, параллельную поверхности полосы, и ось <001>, расположенную вдоль направления прокатки. Направление <001> является направлением наилегчайшего намагничивания для монокристаллов с ОЦК решёткой [6]. Таким образом, стальная полоса В намагничивается целом И перемагничиваться в направлении прокатки наилегчайшим образом.

Магнитные свойства у такой стали различны в зависимости от направления, поэтому её называют анизотропной. На рисунке 1.2 представлена схема «ребровой» текстуры ЭАС.



Рисунок 1.2 - «Ребровая» текстура ЭАС, текстура Госса

Наиболее полно история производства трансформаторной стали представлена в работах [2, 7, 8]. Впервые кремнистая электротехническая сталь была получена в 1900 г., а её промышленное производство в качестве магнитно-мягкого материала началось в 1903 г. в Германии. В результате использования результатов научных исследований, которые проводили Gumlich в Германии, а также Barret, Brown и Hadfield в Великобритании было обнаружено, что легирование сплавов на основе железа кремнием существенно повышает удельное электрическое сопротивление материала и, как следствие, уменьшает потери при перемагничивании на вихревые токи и гистерезис. Изначально для производства трансформаторов использовали сталь с содержанием кремния до 5 мас. %. Такую сталь многократно прокатывали в горячем состоянии на станах дуо с толщины слитка (сутунки) до конечного размера, который обычно не превышал 0,4 мм (рисунок 1.3). Известно, что удавалось получать и более тонкие листы, ведя процесс прокатки по методу так называемой пакетной прокатки. Далее листы покрывались противосварочным покрытием и отжигалась в стопах при температуре 1100 °С и выше в течение продолжительного времени. Листы, произведённые способом, назывались горячекатаной таким свойств электротехнической сталью. Эффект анизотропии магнитных монокристаллов кристаллографическим направлениям был железа ПО

впервые описан в середине 20-х годов XX века К.Нопda и S.Кауа, было отмечено, что ось <001> является осью легкого намагничивания [9]. Впервые применить данный эффект при промышленном производстве трансформаторной стали удалось американскому инженеру Н.П. Госсу в 30-х годах XX века. Госсом в патенте [10] было предложено проводить двукратную холодную прокатку на многовалковых станах с промежуточным и конечным отжигами в проходных печах, что повышало анизотропию стали. Трансформаторная сталь, произведённая по методу Н.П. Госса, имела толщину до 0,18 мм при концентрации кремния – 2,9...3,6 мас. %, а сам метод стал основой для всех современных вариантов производства ЭАС.

Легирование электротехнической стали кремнием помимо снижения удельного электрического сопротивления также даёт возможность проводить высокотемпературную обработку данного сплава, что является необходимым управления зёренной текстурой, исключая вредное для влияние полиморфного αFe-γFe превращения [9]. В тоже время увеличение содержания кремния до 5-6 % приводит к резкому снижению пластичности, что сильно затрудняет процесс пластической деформации и, соответственно, обработки ЭАС, поэтому содержание кремния до 3,5 % считается оптимальным. Однако, на сегодняшний день известны способы получения и обработки холоднокатаных электротехнических сталей с содержанием кремния до 6,5 % [11, 12].

Помимо кремния большое значение в составе трансформаторной стали дисперсные включения второй фазы, называемые имеют также ингибиторной, и содержание углерода. Ингибиторная фаза обеспечивает протекание вторичной рекристаллизации при высокотемпературной обработке, блокируя нормальный рост зерен BO время первичной рекристаллизации. В качестве ингибиторных фаз при производстве ЭАС в настоящее время используются сульфиды и селениды марганца – MnS, MnSe и нитриды алюминия – AlN [4]. Углерод на ряду с серой и кислородом является вредной примесью в ЭАС, ухудшая её магнитные свойства. решётки Примеси внедрения приводят упругим искажениям К И

препятствуют движению доменных стенок, и, следовательно, способствуют росту потерь в сердечнике. Однако на начальном («горячем») этапе производства ЭАС определённое количество углерода в ней необходимо для эффективного растворения ингибиторной фазы при нагреве сляба и последующего её выделения в горячекатаной полосе в ходе горячей прокатки [13].

1.2. Варианты технологии производства трансформаторных сталей

В отечественной металлургии в основу классификации вариантов технологии промышленного производства ЭАС положена дифференциация по типу используемой ингибиторной фазы. Основные известные варианты производства трансформаторной стали описаны в работах [7, 14]: сульфидный, сульфо-нитридный, нитридно-медный и метод приобретенного ингибитора.

Сульфидный вариант технологии схематично изображен на рисунке 1.3.



Рисунок 1.3 – Сульфидный вариант технологии производства ЭАС [7]

После выплавки и горячей прокатки (ГП) осуществляется следующая последовательность операций:

1) отжиг горячекатаного подката (ОГП) в проходной печи при температуре около 900 °C,

2) первая холодная прокатка (1ХП) со степенью деформации 70...75 %,

3) рекристаллизационный отжиг (РО) в непрерывном агрегате,

4) вторая холодная прокатка (2ХП) с величиной деформации 50...60 %,

5) рекристаллизационно-обезуглероживающий отжиг (ОО) в среде увлажнённой азото-водородной смеси (обычно 75% H₂ + 25% N₂),

6) нанесение термоизоляционного покрытия в виде суспензии MgO с последующим его сушкой,

7) высокотемпературный отжиг (ВТО) в атмосфере сухого водорода,

выпрямляющий отжиг (ВО) в проходной печи с нанесением
электроизоляционного покрытия и его сушкой.

В конце 60-х годов XX века компания «Nippon Steel Corporation» разработала и внедрила в производство новый способ производства ЭАС, которая обладала высокой магнитной индукцией (высокопроницаемая сталь - ВПС) [15]. С точки зрения использования ингибиторной фазы данная является сульфо-нитридной (ингибиторная фаза состоит из AlN и MnS). Трансформаторная сталь, изготовленная по данной технологии, обладает самой высокой для кремнистой стали магнитной индукцией (величина индукции при напряженности 800 А/м: $B_{800} \ge 1,90$ Тл). Такого результата удается достичь за счёт увеличения плотности распределения ингибиторной фазы и существенного деформационного воздействия на материал при однократной холодной прокатке (степень деформации более 80 %). Схема метода приведена на рисунке 1.4.



Рисунок 1.4 – Сульфо-нитридный вариант технологии производства ЭАС [7]

Отечественным вариантом технологии производства трансформаторной стали является нитридно-медный вариант (ингибиторная фаза – AlN), он был разработан в 60-е годы на Новолипецком металлургическом комбинате (НЛМК). Наиболее существенным отличием данного варианта является проведение холодной прокатки в два этапа с рекристаллизационно-обезуглероживающим отжигом в промежуточной толщине (рисунок 1.5). Как правило, первая холодная прокатка производится на непрерывном стане, а вторая холодная прокатка на конечную толщину – на реверсивных станах.



Рисунок 1.5 – Нитридно-медный вариант технологии производства ЭАС [7]

На сегодняшний день наиболее современным способом производства ЭАС является технология, в которой ингибиторная фаза формируется не при выплавке стали, а непосредственно перед ВТО. Японскими исследователями предложено определённое количество азота, необходимого для формирования ингибиторной фазы, вводить в холоднокатаный прокат конечной толщины методом азотирования [16, 17]. Эту схему производства принято относить к «методу приобретенного ингибитора». Качество стали, выпускаемой по методу приобретённого ингибитора, соответствует классу ВПС, схема производства представлена на рисунке 1.6.



Рисунок 1.6 – Производства ЭАС по методу приобретенного ингибитора [7]

В мировой практике принято классифицировать трансформаторную сталь на классы в зависимости от схемы производства и, соответственно, уровня магнитных свойств. Выделяют три класса: сталь с ограниченной проницаемостью ($B_{800} \le 1.85$ Тл); сталь с повышенной проницаемостью (1.85 $T_{\pi} \leq B_{800} \leq 1.89 \, \text{T}_{\pi}$) и высокопроницаемую сталь ($B_{800} \geq 1.90 \, \text{T}_{\pi}$). Сталь с ограниченной проницаемостью, как правило, применяется в сердечниках распределительных трансформаторов и электродвигателей малой мощности. Сталь с повышенной проницаемостью может применяться в сердечниках распределительных трансформаторов различной мощности. Высокопроницаемые стали используются В сердечниках силовых трансформаторов большой мощности.

В настоящее время ВПС занимает более 50 % от объема производства трансформаторной стали. Освоение технологии производства ВПС является одной из приоритетных задач отечественной металлургии [18]. Одним из важных факторов получения ВПС является проведение холодной прокатки с большими суммарными обжатиями без промежуточных отжигов, т.е. в условиях, когда имеет место эффект влияния деформационного изменения структуры и текстуры металла на условия обработки. В настоящее время на липецкой и екатеринбургской промышленных площадках Группы компаний НЛМК для освоения производства ВПС по методу приобретенного ингибитора закончено строительство новых и реконструкция действующих производственных агрегатов, проводятся исследовательские и опытнопромышленные работы [19-21].

1.3. Нормируемые свойства и классификация трансформаторной стали

Прокат трансформаторной стали изготавливают в виде рулонов, листов и лент (порезанных из рулонов) толщиной, мм: 0,23, 0,27, 0,30, 0,35, 0,50. Основными свойствами трансформаторной стали являются магнитные свойства [22]: индукция и удельные потери. Магнитная индукция измеряется в электромагнитном поле с определенной напряженностью (*A*, H/м), единица

измерения Тл. Удельные магнитные потери измеряются в Вт/кг при фиксированных значениях частоты (*f*, Гц) электромагнитного поля и магнитной индукции, создаваемой внешним полем в материале.

Способ выплавки, химический состав трансформаторной стали и технологию изготовления проката определяет изготовитель в соответствии с утвержденной технологической документацией. Обычно используют кремнистую сталь с массовой долей кремния от 2,8 % до 3,8 % [22].

Для проката из трансформаторной стали нормируются следующие геометрические характеристики [22]: предельные отклонения по толщине, поперечная и продольная разнотолщинность, предельные отклонения по ширине, серповидность, отклонение от плоскостности, предельная высота заусенца.

Для стали с электроизоляционным покрытием нормируется коэффициент электросопротивления покрытия [Ом·см²] и производится оценка его адгезии [22].

Дополнительно в качестве сдаточных параметров для трансформаторной стали контролируются пластичность, измеренная методом перегиба, коэффициент старения, коэффициент заполнения и величина внутренних напряжений.

Необходимо отметить, что для удовлетворения требований широкого перечня потребителей как внешнего, так И внутреннего рынка К характеристикам проката электротехнической из трансформаторной стали отечественными производителями (ПАО «НЛМК» и ООО «ВИЗ-Сталь») разработан собственный стандарт оценки качества И аттестации трансформаторной стали [23].

Обозначение марок трансформаторной стали согласно [22] состоит из букв и цифр, расположенных в определённой последовательности:

 первая буква – класс по структурному состоянию и виду прокатки: Т – прокат холоднокатаный анизотропный;

- три или две цифры после буквы стократное нормированное максимальное значение удельных магнитных потерь на перемагничивание;
- две цифры (через дефис) стократное значение номинальной толщины проката, мм;
- S, P, D буквенное обозначение класса стали: S обычного качества, P с высокой магнитной индукцией, D – с оптимизированной доменной структурой.

1.4. Роль и особенности процесса холодной прокатки в производстве электротехнических сталей

1.4.1. Влияние параметров холодной прокатки на магнитные свойства

прокатки трансформаторной Основной задачей холодной стали получение удовлетворяющего требованиям является листа, по геометрическим характеристикам проката. Особенно важными являются требования по толщине и разнотолщинности, поскольку величина удельных магнитных потерь электротехнической стали при перемагничивании обратно пропорциональна её толщине. Все современные варианты технологии производства электротехнической трансформаторной стали направлены на создание совершенной «ребровой» текстуры в металле, определяющей свойства готового изделия. В магнитные промышленных условиях «ребровая» текстура реализуется в ходе высокотемпературного отжига (BTO), за счёт протекания вторичной рекристаллизации в холоднокатаном металле. Зародыши данной текстуры формируются в поверхностных слоях полосы при горячей прокатке [24, 25], что объясняется совместным действием фазового превращения и динамической рекристаллизации [26] и особенностями напряжённо-деформированного состояния поверхностных слоёв, обусловленных повышенным трением [27]. В работах [28-31] объяснена роль специальных разориентаций в наследственности «ребровой» текстуры в производственном цикле и показано формирование зародышей «ребровой» ориентировки в полосах сдвига по двухстадийному механизму двойникования при холодной прокатке. Таким образом, конечные магнитные свойства трансформаторной стали зависят от параметров и режимов обработки на прокатном переделе.

Наиболее полно влияние факторов холодной прокатки магнитные свойства трансформаторной стали исследовано для «классического» сульфидного варианта технологии в работе [32]. Увеличение суммарного обжатия полосы при конечной прокатке до определённого значения (60-65%), как правило, приводит к усилению «ребровой» текстуры и улучшению магнитных свойств ЭАС. Для вариантов технологии с однократной холодной прокаткой (сульфо-нитридный и технология МПИ) оптимальная величина обжатия должна быть более 80% [33].

Данные по влиянию трения на контактной поверхности носят [32] противоречивый характер. В работе указано, что снижение коэффициента обеспечивает трения получение более однородного напряжённо-деформированного состояния металла в очаге деформации, что способствует равномерному формированию текстуры прокатки {111}<112> по всей толщине полосы и получению более совершенной «ребровой» текстуры в готовой продукции. Авторами работы [34] обнаружено, что с повышением трения при холодной прокатке интенсифицируется процесс деформации путём двойникования, что обеспечивает увеличение зёрен с «ребровой» ориентировкой в структуре стальной полосы после первичной рекристаллизации, что обеспечивает получение более высоких значений магнитной индукции.

Влияние температуры деформации на конечные магнитные свойства отмечено только для технологии МПИ, что связано с явлением деформационного старения [35].

В работе [36] отмечается влияние на магнитные свойства соотношения натяжений полосы при холодной прокатке. Было установлено, что для сульфидного варианта технологии при первой холодной прокатке на многоклетьевых станах с оптимальным режимом обжатий подобранные

величины межклетьевых натяжений обеспечивают максимальную магнитную ИНДУКЦИЮ. При второй холодной прокатке на реверсивных станах увеличение отношения переднего натяжения к заднему способствует развитию легкорекристаллизуемой компоненты текстуры деформации (111) в поверхностных слоях полосы, что определяет совершенство текстуры свойства вторичной рекристаллизации И улучшает магнитные трансформаторной стали. Для сульфо-нитридного варианта результат влияния соотношения натяжений обратный – увеличение доли заднего натяжения приводит к улучшению магнитных свойств.

В работе [37] приводятся результаты исследования зависимости магнитных свойств трансформаторной стали сульфидного варианта от схемы прокатки (реверсивная или непрерывная) и дробности деформации. Отмечено, что дробность деформации при холодной прокатке значимо не влияет на магнитные свойства. В ходе эксперимента было установлено, что схема прокатки также значимо не влияет на магнитные свойства. Отмечено, что удельные магнитные потери при непрерывной прокатке на 2,5 % ниже, чем при реверсивной.

В работе [38] выявлена зависимость магнитной индукции от диаметра рабочих валков при однократной холодной прокатке. Показано, что увеличение диаметра валков в промежуточных проходах обеспечивает улучшение магнитных свойств. Авторами работы [39] в промышленных условиях ЦХП ООО «ВИЗ-Сталь» проведено исследование влияние диаметра рабочих валков стана второй холодной прокатки на магнитные свойства трансформаторной стали для нитридно-медного варианта технологии. В работе прокатку осуществляли на двух реверсивных станах 1200: 20-ти валковом стане (рисунок 1.7), и стане кварто (рисунок 1.8). За счёт подбора смазок и перенастройки режимов прокатки условия обработки были Статистическая обработка практически идентичны. результатов эксперимента показала, что влияние диаметра валков на магнитные свойства трансформаторной стали для нитридно-медного варианта технологии можно считать незначимым.



Рисунок 1.7 – 20-ти валковый стан 1200 (диаметр рабочих валков $D_{\rm p}$ = 70 мм)



Рисунок 1.8 – Стан кварто 1200 (диаметр рабочих валков $D_p = 290$ мм)

Параметры холодной прокатки являются важными фактором формирования конечных магнитных свойств и текстуры трансформаторной стали. Аналитический обзор, выполненный в рамках настоящей работы показал, что основным способом исследования по данной проблеме является метод промышленного или физического эксперимента, без расчёта и анализа параметров напряжённо-деформированного состояния в очаге деформации. Вместе с тем данные о напряжённо-деформированном состоянии зачастую необходимы для анализа и прогнозирования параметров структуры и текстуры материала, а, следовательно, и его физических свойств. С точки зрения физического металловедения при деформации поликристаллического материала активизируются такие системы скольжения, ориентация которых обеспечит максимум напряжения сдвига, вызванного внешними силами (модель Сакса), при этом плоскости наилегчайшего скольжения кристаллов должны ориентироваться вдоль направления действия этого напряжения. Данное напряжение сдвига определяется по известному закону Шмида:

$$\tau_c = m\sigma = \cos(\alpha) \cdot \cos(\beta)\sigma, \qquad (1.2)$$

где m – фактор Шмида, α – угол между направлением деформирующего напряжения σ и направлением скольжения, β – угол между σ и нормалью к плоскости скольжения.

С точки зрения механики обработки металлов давлением для случая плоского деформированного состояния при прокатке напряжение τ_c эквивалентно главному касательному напряжению τ_{max} , определяемому из известного соотношения:

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}, \qquad (1.3)$$

где σ_1 и σ_3 – главные нормальные напряжения.

Таким образом, для уточнения связи между параметрами холодной трансформаторной стали И eë физическими свойствами, прокатки необходимо исследование напряжённо-деформированного состояния очага деформации. Важно отметить, что в настоящее время в области обработки металлов подобная задача решается, образом, анализ главным С использованием допущения об изотропности деформируемого материала. Многие магнитомягкие материалы, в том числе прокат из трансформаторной стали в зависимости от типа технологии производства и стадии обработки относятся к анизотропным материалам, что необходимо учитывать.

1.4.2. Формирование плоскостности проката из электротехнической стали

Холоднокатаная тонколистовая трансформаторная сталь является металлопродукции, востребованной высокотехнологичным видом В электротехнической промышленности. Некоторые технологические свойства данной стали определяются точностью проката, поэтому к таким параметрам как плоскостность и разнотолщинность предъявляются высокие требования [40, 41]. Так, нормативно-технологической согласно документации отклонение от плоскостности (коэффициент волнистости [42]) не должно превышать 1,5 %. Иными словами, соотношение амплитуды (высоты) и шага (длины) кромочной волнистости не должно быть больше 0,015. В настоящее время основные мировые потребители полос трансформаторной стали имеют потребность более высокого качества, обусловлено В прокате что требований энергоэффективности планомерным ужесточением к электротехнического оборудования в ряде стран. Повышение точности проката из трансформаторной стали может быть достигнуто за счёт рационализации режимов холодной прокатки. В практике прокатного производства широкое применение нашло математическое моделирование, которое позволяет существенно снизить материальные и временные затраты на проведение исследований.

Значительная часть опубликованных результатов теоретических и опытно-промышленных исследований, посвящённых совершенствованию технологии холодной тонколистовой прокатки, направлена на получение готовых листов и полос с высоким качеством геометрии и плоскостности. В литературе представлены обширные сведения формировании 0 плоскостности тонких металлических полос в условиях современного прокатного производства: с учётом особенностей промышленного оборудования разработаны математические пластической модели деформации металла в процессах прокатки [43-45], дрессировки [46], правки изгибом и растяжением [47], проанализировано влияние термообработки [48,

49], условий нанесения покрытий [50] и резки полос при отделочных операциях [51]. В то же время приведение параметров плоскостности тонколистовой трансформаторной стали в соответствие с требованиями нормативно-технической документации представляет сложную и трудоёмкую задачу, что связано с особенностями обработки данного вида металлопродукции на прокатных и термических переделах.

Плоскостность проката из электротехнической трансформаторной стали является одним из наиболее сложных для управления параметров качества. В сравнении с прокатом из обычной углеродистой стали, помимо технологических особенностей производства существуют дополнительные факторы, усложняющие процесс получения планшетных полос ИЗ электротехнической стали. К таким факторам можно отнести механические свойства кремнистой стали (высокая прочность и сравнительно низкая пластичность) и специальные требования к электромагнитным свойствам проката (необходимость разработки технологических режимов прокатки и термообработки, в первую очередь обеспечивающих требуемый уровень свойств) [52]. В таблице 1 представлены сведения о механических свойствах трансформаторной стали на различных производственных переделах, полученные в ЦЗЛ ООО «ВИЗ-Сталь».

Толщина (мм), состояние металла	$\sigma_{\scriptscriptstyle \rm B},$ МПа	<i>σ</i> _{0,2} , МПа	$\delta, \%$	ψ, %
2,50, горячекатаный подкат	597	454	17,7	26,0
0,65, первая холодная прокатка	1063	1049	1,7	2,9
0,65, обезуглероживающий отжиг	588	539	18,9	27,5
0,30, вторая холодная прокатка	950	936	1,4	3,0
0,30, высокотемпературный отжиг	322	316	5,0	48,8
0,30, выпрямляющий отжиг	327	255	8,0	48,9

Таблица 1.1 – Механические свойства трансформаторной стали на различных переделах по данным ЦЗЛ ООО «ВИЗ-Сталь»

Вопросу плоскостности кремнистых электротехнических (в том числе трансформаторной) сталей посвящено небольшое количество отечественных и зарубежных работ. Данный факт можно объяснить тем, что на многих действующих прокатных обработки, станах режимы обычно, либо устанавливаются либо эмпирическим путём, рассчитываются теоретически по простым алгоритмам, а затем оптимизируются исходя из персонала. Активной разработкой опыта технологического автоматизированных систем проектирования технологии холодной прокатки для улучшения плоскостности и разнотолщинности электротехнических изотропных (динамных) сталей занимались специалисты ПАО «НЛМК» совместно с институтами ФГУП «ЦНИИчермет им. И. П. Бардина» и ФГБОУ ВО «ЛГТУ». Так, в работе [53] для непрерывного стана 1400 авторами разработана автоматизированная система управления качеством (АСУК), в основе которой лежит комбинирование теоретических подходов с анализом фактических режимов и технологических данных прокатки каждого типоразмера. Система в режиме on-line анализирует фактические значения о электронных систем состоянии подката ИЗ предыдущих переделов, энергосиловых параметров, перекоса и изгиба рабочих валков, состав и расход по зонам смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ), температурный режим и т. д. Далее, система осуществляет адаптацию заложенных эмпирических моделей прогноза энергосиловых параметров прокатки и коэффициента трения и производит выбор оптимальных режимов прокатки с учётом заданных критериев, технологических ограничений и характеристик оборудования. Система позволят получать полосы изотропной стали с плоскостностью не более 1,5 %.

Улучшение плоскостности электротехнической изотропной стали определило необходимость интеграции в АСУК других производственных линий и участков цеха, чтобы изменения производственных факторов в одном месте производственной цепи автоматически корректировалось при дальнейшей обработке [54, 55]. Для полного охвата автоматическими системами всех производственных цепочек АСУК была оптимизирована для

нового реверсивного стана 1400. В работах [56, 57] представлено описание математического обеспечения подсистемы анализа и выбора технологии холодной прокатки, приведены алгоритмы настройки стана, расчета уставок средств регулирования плоскостности и коррекции режима прокатки в переходных стадиях процесса.

Необходимо отметить ряд работ, в которых изучены особенности формирования плоскостности электротехнической стали. В работах [58, 59] подробно исследовано влияние режимов термообработки холоднокатаной электротехнической изотропной стали в проходных башенных печах (рисунок 1.9).



Рисунок 1.9 – Башенные печи для термообработки холоднокатаной электротехнической стали

В результате исследования было установлено, что формирование неплоскостности отожжённых полос в большинстве случаев не наследуется от холодной прокатки, а является результатом внутренних термических напряжений, возникающих из-за неравномерности распределения температуры по ширине полос при охлаждении. Наиболее влиятельными факторами являются: температура камер нагрева И регулируемого охлаждения, скорость транспортировки. Так, по данным работы [58] с увеличением температуры камеры нагрева плоскостность отожжённых полос, измеряемая в виде процентного соотношения амплитуды к значению периода (как показано на рисунке 1.10), ухудшается, регрессионная зависимость при этом имеет линейны характер. Зависимость плоскостности от параметров температуры камеры регулируемого охлаждения и скорости транспортировки показала более сложный характер. В обоих случаях для описания опытных данных выбраны параболические кривые регрессии. Для температуры камеры регулируемого охлаждения плоскостность полосы ухудшается при росте температуры от 410 до 460 °C, при температуре 460 °C наблюдается максимум, после чего значения плоскостности улучшаются вплоть до температуры 500 °C. Для скорости транспортировки ситуация обратная, минимум кривой регрессии наблюдается при скорости 39 м/мин, при меньших и больших скоростях обработки плоскостность полосы ухудшается.



Рисунок 1.10 – Измерение плоскостности полос: *L* – период, *s* – толщина полосы, *h* – высота неровностей, Δ – амплитуда

В работе [60] установлено, что с повышением степени легирования электротехнической стали кремнием (снижающим теплопроводность стали)

возрастает вероятность формирования термической неплоскостности проката. Снижение скорости охлаждения металла на заключительной стадии отжига позволяет улучить плоскостность стальных полос.

В работе [61] для расчета формы межвалкового зазора и усилия прокатки предложено использовать упругопластическую модель очага деформации, как показано на рисунке 1.11.



Рисунок 1.11 – Схема очага деформации и эпюра изменения сопротивления деформации по его длине при пластическом (пунктир) и упругопластическогом очаге [61]

Режимы обжатий, разработанные на основе данной модели, позволили получить прецизионные магнитомягкие полосы, полностью удовлетворяющие требованиям потребителей по точности и плоскостности.

1.4.3. Проблема обрабатываемости электротехнических сталей при холодной прокатке

Известно, что время от времени полосы из различных металлов и сплавов имеют тенденцию к образованию трещин в кромочных областях во время процесса горячей или холодной прокатки. Поскольку трещины свойства снижают такие механические как прочность, жёсткость, пластичность и ударную вязкость, то долговечность полученных затем металлических изделий зависит от качества прокатанных полос. С инженерной точки зрения в производственной цепочке, использующей процессы пластического формоизменения металла, важно определить момент разрушения деформируемого изделия до того, как он произойдёт, потому что завершающей стадии обработки предшествует (или связано с ней) зарождение и распространение кромочных трещин. В последовательных проходах холодной прокатки трещины могут достигнуть критической длины, предотвратить обрыв полосы поэтому. чтобы В прокатном стане. применяется операция обрезки кромки. Ситуация становится критической, в случае, когда уменьшение ширины обрабатываемой полосы перестаёт соответствовать требованиям следующей стадии обработки В технологической цепочке. Таким образом, явление растрескивания кромки влияет не только на качество холоднокатаных полос, но и в значительной мере на производительность прокатных цехов и себестоимость готовой продукции. Исследование механизмов развития трещин кромки требуется для оптимизации процессов холодной прокатки, особенно это актуально в области производства малопластичных сплавов, к которым относится электротехнические стали [62].

Формирование кромочных трещин на полосе во время холодной прокатки стали – это сложное явление (рисунок 1.12), которое зависит как от технологических параметров процесса прокатки, так и от микроскопических факторов, таких как микроструктура, включения и поры. Изучение эволюции

кромочной трещины при прокатке было выполнено многими исследователями как теоретически [63], так и экспериментально.



Рисунок 1.12 – Вид кромочных трещин на полосе из трансформаторной стали после холодной прокатки

В статье [64] показано, что на зарождение и распространение трещин влияет микроструктура прокатываемого металла. В работе были проведены исследования влияния начальной микроструктуры на развитие кромочных трещин во время холодной листовой прокатки, изучено зарождение и распространение кромочных трещин В крупно И мелкозернистой низкоуглеродистой Было обнаружено, стали. ЧТО микропористость кромочных областей стальных полос наиболее благоприятна ДЛЯ формирования трещин, поскольку микротрещины распространяются по микропорам. Также было установлено, что в больших зёрнах плотность микротрещин больше, чем в мелких зёрнах. Отмечено, что мелкозернистая структура даёт лучшее сопротивление зарождению трещины из-за более высокой плотности границ служат барьером зёрен, которые ДЛЯ пластического течения и для дислокационных источников. Рассмотрено влияние начального соотношения ширина-толщина полосы на величину суммарного обжатия при котором возникают кромочные трещины для случая прокатки со смазкой и прокатки в сухих валках. Как показано на рисунке 1.13, величина суммарного обжатия полосы, при котором возникают кромочные трещины, уменьшается с увеличением соотношения ширинатолщина прокатываемой полосы и с увеличением коэффициента трения.



Рисунок 1.13 – Величина максимального обжатия без разрушения в зависимости от соотношения ширина-толщина полосы и условий трения [64]

Как правило, максимально возможное обжатие полосы при прокатке за один проход зависит от многих факторов, таких как пластичность материала, толщина однородность свойств материала, применяемого полосы И смазочного материала и шероховатости поверхности рабочего валка. В некоторых случаях влияние деформации накапливается в проходах прокатки. Когда деформации достигнет предела обрабатываемости накопление материала трещины будут образовываться вдоль кромок. Распространению кромочных трещин способствует напряжённо-деформированное состояние полосы при прокатке. Кромочные области полосы испытывают влияние не только от давления, передаваемого валками. Деформация кромок полосы определяется также напряжениями, передающимися OT объёма

Ha наблюдать прокатываемого металла. кромках можно плоское напряжённое состояние, приводящее к бочкообразному уширению кромки, в то время как в центре полосы реализуется плоское деформированное Бочкообразное уширение состояние. кромки увеличивает величину растягивающих напряжений за счёт уменьшения живого сечения металла в данной области. При многопроходной схеме прокатки, кромки полосы испытывают свободное уширение и зачастую не обжимаются валками полностью, но вынуждены удлиняться вместе со всем объёмом полосы для сохранения постоянства объёма, в этом случае из-за неравномерности деформации на кромках образуются растягивающие напряжения, величина чтобы которых достаточна, расширить края кромочной трещины. Растрескивание кромок может быть уменьшено как за счёт улучшения пластичности прокатываемого материала, так и за счёт улучшения условий деформирования. Так. при обработке труднодеформируемых высококремнистых электротехнических сталей используют процесс так называемой «тёплой» прокатки [65-67].

В работе [68] проводилось исследование влияния на параметры разрушения углеродистой кромки стали при листовой прокатке коэффициента трения, напряжённого состояния, величины обжатия и числа Моделирование проходов. процесса распространения трещины осуществлялось методом конечных элементов в программной среде ABAQUS. Результаты моделирования были сравнены с экспериментальными данными и показали хорошую сходимость, как показано на рисунке 1.14. Глубина трещин увеличивается с проходом прокатки, что объясняется увеличением неоднородности деформации. Размер трещин увеличивается также с увеличением коэффициента трения, что объясняется ростом величины контактных касательных напряжений. Чем тоньше полоса, тем этот эффект трения проявляется существеннее. С увеличением суммарного обжатия глубина трещин увеличивается, что связано с увеличением концентрации растягивающих напряжений вокруг трещины и накоплением уровня пластической деформации.



Рисунок 1.14 – Зависимость глубины образования трещины от параметров прокатки: а – сравнение опытных данных и результатов моделирования, б – коэффициент трения, в – толщина полосы, г – суммарное обжатие [68]

В работе [69] для моделирования поведения трещины при прокатке электротехнической стали (2 % Si) использована микромеханическая модель разрушения Гурсана-Твергарда-Нидлмана. Экспериментальная часть работы выполнена на лабораторном стане дуо с диаметром валков 150 мм. Моделирование изменение трещины при прокатке проводилось методом конечных элементов в программной среде ABAQUS. При помощи моделирования проанализировано влияние на параметры трещины удельного натяжения и диаметра рабочих валков, результаты показаны на рисунке 1.15.



Рисунок 1.15 – Зависимость глубины образования трещины от величины натяжения (а) и диаметра рабочих валков (б) [69]

Из рисунка 1.15 видно, что с увеличением величины удельного натяжения глубина трещины растёт. При прокатке в валках большего диаметра глубина трещин также увеличивается, что можно объяснить созданием более высокого уровня сжимающих средних (гидростатических) напряжений.

Ещё одним значимым фактором, влияющим на образование дефектов сплошности при холодной прокатке, является вклад предшествующих «горячих» переделов, в особенности разливки и горячей прокатки [70]. Так, в работе [71] исследовано влияние типа дефекта нарушения сплошности стальных слябов на форму и размеры кромочных трещин после листовой прокатки. В работе основных дефектов показан ВИД сплошности непрерывнолитых слябов представлены результаты моделирования И поведения этих дефектов при дальнейшей прокатке. Более подробно причины формирования трещин на непрерывнолитых слябах рассмотрены в работах [72, 73]. Одной из причин образования трещин является разливка металла на криволинейных машинах литья заготовки (МНЛЗ). В силу

конструктивных особенностей разливочной машины верхняя грань слябов в процессе застывания перемещается по меньшему радиусу и при переходе с криволинейного на горизонтальный участок движения испытывает напряжения растяжения. Данные напряжения усиливаются термическими при охлаждении сляба и могут приводить к образованию трещин. При прокатке слябов в черновой группе широкополосных станов горячей прокатки (ШСГП) из-за свободного уширения при деформации происходит переход металла с рёбер и боковых граней сляба на верхнюю и нижнюю поверхности раската. Таким образом осуществляется процесс перехода трещин на поверхности горячекатаных полос. Глубина залегания трещин в прикромочных областях порой не позволяет удалить их полностью при подрезке кромки, поэтому эти дефекты могут существенно ухудшать условия обработки материала при последующей холодной прокатке.

Геометрическая форма поперечного профиля полосы после горячей существенное прокатки также оказывает влияние на распределение деформаций холоднокатаных полос, и как, величину следствие, на растягивающих напряжений в прокатываемом листе и вероятность её обрыва [74]. Особенностью прокатки на ШСГП является свободное уширение металла в чистовой группе клетей, как показано на рисунке 1.16.



Рисунок 1.16 – Пример поперечного профиля горячекатаной полосы трансформаторной стали с образованием свободного уширения на кромке
В промышленной практике данный эффект носит название «краевой В клин». цехах холодной прокатки величина обрезки кромки регламентирована технологической документацией и требованиями К снижению себестоимости готовой продукции за счёт снижения расходного коэффициента металла, потому полное удаление кромки подката с «краевым клином» происходит не всегда. При последующей холодной прокатке в данной локальной области происходит образование значительных растягивающих напряжений, превышающих предел прочности металла. Для учёта фактора локального уширения подката в кромочных областях и прогнозирования его влияния на стабильность последующей холодной прокатки разрабатываются специальные математические модели, которые могут быть использованы для управления в автоматических системах назначения металла по сортаменту и регулирования режимов подрезки на [75. 76]. агрегатах подготовки прокатного участка Другим, более экономичным способом может считаться расчёт оптимальных профилировок для станов холодной прокатки. Так, в работе [77] разработаны схемы профилировок валков клетей кварто EDW (Edge Drop Control Work Rolls) и VCR (Varying Contact Backup Rolls). позволяющих выравнивать распределение вытяжки по ширине полосы при прокатке подката с «краевым клином», как показано на рисунке 1.17.



Рисунок 1.17 – Схема профилировки валков EDW-VCR

В промышленных условиях производства трансформаторной стали основной причиной обрывности является неполное удаление или дефектов невыявление скрытых сплошности, образованных на предшествующих переделах [78]. В этой связи на прокатном переделе отработан механизм фиксации дефектов кромки на разматывателе и скоростного режима прокатки на данных изменение участках ДЛЯ минимизации потерь металла при возможном обрыве полосы, что негативно отражается на стабильности процесса и качестве проката [79]. С этой точки зрения представляется актуальным разработка и адаптация математических моделей холодной прокатки трансформаторной стали, учитывающих вышеуказанную специфику обработки.

1.5. Выводы по разделу и постановка задач исследования

На основании проведённого литературного обзора можно сделать следующие выводы.

1. Изготовление проката из трансформаторной стали является продукции, востребованной многотоннажным производством В электротехнической промышленности, И нуждается в анализе существующего процесса и рационализации режимов обработки.

2. Исследование напряжённо-деформированного состояния в очаге деформации при холодной прокатке трансформаторной стали необходимо для уточнения связи между режимами деформации структурными параметрами металла и качеством геометрии готовой продукции. Данному вопросу посвящено недостаточное количество работ.

3. В литературе не удалось найти каких-либо сведений об учёте и оценке фактора анизотропности при анализе процессов пластической деформации трансформаторной стали. Прокат из трансформаторной стали в зависимости от типа технологии и стадии обработки является анизотропным материалом, что необходимо учитывать при расчёте и анализе напряжённодеформированного состояния.

4. Формирование плоскостности проката из электротехнической стали в условиях реального промышленного производства является сложным процессом, требующим учёта, анализа и оптимизации множества производственных факторов на различных переделах производственной цепочки. Наиболее значимыми с точки зрения формирования плоскостности электротехнической стали технологическими операциями являются холодная прокатка и термообработка. Влияние термообработки на плоскостность электротехнической трансформаторной стали изучена в недостаточной степени.

5. Проблема обрывности при холодной прокатке является важной с точки зрения стабильности процесса и снижения издержек производства. На обрывность влияют структурные параметры и механические свойства материала, ТИП оборудования, прокатываемого его состояние, технологические факторы прокатки, И режимы геометрические качество обработки характеристики подката и на предшествующих переделах.

6. В производстве трансформаторной стали основной причиной обрывности является неполное удаление или невыявление скрытых дефектов сплошности, наследующихся с непрерывной разливки и горячей прокатки слябов. Адаптация технологии последующей холодной прокатки к данным условиям негативно отражается на стабильности процесса и качестве проката. Для улучшения условий работы прокатного стана необходима разработка математической модели холодной прокатки трансформаторной стали, учитывающей влияние данных дестабилизирующих эффектов.

В связи с вышеизложенной информацией целью работы является исследование напряженно-деформированного состояния процесса холодной прокатки электротехнической анизотропной стали и его влияния на энергосиловые параметры и качественные характеристики готовой продукции.

Для достижения цели сформулированы следующие задачи:

 Исследовать механические свойства электротехнической анизотропной стали.

 Осуществить постановку и решение краевой задачи, описывающей кинематику и напряжённо-деформированное состояние очага деформации для процесса тонколистовой холодной прокатки трансформаторной стали в изотропном и анизотропном состоянии.

 На основании полученных данных разработать математическую модель расчёта энергосиловых параметров тонколистовой холодной прокатки трансформаторной стали, адаптированную для условий промышленной прокатки.

 Выполнить анализ действующих промышленных процессов обработки проката из трансформаторной стали и разработать технологические мероприятия по совершенствованию технологии производства на прокатном переделе.

2. НАПРЯЖЁННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ИЗОТРОПНОЙ ТРАНСФОРМАТОРНОЙ СТАЛИ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ

2.1. Постановка и описание методики решения краевой задачи

Решение краевой задачи процесса пластической деформации предполагает определение напряжённого и деформированного состояний в любой момент времени и в любой точке обрабатываемого тела. При этом напряжённое напряжений, состояние описывается тензором а деформированное состояние функциями траекторией перемещения всех материальных частиц, из которых состоит тело. Расчёт напряжённодеформированного состояния (далее по тексту – НДС) является трудной вычислительной задачей, поэтому наиболее оптимальным и точным на сегодняшний день методом является математическое моделирование с использованием специальных пакетов программ И электронновычислительной техники. Математическое моделирование эффективно используется для анализа процессов обработки металлов давлением (далее по тексту – ОМД). Наиболее развитым и активно используемым способом математического моделирования процессов деформации является метод конечных элементов (МКЭ), он успешно зарекомендовал как инструмент для анализа и оптимизации процессов прокатки и волочения [80], ковки [81] и штамповки [82]. Основными направлениями анализа являются: процессы формоизменения, энергосиловые параметры деформации, определение в металле полей напряжений, температуры, скорости и степени деформации.

Суть МКЭ-моделирования согласно работе [83] заключается в разбиении объёма деформируемого тела на элементы конечной, но малой величины. Вершины конечных элементов называют узлами. Разбиение на конечные элементы позволяет упростить задачу, представив непрерывные функции искомых механических переменных деформируемого тела с бесконечным числом значений в виде конечных рядов значений этих функций. Значения функций определяют в узлах конечных элементов, а внутри самих элементов функция интерполируется в виде какой-либо известной функции, например, линейной. Значения в узлах сетки ищутся с использованием вариационных принципов.

Для МКЭ-моделирования процессов ОМД широко применяются различные программные комплексы, на сегодняшний день наиболее известны следующие программы: QForm, Deform, РАПИД и Abaqus. Перечисленные CAE-системы (Computer-Aided Engineering) применяются совместно с CAD-системами (Computer-Aided Design), что заметно упрощает задачу создания геометрии инструмента и заготовки. В настоящей работе для НДС процесса холодной прокатки исследования был использован программный комплекс Deform V6.1 (лицензия УрФУ), для создания геометрии процесса была выбрана отечественная CAD-система Компас-3D V10 (лицензия УрФУ).

Создание модели и анализ НДС холодной прокатки трансформаторной стали в изотропном состоянии необходимо для исследования и оптимизации технологии производства данной стали по нитридно-медному варианту (рисунок 1.5), применяемому в настоящее время на отечественных промышленных предприятиях. В данном варианте технологии холодная прокатка на конечную толщину, при которой, как показано выше, формирования закладываются предпосылки «ребровой» текстуры, выполняется после отжига, т.е. металл обрабатывается в состоянии, близкому к изотропному. Важно отметить, что результаты моделирования могут быть технологии производства высоколегированной применены И В электротехнической динамной стали с массовой долей кремния от 2,8 % до 3,8 %.

Постановку задачи в среде Deform-3D выполняли в соответствии с указаниями работы [84]. Твердотельные модели валков и заготовки создавали при помощи программы Компас-3D. Свойства деформирующего инструмента – идеально жёсткие валки диаметром D = 70 мм с цилиндрической профилировкой. Параметры обрабатываемой полосы:

начальная толщина заготовки $h_0 = 0,50$ мм, начальная ширина $B_0 = 30$ мм. В промышленных условиях ширина прокатываемых полос превышает 1000 мм, потому фактор формы очага деформации (отношение длины l очага деформации к его средней высоте h_{cp}) изменяется от 5 до 15, иными словами имеет место плоское деформированное состояние. Ширину проката искусственно занижали для уменьшения количества конечных элементов, участвующих в расчете, при этом значение подбирали так, чтобы при имеющихся параметрах процесса деформация в центральном по ширине слое полосы была близка к условиям плоской деформации. Выбор трёхмерной постановки сделан для выполнения анализа энергосиловых параметров деформации (далее по тексту – ЭСП).

B качестве выбрали материала полосы кремнистую (трансформаторную) содержащую 2,8-3,8 мас. % Si. Тип сталь, деформируемой среды – упругопластический. Упругие свойства материала принимали стандартными для стали: модуль упругости $E = 2,10 \cdot 10^5$ МПа, значение коэффициента Пуассона v = 0,30. Для описания пластических свойств деформируемого материала в изотропном состоянии использовали условие Мизеса, закон упрочнения деформируемой среды установили по справочнику [86] с учетом перевода величины относительного обжатия ε_0 к степени деформации є:

$$\sigma_{\rm s} = 400 + 129 \cdot \varepsilon^{0,32},\tag{2.1}$$

где $\sigma_{\rm s}$ – величина сопротивления деформации в МПа, ε – степень деформации в процентах.

Диаметр валков и параметры обжатия назначали, с учетом реальных условий производства трансформаторной стали. В заготовке была создана сетка из тетрагональных конечных элементов общим числом 79728. Прокатку вели за один проход на толщину $h_1 = 0,27$ мм ($\varepsilon_0 = 46$ %).

Граничные условия в виде величины контактного трения на границе валок-полоса и приложенного к полосе натяжения варьировали в

зависимости от цели моделирования. Угловая скорость вращения инструмента 0,2 рад/с. Для решения использовали метод Ньютона – Рафсона.

2.2. Исследование кинематики очага деформации и энергосиловых параметров

2.2.1. Влияние условий трения на контактной поверхности

Кинематика очага деформации при холодной листовой прокатке напрямую влияет на расход энергии, затрачиваемой на деформацию [86, 87], текстуру и свойства прокатываемой полосы [88, 89], ее плоскостность [90] и качество поверхности [91]. В целях улучшения качества холоднокатаных полос в ряде работ исследовано соотношение кинематических зон в очаге деформации технологических параметрах при разных прокатки. B большинстве исследований принято, что на всей поверхности контакта металла и валков отсутствует прилипание, а нейтральная поверхность уравнения А. И. Гришкова, плоская В соответствии с решением предложенным А. И. Целиковым для случая равномерного распределения скоростей по высоте сечения прокатываемой полосы [92]. Такое допущение может приводить к снижению точности расчетов энергосиловых параметров пластической деформации, что, в свою очередь, ведет к дополнительным погрешностям при проектировании новых и анализе действующих режимов прокатки. Особенно это актуально при значимом изменении условий контактного трения В случае пластической обработки полос ИЗ труднодеформируемых и малопластичных сплавов, склонных к появлению областей локального разрушения на кромках полосы – кромочных трещин.

В параграфе 1.4.3. настоящей работы указано, что при выполнении заключительной холодной прокатки на реверсивных станах полос трансформаторной стали с дефектами на кромках производят снижение скорости (до близкой к заправочной) прокатки на дефектных участках, что снижает количество отбраковки металла в случае обрыва полосы. В то же время данный технологический приём ухудшает условия нагнетания смазки в очаг деформации и уменьшает толщину смазочного клина; в совокупности оба фактора приводят к существенному росту коэффициента трения и изменению кинематики течения металла в очаге деформации, которое необходимо учитывать при настройке автоматических систем прокатных станов.

С целью исследовать кинематику очага деформации и ЭСП холодной прокатки трансформаторной стали при различных условиях трения в программном пакете Deform-3D осуществлена постановка задачи в пяти вариантах. Варианты задачи отличались условиями трения на контактной поверхности, данное граничное условие задавалось с использованием закона Амонтона – Кулона.

$$\tau_{\rm TD} = \mu \sigma, \tag{2.2}$$

где $\tau_{\rm rp}$ – касательное напряжение трения скольжения, μ – коэффициент трения, σ – нормальное напряжение.

В задачах № 1 и 2 моделировали условия холодной прокатки в стабильном скоростном режиме с разной смазкой, для задачи № 1 приняли μ = 0,06, для задачи № 2 μ = 0,11. В задаче № 3 моделировали прокатку в нестабильном режиме μ = 0,15. В задачах № 4 и 5 моделировали по рекомендациям [93, 94] прокатку в сухих валках. Для задачи № 4 приняли μ = 0,22, для задачи № 5 – μ = 0,27. Процесс прокатки моделировали без приложенного к полосе натяжения, чтобы оценить влияние коэффициента трения напрямую.

Изменение кинематики очага деформации оценивали по расположению и форме нейтрального сечения. Влияние формы нейтрального сечения на давление прокатки оценивали путем сравнительного анализа данных, полученных в результате МКЭ-моделирования и численного расчета. Критерием оценки служила величина усилия прокатки *P*. При практических расчетах учитывали только вертикальную составляющую усилия прокатки, которую находят как произведение контактного давления *p* на горизонтальную проекцию площади соприкосновения *F*_{конт} металла с валком:

$$P = pF_{\rm KOHT}.$$
 (2.3)

Для оценки влияния фактора формы нейтрального сечения на расчёт энергосиловых параметров был произведён расчет контактного давления при прокатке тонкой полосы по методу А. И. Целикова путем решения дифференциального уравнения равновесия напряжений в очаге деформации. При решении принимается гипотеза плоских сечений, а формула расчета контактного давления в общем виде выглядит следующим образом [95]:

$$p = 2n_{\sigma}\tau_s, \tag{2.4}$$

где *n*_σ коэффициент напряженного состояния *τ*_s – сопротивление металла пластической деформации на сдвиг.

В случае прокатки полосы без натяжения коэффициент напряженного состояния n_{σ} определяется по широко известной методике [95], поэтому она здесь не приводится подробно. В число параметров, влияющих на n_{σ} , входят относительное обжатие ε_0 и коэффициент трения μ . Величина τ_s в формуле (2.4) определяется выражением

$$2\tau_s = 1,15 \cdot \frac{(\sigma_{s0} + \sigma_{s1})}{2},\tag{2.5}$$

где σ_{s0} и σ_{s1} – величины сопротивления деформации прокатываемого металла соответственно перед проходом и после него.

На рисунке 2.1 показано расположение очага деформации в системе координат. Плоскость ZX соответствует продольному сечению очага деформации, соответственно касательное напряжение в этой плоскости обозначено как σ_{ZX} . Как видно из рисунка 2.1, расчетные напряжения σ_{ZX}

равны нулю до входа в очаг деформации, по ходу прокатки нарастают до определенной величины, затем уменьшаются до нуля, увеличиваются с обратным знаком и уменьшаются до нуля на выходе из очага деформации.



Рисунок 2.1 – Поле напряжений σ_{ZX} в продольном сечении полосы: 1 – заготовка; 2 – полоса; 3 – очаг деформации; 4 – поверхность валков; 5 – система координат; 6 – цветовой ключ; стрелка – направление прокатки

По результатам моделирования анализировали распределение касательного напряжения σ_{ZX} на шаге, который соответствовал процессу прокатки в установившемся режиме. Рассматривали продольное сечение очага деформации в центральном по ширине слое полосы. Как известно, касательное напряжение σ_{ZX} будет менять свой знак при переходе из зоны отставания в зону опережения в соответствии с изменением направления сил трения на контактной поверхности. Тогда точка, в которой данное напряжение равно нулю, будет отражать положение нейтрального сечения в очаге деформации. Для всех задач моделирования получено, ЧТО протяженность контактной зоны деформации $l_{\kappa} = 2,81$ мм, но фактическая длина очага деформации, включающая внеконтактные зоны, l = 3,36 мм.

На рисунке 2.2 представлены эпюры касательного напряжения σ_{ZX} , рассчитанные для центрального по толщине слоя очага деформации при разных коэффициентах трения μ .



Рисунок 2.2 – Эпюры напряжения σ_{ZX} в центральном по толщине слое полосы при различных коэффициентах трения: а) $\mu = 0,06$ б) $\mu = 0,11$ в) $\mu = 0,15$ г) $\mu = 0,22$ д) $\mu = 0,27$

Видно, что с увеличением μ длина зоны опережения l_{on} (положительная область значений напряжения σ_{ZX}) увеличивается, а координата нейтрального сечения смещается в сторону входа в очаг деформации. Полученные результаты согласуются с хорошо известным уравнением Экелунда, из

которого следует, что с увеличением коэффициента трения длина зоны опережения в очаге деформации увеличивается:

$$l_{\rm off} = 0.5 \cdot \left(l - \frac{\Delta h}{2\mu} \right), \tag{2.6}$$

где Δh — абсолютное обжатие.

Расчет координаты по оси X, в которой выполняется условие $\sigma_{ZX} = 0$, выполнен при помощи функции «Point tracking» вдоль направления прокатки для трех слоев очага деформации по толщине: центрального (0*h*), поверхностного (0,5*h*) и равного четверти толщины (0,25*h*). Таким образом, во всех задачах была определена протяженность зоны отставания l_{or} и зоны опережения l_{on} по глубине очага деформации. Для каждого значения была рассчитана процентная доля от общей длины фактического очага деформации *l* (таблица 2.1).

Таблица 2.1 – Протяжённость кинематических зон очага деформации в зависимости от коэффициента трения и координаты по толщине очага деформации

Задача	μ	0,5 <i>h</i>		0,25 <i>h</i>		0h	
		$l_{ m ot}$ / l	l _{оп} / l	l _{ot} / l	l _{оп} / l	l _{ot} / l	l _{оп} / l
N⁰	_	%	%	%	%	%	%
1	0,06	62,8	37,2	62,1	37,9	61,5	38,5
2	0,11	54,7	45,3	54,0	46,0	53,4	46,6
3	0,15	53,6	46,4	52,8	47,2	52,0	48,0
4	0,22	51,2	48,8	50,7	49,3	48,8	51,2
5	0,27	48,8	51,2	47,2	52,8	44,7	55,3

Из таблицы 2.1 видно, что для всех значений коэффициента трения протяженность зоны отставания увеличивается от центрального слоя к поверхности, при этом нейтральное сечение в очаге деформации не является

плоским, а выгнуто в сторону входа полосы в валки. Высоту изгиба нейтрального сечения Δ можно определить как разницу между протяженностью зоны опережения $l_{0\Pi}$ в центральном слое *(0h)* и протяженностью этой же зоны в поверхностном слое 0,5*h*. Тогда форма нейтрального сечения в очаге деформации характеризуется показателем

$$S = \frac{\Delta}{0.5(h_0 + h_1)} \cdot 100\%. \tag{2.7}$$

На рисунке 2.3 представлена зависимость показателя формы нейтрального сечения *S* от коэффициента трения *µ*.



Рисунок 2.3 – Влияние величины коэффициента трения μ на показатель формы нейтрального сечения S

Из рисунка 3 видно, что с увеличением μ показатель формы нейтрального сечения *S* увеличивается по экспоненциальному закону, т. е. увеличивается изгиб нейтрального сечения в сторону входа полосы в валки. Примечательно, что в диапазоне $\mu = 0,06-0,15$, который реализуется при холодной прокатке на действующих прокатных станах, показатель формы нейтрального сечения изменяется незначительно. Существенное искривление нейтрального сечения выявлено для прокатки на сухих валках. Отметим, что величина коэффициента трения в процессе прокатки может изменяться вследствие износа и/или налипания металла на валки [96], что приводит к изменению формы и положения нейтрального сечения.

определения величины усилия Для прокатки ПО результатам моделирования использовали инструмент «Load-Stroke». С помощью этого инструмента были экспортированы данные об изменении вертикальной составляющей усилия, действующего на инструмент (параметр «Z load»), в зависимости от времени процесса. По результатам математической обработки экспортированных данных для каждой задачи моделирования получены значения среднего усилия прокатки $P_{\rm M}$. Для аналогичных параметров прокатки провели расчет усилия $P_{\rm T}$ по формулам (2.3) и (2.4). Разница между значениями усилия прокатки, полученными в результате моделирования $P_{\rm M}$ и теоретического расчета $P_{\rm T}$ рассчитана по формуле (2.8) и приведена в таблице 2.2.

$$\delta = \frac{P_{\rm M} - P_{\rm T}}{P_{\rm M}} \cdot 100\%. \tag{2.8}$$

11	МКЭ-моде	лирование	Теоретичес	δ	
μ	Рм	S	Рт	S	U
_	κН	%	кН	%	%
0,06	94,96	11,35	71,05	0,00	25
0,11	124,21	11,87	92,61	0,00	25
0,15	145,69	13,94	112,31	0,00	23
0,22	177,82	21,16	157,22	0,00	12
0,27	221,74	35,10	207,16	0,00	7

Таблица 2.2 – Сравнение результатов расчёта усилия прокатки

Из таблицы 2.2 видно, что когда нейтральное сечение в очаге деформации не плоское (S > 0), усилие прокатки превышает аналогичный параметр, вычисленный согласно гипотезе плоских сечений. Согласно

формуле (2.3) усилие прокатки будет также выше, когда форма нейтрального сечения отлична от плоской. На рисунке 2.4 приведена зависимость относительной разницы между $P_{\rm M}$ и $P_{\rm T}$ от показателя формы нейтрального сечения *S*, которая показывает, что относительная разница между значениями усилия прокатки $P_{\rm M}$ и $P_{\rm T}$ уменьшается с ростом показателя формы нейтрального сечения *S* по степенному закону. Иными словами, влияние фактора формы нейтрального сечения на величину давления прокатки увеличивается с уменьшением коэффициента трения. Так, в диапазоне значений μ , соответствующего холодной прокатке в промышленных условиях (0,06 – 0,15), использование гипотезы плоских сечений при расчете давления прокатки дает заниженный результат на 23 – 25 %. При больших коэффициентах трения разница между результатами аналитического решения и расчетом по методу конечных элементов нивелируется. Результаты этой части работы подробно описаны в [97-99].



Рисунок 2.4 — Влияние формы нейтрального сечения S на относительную разницу δ между значениями усилия прокатки $P_{\rm M}$ и $P_{\rm T}$

2.2.2. Влияние приложенного к полосе натяжения

С целью исследовать влияние натяжения полосы на соотношение кинематических зон в очаге деформации при холодной прокатке трансформаторной стали в программном пакете Deform-3D осуществлена постановка задачи с различными граничными условиями. Для передней и задней торцевой поверхности заготовки заданы граничные условия в напряжениях, имитирующих действие переднего (T_1) и заднего (T_0) натяжений полосы, создаваемого моталками реверсивного прокатного стана.

Осуществлена постановка задачи в трёх вариантах. Базовой задачей являлось моделирование процесса прокатки трансформаторной стали по промышленным режимам, для чего принято: заднее натяжение $T_0 = 67,5$ кH, переднее $T_1 = 70$ кH. В задаче № 2 заднее натяжение было увеличено до $T_0 = 90$ кH. Задача № 3 являлась контрольной, в ней имитировали прокатку без натяжения. Для всех вариантов задачи коэффициент трения приняли $\mu = 0,11$.

Анализ результатов моделирования выполняли по аналогии с параграфом 2.2.1. При моделировании плоскость ZX соответствовала продольному сечению очага деформации, соответственно эпюра касательного напряжения σ_{ZX} позволяет определить положение нейтрального сечения из условия: $\sigma_{ZX} = 0$. На рисунке 2.5. представлены эпюры напряжения σ_{ZX} в центральном по толщине слое полосы для трёх вариантов задачи.



Рисунок 2.5 – Эпюры напряжения σ_{ZX} в центральном по толщине слое полосы при различных значениях натяжения: a) $T_0 = 67,5$ кH $T_1 = 70$ кH, б) T_0 = 90 кH $T_1 = 70$ кH в) $T_0 = T1 = 0$ кH

Как видно из рисунка 2.5, расчетные напряжения σ_{ZX} близки по своему значению к нулю до входа в очаг деформации, по ходу прокатки нарастают до определенной величины, затем уменьшаются до нуля, увеличиваются с обратным знаком и стремятся к нулевому значению на выходе из очага деформации. Расчет координаты по оси Х, в которой выполняется условие $\sigma_{ZX} = 0$, выполнен при помощи функции «Point tracking» вдоль направления прокатки для трех слоев очага деформации по толщине: центрального (0*h*), поверхностного (0,5h), и равного четверти толщины (0,25h). Таким образом, во всех задачах была определена протяженность зоны отставания $l_{\rm or}$ и зоны опережения *l*_{оп} по глубине очага деформации. Для каждого значения была процентная общей длины фактического рассчитана доля ОТ очага деформации l (таблица 2.3). Подробно описание построения задачи изложено в работах [100, 101]

Таблица 2.3. – Протяженность, мм (%), кинематических зон очага деформации в зависимости от натяжения и координаты по толщине очага деформации

Задача №	<i>Т</i> 0, кН	<i>Т</i> 1, кН	0,5 <i>h</i>		0,25h		0 <i>h</i>	
			lot	lоп	lot	l _{оп}	lot	l _{оп}
			(l_{OT}/l)	(l _{оп} /l)	(l_{OT}/l)	(<i>l</i> оп/ <i>l</i>)	(l_{OT}/l)	(l _{оп} /l)
1	67,5	70	2,041	1,319	2,311	1,049	2,385	0,975
			(60,7)	(39,3)	(68,8)	(31,2)	(71,0)	(29,0)
2	90	70	2,143	1,217	2,446	0,914	2,433	0,927
			(63,8)	(36,2)	(72,8)	(27,2)	(72,4)	(27,6)
3	0	0	2,079	1,281	2,365	0,995	2,348	1,012
			(61,8)	(38,2)	(70,4)	(29,6)	(69,9)	(30,1)

Из таблицы 2.3 видно, что полученное решение согласуется с известным уравнением Ю. М. Файнберга. С увеличением заднего натяжения при прокатке величина нейтрального угла уменьшается, а зона отставания увеличивается.

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{2\mu}\right) + \frac{T_1 - T_0}{4\mu p b R},\tag{2.9}$$

где *у* – нейтральный угол, *а* – угол захвата, *b* — ширина полосы.

В задаче № 2 по сравнению с задачей № 1 произошло увеличение заднего натяжения на 25 %, что привело к увеличению зоны отставания по всему сечению очага. Важно отметить, что увеличение зоны отставания в данном случае незначительно и в среднем составило 3 %. Полученный результат говорит о том, что для промышленного режима прокатки существует значительный резерв по увеличению заднего натяжения, что позволит снизить энергосиловые параметры деформации и, как следствие, затраты энергии на передел. Отмечено также, что длина зоны отставания в задаче № 1 меньше, чем в контрольной задаче без натяжения. Это можно объяснить более сильным влиянием переднего натяжения.

2.3. Исследование влияния напряжённого состояния на структурные и текстурные параметры

Процесс холодной деформации металлов и сплавов на прокатных станах реализуется при больших скоростях в течение малых промежутков времени, в сравнительно малом объеме (очаге деформации). При этом даже при небольших величинах деформации может наблюдаться существенное изменение структуры и текстуры материала, которое является результатом целой совокупности процессов: последовательное включение систем скольжения, двойникование, локализация деформации в виде формирования полосовой структуры [102]. Поскольку обычно анализу подвергается конечный результат прокатки, интересным представляется отслеживание этого многостадийного процесса в его динамике.

Для образцы проведения исследований использовали 0,5×30×280 трансформаторной стали размерами MM. Применили лабораторный реверсивный стан кварто с диаметром рабочих валков 75 мм, шириной 250 мм, максимальной допустимой нагрузкой 200 кН. Пластины прокатывали за один проход с обжатием около 55 %. Часть образцов деформировали с использованием смазки. Другую часть образцов перед прокаткой тщательно обезжиривали, а также удаляли смазку с поверхности рабочих валков. В определённый момент прокатки (после захвата пластины валками и выхода на стабильный режим) клеть стана резко реверсировали, в результате получали пластины с визуально видимым очагом деформации.

Из пластин вырезались образцы недоката, ДЛЯ проведения металлографических исследований И ориентационного анализа на электронном микроскопе Carl Zeiss Auriga CrossBeam с приставкой Oxford Instruments HKL Nordlys F (EBSD). При анализе НДС и проведении металлографических исследований в качестве лабораторной принята система координат, оси которой связаны с направлением холодной прокатки (НП), нормалью к ее плоскости (НН) и перпендикулярным им направлением (ПН), которое совпадает с осью валков.

В образце, прокатанном без смазки (рисунок 2.6 (а)), деформация реализовалась только скольжением с формированием полос деформации. В случае прокатки образца со смазкой (рисунок 2.6 (б)) уже при незначительной деформации фиксировалось двойникование.



Рисунок 2.6 – Микроструктура очага деформации прокатанных образцов трансформаторной стали: а – прокатка без смазки (отдельно вынесен микрорельеф на поверхности шлифа), б – прокатка при наличии смазки

Для выявления связи между напряжённым состоянием и структурой образцов произвели расчет напряженного состояния для условий прокатки образцов производился методом конечных элементов, порядок постановки задачи изложен в параграфе 2.1. Условия трения на контакте металла с валками задавали по закону Кулона, для случая прокатки без смазки коэффициент трения установили равным $\mu = 0,22$, со смазкой $\mu = 0,11$. Напряжённое состояние металла анализировали в центральном по ширине

слое полосы, на шаге моделирования в котором процесс прокатки является стационарным. На основании положений параграфа 1.4.1. в анализе рассматривали величину и направления действия напряжения τ_{max} , (рисунок 2.7).





Рисунок 2.7 – Распределение напряжений τ_{max} («Abs. max shear») в очаге деформации при $\mu = 0,11$ (а) и $\mu = 0,22$ (б) и обозначение характерных точек

Для более подробного анализа распределения напряжения τ_{max} в очаге деформации был использован поточечный анализ. Поскольку очаг деформации симметричен, то рассматривалась только его верхняя половина. Очаг деформации делился по длине на 9 поперечных сечений так, чтобы охватить все области цветной диаграммы напряжений. В каждом сечении рассматривались три характерные точки по толщине полосы: поверхность (0,5*h*), четверть толщины (0,25*h*) и центральный слой (0). Величина напряжения τ_{max} оценивалась в девяти сечениях по длине очага деформации и трёх точках по толщине, всего 27 точек.

Программа Deform-3D позволяет строить векторные диаграммы для главных напряжений σ_1 и σ_3 (рисунок 2.8 и 2.9). Направления касательных напряжений τ_{max} , таким образом, можно определить, как направления биссектрис углов между векторами σ_1 и σ_3 .



Рисунок 2.8 – Направления главных напряжений *σ*₁ (а) и *σ*₃ (б) при холодной прокатке со смазкой (показана верхняя половина очага деформации)



Рисунок 2.9 – Направления главных напряжений σ_1 (а) и σ_3 (б) при холодной прокатке без смазки (показана верхняя половина очага деформации)

Результаты измерений величин напряжений в характерных точках и углов между плоскостью прокатки и напряжениями τ_{max} при разных коэффициентах трения представлены на рисунке 2.10 и 2.11.



Рисунок 2.10 – Изменение величины напряжения τ_{max} по длине и глубине очага деформации



очага деформации

Для прокатки с высоким коэффициентом трения характерно общее увеличение величины касательных напряжений $\tau_{\rm max}$ для соответствующих деформации поперечных сечений очага по сравнению с низким коэффициентом трения. Данная разница наиболее выражена в области входа в очаг деформации. Кроме того, различия в коэффициенте трения приводят к изменениям направления $\tau_{\rm max}$ по длине и глубине очага деформации, особенно в поверхностных (0,5*h*) слоях полосы. Значительное изменение направления τ_{max} в поверхностном слое очага деформации при повышенном трении можно объяснить сменой направления действия напряжений $\tau_{\text{конт}}$ при переходе из кинематической зоны отставания в зону опережения.

Результаты ориентационного анализа (EBSD) образцов показаны на рисунке 2.12.



Рисунок 2.12 – Результаты ориентационного анализа (EBSD) очага деформации при прокатке образца со смазкой (а) и без (б)

В целом процесс переориентации изначальной ориентировки образцов (110)[001] для обоих случаев прокатки может быть описан поворотом кристаллической решетки в полосе деформации вокруг

кристаллографического направления близкого к ПН. Повышение степени деформации при прокатке способствует дальнейшей переориентации кристаллической решетки в основном объеме деформационных полос и ее приближению к двум симметричным ориентировкам {111}<112>. Отмечено, что для случая низкого коэффициента трения в области входа в очаг деформации, углы между плоскостью прокатки и напряжениями τ_{max} близки к величине 55°. Это может объяснять появление в структуре при данном напряженном состоянии двойников деформации, так как действующие плоскости двойникования (112) и (112) в монокристалле (110)<001> имеют угол с плоскостью прокатки 54,7°. Результаты работы описаны в [103, 104].

2.3. Выводы по разделу

1. Нейтральное сечение в очаге деформации при холодной тонколистовой прокатке не является плоским. С ростом коэффициента трения происходит увеличение изгиба нейтрального сечения в сторону входа полосы в валки по экспоненциальному закону.

2. В случае отклонения формы нейтральной поверхности от плоского сечения величина расчетного давления прокатки трансформаторной стали превышает аналогичный параметр, вычисленный теоретически с применением гипотезы плоских сечений. Величина ошибки может достигать 24 %.

3. Натяжение полосы при холодной прокатке влияет на смещение нейтрального сечения в очаге деформации. Моделирование промышленного режима холодной прокатки трансформаторной показало, что существует значительный резерв по увеличению заднего натяжения.

4. Напряженное состояние влияет на формирование мезоструктуры и развитие текстуры трансформаторной стали при холодной прокатке. Показано, что формирование двойников деформации в металле при прокатке определяется условиями трения.

3. НАПРЯЖЁННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ АНИЗОТРОПНОЙ ТРАНСФОРМАТОРНОЙ СТАЛИ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ

3.1. Исследование механических свойств трансформаторной стали

3.1.1. Аппроксимация зависимости сопротивления деформации от деформации и скорости деформации

B обычной практике расчетов процессов ОМЛ материалы, деформируемые в холодном состоянии, не наделяют свойством вязкости, т.е. зависимостью этих свойств от скорости деформации. Совершенствование технологических процессов холодной деформации трансформаторной стали связывается с учетом влияния на напряженнонастоящее время В деформированное состояние при её обработке параметров структуры [105], кристаллографической текстуры [106, 107], а также скорости деформации. Впервые о значимости скорости деформации в процессах холодной осадки металлов отмечено в работе [108]. Сегодня, процессы скоростного упрочнения активно изучаются при холодной обработки цветных металлов, например, меди [109].

Имеющиеся в литературе сведения о сопротивлении деформации электротехнической трансформаторной стали имеют несколько противоречивый характер. Так, в публикации [110], подготовленной французскими специалистами из Universite de Technologie de Compiegne, кривая растяжения трансформаторной стали имеет зуб текучести, а далее представляет собой практически линейно возрастающую функцию (рисунок 3.1 а). При относительном обжатии 50 % напряжение пластического течения составляет величину порядка 480 МПа. В противовес этому данные Центрального научно-исследовательского института информации и техникоэкономических исследований черной металлургии ЦНИИИТЭИЧМ (рисунок 3.1 б) при схожести начального значения напряжения пластического течения на уровне 380 МПа дают при деформации 50% значение предела текучести 770 МПа [111].



Рисунок 3.1 – Кривые растяжения трансформаторной стали, полученные по данным работ [110] и [111]

Вследствие такого большого различия выполнена работа по изучению механических свойств трансформаторной стали при растяжении С различными скоростями деформации при комнатной температуре [112]. Из работы следует, что скоростное упрочнение стали может быть значительным при холодной прокатке, поскольку на современных станах холодной прокатки скорость деформации достигает больших значений (до 1200 с⁻¹). Однако в литературе нет данных о сопротивлении деформации для какихлибо процессов холодной деформации, относящихся к большим деформациям и скоростям деформаций, с помощью которых можно было бы достаточной точностью определить сопротивление деформации С трансформаторной стали при прокатке.

На рисунке 3.2 приводятся кривые деформационного упрочнения (сплошные линии), соответствующие упомянутым диаграммам растяжения из работы [112], в зависимости от скорости деформации: $\xi_1 = 0,00015 \text{ c}^{-1} \text{ u} \xi_2 = 1,1 \text{ c}^{-1}$.



Рисунок 3.2 – Кривые упрочнения трансформаторной стали в зависимости от скорости деформации: кривая 1 ($\xi_1 = 0,00015 \text{ c}^{-1}$), кривая 2 ($\xi_2 = 1,1 \text{ c}^{-1}$)

Аппроксимируем зависимость сопротивления деформации стали при растяжении σ_s от степени деформации ε и от скорости деформации ζ в двумерной области ($0 \le \varepsilon \le 0.2$; $\zeta_1 \le \zeta \le \zeta_2$). Для этого сначала аппроксимируем кривые деформационного упрочнения (рисунок 3.2), используя степенные функции, методом наименьших квадратов. В результате получаются выражения:

$$\sigma_{\rm s1} = 489,7 + 652,6 \cdot \varepsilon^{0,67},\tag{3.1}$$

$$\sigma_{s2} = 569.1 + 741 \cdot \varepsilon^{0.79}. \tag{3.2}$$

Аппроксимирующие кривые на рисунке 3.2. изображены пунктирными линиями. Зависимость сопротивления деформации σ_s от скорости деформации ξ для произвольной деформации ε будем описывать функцией

$$\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon) + m(\varepsilon)\ln(\xi), \qquad (3.3)$$

предложенной А. Надаи для процессов горячего деформирования металлов. В формуле (3.3) $\sigma_s(\varepsilon)$ – сопротивление деформации при статической деформации (независящей от скорости деформации), $m(\varepsilon)$ – коэффициент, зависящий от материала, ξ – скорость деформации, определяемая формулой Тринкса [113]. Выражение (3.3) имеет физический смысл только для скоростей деформаций, не лежащих в некоторой окрестности особой скорости деформации ξ = 0. На основании данных работы [112] методом избранных точек получены коэффициенты уравнения регрессии (3.3) для трансформаторной стали:

$$\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon) + (12,5\varepsilon + 5,5)\ln(\xi), \qquad (3.4)$$

Соотношение (3.4) достаточно точно описывает экспериментально найденную зависимость σ_s от ξ для малых скоростей деформаций трансформаторной стали. Кроме того, в работе [114] установлено, что при холодной прокатке сплава Fe + 1,7 % Si + 1,65 % Mn для деформаций $\varepsilon \le 0,15$ и скоростей деформаций $10^{-2} \le \xi \le 10^3$ с⁻¹ скоростное упрочнение остается конечным. Соотношение (3.4) удовлетворяет этому условию. С физической точки зрения выбор выражения (3.4) можно объяснить влиянием нагрева металла вследствие диссипации механической мощности при холодной прокатке. Действительно, если опираться непосредственно на данные мониторинга работы прокатных установок, то окажется, что при скорости выхода полосы 250 м/мин температура металла может достигать 70-200 °C (в зависимости от настройки систем подачи СОЖ в стане), что заведомо ниже температуры начала рекристаллизации, находящейся в диапазоне 600-650 °C. При этом с ростом скорости прокатки (скорости деформации) нагрев металла увеличивается и приводит к дополнительному разупрочнению металла.

Приведем данные о значениях деформации и скорости деформации для реального процесса прокатки трансформаторной стали. Так, в промышленных условиях вторая холодная прокатка после отжига производится за один проход при следующих параметрах: диаметр рабочих валков D = 290 мм, начальная толщина полосы $h_0 = 0,70$ мм, конечная толщина $h_1 = 0.26$ мм, линейная скорость валков v = 3.37 м/с. В соответствии с этими данными величина относительного обжатия составляет $\varepsilon_0 = 0,63$, а средняя скорость деформации, равна $\xi = 265 \text{ c}^{-1}$. При указанных исходных данных выражение (3.4) дает следующее значение для сопротивления МПа. деформации 1150,2 Сопротивление деформации σ_{s} электротехнической стали при аналогичных условиях и малой скорости деформации ($\xi = 1 \text{ c}^{-1}$) равно $\sigma_s = 1077,1$ МПа. Величина приращения сопротивления деформации стали за счет скоростного упрочнения равна 73 МПа или 6,3 %. Это соответствует результатам работ [114] и [115] для малоуглеродистых сталей. Таким образом, скоростное упрочнение трансформаторной стали при холодной прокатке необходимо учитывать в расчетах. Результаты этой части работы описаны в [116-118].

3.1.2. Оценка анизотропии механических свойств трансформаторной стали в холоднокатаном состоянии

В процессах обработки металлов образование давлением В деформируемом материале кристаллографической текстуры является широко распространённым явлением. Наличие в металлах и сплавах текстуры в значительной мере определяет анизотропию их механических свойств, существенно затрудняя процесс обработки. Особенно это актуально для процесса холодной прокатки, поскольку вызванная текстурой анизотропия механических свойств может существенно влиять на свойства проката после термической обработки [119, 120]. Исследованию механической анизотропии металлических сплавов в холоднокатаном состоянии посвящено множество работ. Обычно оценка анизотропии листового проката выполняется по результатам механических испытаний В различных направлениях относительно направления прокатки и плоскости листа, эти значения позволяют вычислить коэффициент анизотропии Ланкфорда R ИЛИ коэффициенты уравнения пластичности Хилла [121], для изделий с круглым сечением принято пользоваться цилиндрической системой координат и определять параметры Кернса [122].

В работе [123] указывается, что большинство зёрен электротехнической кремнистой стали после холодной прокатки на конечную толщину с суммарным обжатием 57,4 % имеет неострую текстуру поверхностных присутствует октаэдрическая α-волокна, В слоях ориентировка {111}<112>. Очевидно, что при формировании текстуры в процессе холодной прокатки в стальном листе развивается и анизотропия механических свойств, которую необходимо учитывать при анализе напряжённо-деформированного деформации. состояния В очаге Целесообразность этого очевидна для проектирования технологии когда производства BIIC, возрастающая с обжатием анизотропия механических свойств при однократной прокатке может заметно снижать обрабатываемость сталей на прокатных переделах [124].

Условие текучести анизотропной среды задается уравнением Хилла в виде [125]:

$$F(\sigma_{YY} - \sigma_{ZZ})^{2} + G(\sigma_{ZZ} - \sigma_{XX})^{2} + H(\sigma_{XX} - \sigma_{YY})^{2} + 2L\sigma_{YZ}^{2} + 2M\sigma_{ZX}^{2} + 2N\sigma_{XY}^{2} = 1,$$
(3.5)

где *F*, *G*, *H*, *L*, *M*, *N* – коэффициенты анизотропии, σ_{ij} (*i*, *j* = *X*, *Y*, *Z*) – компоненты девиатора напряжений.

Коэффициенты анизотропии можно определить по формулам [126]:

$$F = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{\sigma'_{YY}^2} + \frac{1}{\sigma'_{ZZ}^2} - \frac{1}{\sigma'_{XX}^2} \right]; G = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{\sigma'_{ZZ}^2} + \frac{1}{\sigma'_{XX}^2} - \frac{1}{\sigma'_{YY}^2} \right]; H = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{\sigma'_{XX}^2} + \frac{1}{\sigma'_{YY}^2} - \frac{1}{\sigma'_{ZZ}^2} \right]; L = \frac{1}{2\sigma'_{YZ}^2}; M = \frac{1}{2\sigma'_{ZX}^2}; N = \frac{1}{2\sigma'_{XY}^2},$$
(3.6)

где σ'_{ij} (i, j = X, Y, Z) – напряжения начала пластической деформации материала в различных направлениях, их можно приравнять к пределам текучести.

Для определения коэффициентов анизотропии трансформаторной стали использовали материал промышленного производства следующего химического состава, %: 0,03 C; 3,2 Si; 0,3 Mn; 0,01 Ni; 0,015 Al; 0,002 Cr; 0.55 Cu; 0.003 Ti; 0.01 N. Полоса исследуемой стали была прокатана в холодном состоянии при начальной толщине 2,5 мм до конечной толщины 0,7 мм за 4 прохода с суммарным относительным обжатием 72 %. Для расчёта коэффициентов уравнения пластичности Хилла требуется проведение испытаний в нормальном к плоскости листа направлении, поэтому наиболее подходящим методом исследования механических свойств тонколистового материала является измерение микротвёрдости. Из холоднокатаного листа были подготовлены плоские образцы размером 0,7×10×20 мм с различной ориентацией относительно системы координат процесса прокатки (рисунок 3.3). Всего подготовлено 12 образцов, по 3 образца одной ориентации.



Рисунок 3.3 – Схема измерения микротвёрдости образцов (а) и размещение очага деформации (вид сверху) при прокатке в системе координат *XYZ* (б): RD – направление прокатки (зелёная грань), TD – поперечное направление (красная грань), ND – нормальное направление (жёлтая грань), DD – диагональное направление (заштрихованная грань), *h* – толщина холоднокатаного листа; 1 – валки; 2 - полоса Перед испытаниями исследуемая поверхность каждого образца была подготовлена методом травления на зерно в 10 %-растворе азотной кислоты, далее методом горячей запрессовки образцы помещались в метакрилат (рисунок 3.4).



Рисунок 3.4 – Запрессованный образец холоднокатаной трансформаторной стали перед испытанием на микротвёрдость

Испытания проводили на установке Shimadzu HMV-G21DT (рисунок 3.5) вдавливанием четырехгранной пирамиды с квадратным основанием по методу восстановленного отпечатка согласно ГОСТ 9450-76, величина статической нагрузки составила 0,049 Н. Погрешность измерения установки составляет $\pm 1,5$ %. Для повышения достоверности и повторяемости результатов анализа, на каждом образце проводили по 5 измерений с определённым шагом, всего 15 измерений для каждого направления (рисунок 3.3 а).



Рисунок 3.5 – Испытательная установка Shimadzu HMV-G21DT

По итогам статистической обработки результатов испытаний была получена зависимость среднего значения твёрдости холоднокатаной трансформаторной стали от направления измерения. Связь между пределом текучести материала при растяжении $\sigma_{\rm T}$ и числом единиц твёрдости *HV* возможно установить по формуле, полученной на основании решения задачи внедрения клинового индентора в пластическую среду методом линий скольжения [127]:

$$\sigma_{0,2} = \frac{1}{1,15(1+\theta)\sin\gamma} HV, \quad 2\gamma - \arccos\left[\operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\theta}{2}\right) \right] = 0.$$
(3.7)

где *γ* – угол раствора клина индентора и *θ* – угол, определяющий центрированную область линий скольжения.

По формуле (3.7) были определены значения предела текучести материала в различных направлениях, результаты показаны в таблице 3.1 и
на рисунке 3.6. Результаты этой части работы представлены более подробно в [128, 129].

Таблица 3.1 – Твёрдость и предел текучести холоднокатаной

Характеристика МПа	Направление					
Tupuki epiterinku, 1411u	RD	ND	TD	DD		
HV	374,8	369,5	359,8	348,8		
$\sigma_{ m r}$	920,5	907,7	883,9	856,8		





Рисунок 3.6 – Анизотропия предела текучести (МПа) в листе холоднокатаной трансформаторной стали толщиной 0,7 мм

Из рисунка 3.6 видно, что при прокатке материал становится анизотропным. Наибольшему упрочнению материал подвергается в направлении прокатки, наибольшая относительная разница механических свойств обнаружена между направлением прокатки и диагональным направлением, её величина составляет 7 %.

3.2. Тестовое решение задачи деформации анизотропного материала

Процесс осадки с точки зрения ОМД представляется наиболее процессом для моделирования при анализе НДС, что несложным обусловлено наиболее простой конфигурацией заготовки и инструмента. Однако в последнее время выполненные решения такой краевой задачи постоянно подвергаются уточнению из-за выявления особенностей свойств деформируемых материалов и совершенствования программных продуктов, с моделирование. помощью которых осуществляется Выполнение моделирования простых процессов обработки давлением анизотропных материалов необходимо для оценки адекватности работы программы при решении задач пластической деформации анизотропной среды.

Из формул (3.5) и (3.6) следует, что для нахождения коэффициентов анизотропии материала необходимо выполнить достаточно большое опытов, испытывая материал в нескольких направлениях, как это сделано в параграфе 3.1.2. Для упрощения оценки результатов моделирования в рамках тестовой задачи введём коэффициенты анизотропии искусственно, при этом существенно их завысив. Предположим, что деформируемый материал имеет значительную анизотропию механических свойств, и предел текучести в направлении X превышает аналогичную величину для направлений Y и Z в 2 раза:

$$\sigma'_{XX} = 2\sigma'_{YY}, \sigma'_{YY} = \sigma'_{ZZ}, \qquad (3.8)$$

тогда по формулам (3.6) возможно получить следующие соотношения:

$$F = 0,875 \frac{1}{\sigma'_{YY}^2}; G = H = 0,125 \frac{1}{\sigma'_{YY}^2}$$
(3.9)

$$\frac{F}{G} = \frac{F}{H} = 7.$$
 (3.10)

Аналогичным образом получены соотношения коэффициентов анизотропии для случаев анизотропии в направлениях Y и Z соответственно:

$$\frac{G}{F} = \frac{G}{H} = 7, \tag{3.11}$$

$$\frac{H}{F} = \frac{H}{G} = 7. \tag{3.12}$$

Соотношения параметров в трех вариантах их задания представлено в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Соотношения параметров анизотропии по вариантам решения

Вариант	Соотношения пределов текучести σ'_{ii}	Соответствие σ' _{іі} и <i>F, G, H</i>	Соотношения между <i>F, G, H</i>
1	$\sigma'_{XX} = 2\sigma'_{YY} = 2\sigma'_{ZZ},$ $\sigma'_{YY} = \sigma'_{ZZ}$	$F = 0,875 \frac{1}{\sigma'_{YY}^2};$ $G = H = 0,125 \frac{1}{\sigma'_{YY}^2}$	$\frac{F}{G} = \frac{F}{H} = 7$
2	$\sigma'_{YY} = 2\sigma'_{ZZ} = 2\sigma'_{XX},$ $\sigma'_{ZZ} = \sigma'_{XX}$	$G = 0,875 \frac{1}{\sigma'_{ZZ}^2};$ $F = H = 0,125 \frac{1}{\sigma'_{ZZ}^2}$	$\frac{G}{F} = \frac{G}{H} = 7$
3	$\sigma'_{ZZ} = 2\sigma'_{XX} = 2\sigma'_{YY},$ $\sigma'_{XX} = \sigma'_{YY}$	$H = 0,875 \frac{1}{\sigma'_{XX}^2};$ $F = G = 0,125 \frac{1}{\sigma'_{XX}^2}$	$\frac{H}{F} = \frac{H}{G} = 7$

Задачу решали в максимально упрощённом виде, чтобы оценить напрямую влияние анизотропии сопротивления деформации материала на формоизменение при осадке. В качестве материала заготовки назначили кремнистую трансформаторную сталь (2,8-3,8 масс. % Si в соответствии с ГОСТ 32482-2013) с известными пластическими свойствами. Закон упрочнения деформируемой среды:

$$\sigma_{\rm s} = 400 + 129 \cdot \varepsilon^{0,32}, \tag{3.13}$$

где $\sigma_{\rm s}$ – сопротивление деформации стали, ε – степень деформации.

Соотношение коэффициентов *L*, *M*, *N* для всех вариантов моделирования приняли:

$$\frac{L}{M} = \frac{M}{N} = 1.$$
 (3.14)

Построение геометрии процесса осадки осуществляли при помощи программы Компас-3D. Заготовку задавали цилиндрической формы с начальным диаметром $D_0 = 100$ мм и высотой $h_0 = 100$ мм. Для ускорения процесса вычисления заготовку представляли в виде четверти объёма цилиндра с использованием граничных условий симметрии. Температура деформации принята равной 20 °C. На заготовке была создана сетка конечных элементов, общее количество элементов равнялось 16000, минимальный размер элемента – 2,36 мм, коэффициент соотношения размера элементов – 2.

Деформирующий инструмент представлял собой две абсолютно жёстких гладких плиты диаметром $D_{\pi} = 200$ мм. Величина относительного обжатия при осадке составляла $\varepsilon_0 = 40$ %. Условие трения на контактных поверхностях задавалось по закону Кулона при минимально возможном коэффициенте трения $\mu = 0,0001$, что имитировало осадку без трения. Тепловая подзадача в моделировании не ставилась. Данные упрощения были введены чтобы исключить влияние прочих факторов на формоизменение и наблюдать в решении исключительно проявления анизотропии. На рисунке 3.7 представлена модель процесса осадки.



Рисунок 3.7 – Схема нагружения с сеткой конечных элементов: 1 – цилиндрическая заготовка (четверть объема); 2 – плита пресса; 3 – осаживающая плита

Задачу решали в 3D – постановке при расположении оси цилиндрической заготовки вдоль оси Z, соответственно две ортогональные оси обозначены как X и Y. C целью экономии количества конечных элементов расчет производили для одной четверти образца, отброшенные части заменены соответствующими граничными условиями. Таким образом, было поставлено 3 варианта задачи осадки анизотропного материала (таблица 3.2).

Дополнительно осуществлена постановка задачи осадки образца из трансформаторной стали в изотропном состоянии, условие текучести при этом задавали по Мизесу. Следует отметить, что такое моделирование имело целью оценить ошибку расчета, которая возникает при переходе от двумерной схемы 2D к трехмерной схеме 3D. Действительно, при 2D моделировании и решении осесимметричной задачи должна быть получена схема деформированного состояния, не зависящая от тангенциальной координаты и малой зависимостью от двух других координат, поскольку коэффициент трения в данной схеме был задан близким к нулю. При переходе к 3D моделированию возникают дополнительные ошибки расчета, вызванные увеличением количества конечных элементов и отказа от непосредственного условия независимости компонентов тензора от тангенциальной координаты, это отмечалось, например, в статье [130]. По результатам моделирования процесса осадки получили распределение компонент тензора степени деформации ε_{ij} в объёме деформируемой заготовки. Для анализа результатов деформированного состояния была принята цилиндрическая система координат: r, φ , z. На рисунке 3.8 отображено распределение компонент тензора деформации ε_{rr} , $\varepsilon_{\varphi\varphi}$, ε_{zz} в цилиндрической системе координат для изотропного состояния.



Рисунок 3.8 – Распределение по объему компонент тензора деформации $\varepsilon_{rr}(a), \varepsilon_{\varphi\varphi}(b), \varepsilon_{zz}(b)$ при осадке изотропного образца с $\mu = 0,0001$

На рисунке 3.8 а, б видно, что радиальная и тангенциальная деформации лежат в диапазоне 0,25... 0,26, а осевая деформация (рисунок 3.8 в), которая, в сущности является их суммой с обратным знаком – в диапазоне от -0,50 до 0,53, тем самым ошибка расчета составляет 100%·(0,53-0,50)/0,53 = 3 %.

В соответствии с таблицей 3.2 задали соотношения сопротивления деформации $\sigma'_{XX} = 2\sigma'_{YY}$, $\sigma'_{YY} = \sigma'_{ZZ}$, т.е. наибольшая прочностная характеристика соответствует направлению оси X. Распределение деформаций в направлении осевой координаты при проявлении анизотропии в плоскости основания образца должно оказаться однородным, поэтому на

рисунке 3.9 представлено отображение формы поперечного сечения образца и распределения степени деформации в плоскости.



Рисунок 3.9 – Отображение формы поперечного сечения образца (плоскость XY) и распределения степени деформации (цветные уровни) при соотношениях $\sigma'_{XX} = 2\sigma'_{YY}, \sigma'_{YY} = \sigma'_{ZZ}, F=7G, G=H$, двойная стрелка показывает направление наибольших прочностных свойств

Решение показывает, что исходная круглая форма основания превратилась в овальную, меньшая ось овала направлена в сторону вектора наибольших прочностных свойств, соотношение осей при этом близко к 1,5. В принципе, такое решение не противоречит закону наименьшего сопротивления, который гласит, что деформация осуществляется предпочтительно в том направлении, сопротивление пластическому течению, в котором, меньше. Рассчитанный уровень деформации ε_{rr} (рисунок 3.9 a) оказался близким к нулю по меньшей оси овала и он наибольший по длинной оси овала. Максимальное значение около 0,45, что больше значения $\varepsilon_{rr} = 0,25$ в тестовой задаче по Мизесу в 1,8 раза. Аналогичное решение получено для компоненты тензора $\varepsilon_{\phi\phi}$ (рисунок 3.9 б) с той разницей, что здесь максимум и минимум поменялись местами. Из условия постоянства объема можно найти третью компоненту тензора ε_{zz} , при этом видно, что алгебраическое сложение неоднородных картин распределения ε_{rr} и $\varepsilon_{\varphi\varphi}$ дало однородную картину распределения компоненты *ε*_{zz}.

В расчетах по варианту 2 (таблица 3.2) задали соотношения сопротивления деформации $\sigma'_{YY} = 2\sigma'_{ZZ}$, $\sigma'_{ZZ} = \sigma'_{XX}$, т.е. наибольшая

прочностная характеристика соответствует направлению оси Y. Формоизменение поперечного сечения заготовки оказалось обратным по отношению к первому варианту (рисунок 3.10 а, б), но принцип направления меньшей оси овала в сторону наибольшего значения сопротивления деформации сохранился. Подтвердилась и независимость распределения деформации в поперечном сечении от координат X и Y (рисунок 3.10 в).



Рисунок 3.10 – Отображение формы поперечного сечения образца и распределения степени деформации (цветные уровни) при соотношениях $\sigma'_{YY} = 2\sigma'_{ZZ}, \sigma'_{ZZ} = \sigma'_{XX}, G=7F, F=H$, двойная стрелка показывает направление наибольших прочностных свойств

Вариант 3 (таблица 3.2) рассчитан для случая соотношения сопротивлений деформации $\sigma'_{ZZ} = 2\sigma'_{XX}$, $\sigma'_{XX} = \sigma'_{YY}$ т.е. наибольшая прочностная характеристика соответствует направлению оси Z. Особенность этого варианта в том, что прочностные свойства вдоль направлений X и Y одинаковы, что приводит к мысли о том, что формоизменение заготовки в плане должно быть одинаковым. Действительно, в этом случае основание цилиндра после деформации остается круглым, поэтому на рисунке 3.11 а, б, в представлено лишь продольное сечение заготовки. Видно, что степень деформации вдоль осей X и Y изменяется в узких пределах от 0,24 до 0,27 (рисунок 3.11 а, б), а по оси Z от 0,49 до 0,53 (рисунок 3.11 в).



Рисунок 3.11 – Распределение степени деформации (цветные уровни) при соотношении $\sigma'_{ZZ} = 2\sigma'_{XX}$, $\sigma'_{XX} = \sigma'_{YY}$; H=7F, F=G

Решение задачи осадки цилиндрической заготовки при использовании условия текучести Хилла для анизотропного материала показало адекватность используемых методов и методик моделирования [131-133].

3.3. Влияние анизотропии свойств на напряженно-деформированное состояние при прокатке трансформаторной стали

Решение краевой задачи прокатки анизотропной полосы выполнено с применением метода конечных элементов. Для оценки влияния анизотропии деформируемой среды на НДС в очаге деформации задачу холодной прокатки решали в упрощенном виде, исключая факторы натяжения и деформационного разогрева полосы. В качестве материала заготовки выбрали кремнистую электротехническую сталь (2,8-3,8 масс. % Si в соответствии с ГОСТ 32482-2013).

Тип деформируемой среды – упругопластический. Упругие свойства материала принимали стандартными для стали: модуль упругости $E = 2,10 \cdot 10^5$ МПа, значение коэффициента Пуассона v = 0,30. Закон упрочнения деформируемой среды приняли в виде выражения (3.13) на основании данных работы [85] с учетом перевода величины относительного обжатия ε_0 к степени деформации ε .

Условие текучести задавали уравнением Хилла. Значения коэффициентов *F*, *G*, *H* определили в соответствии с данными таблицы 3.1 по

формуле (3.6). Значения коэффициентов L = M = N = 1,5 приняли на основе данных, полученных для высокопрочной низкоуглеродистой стали (HSLA) и представленных в работе [134]. Тогда, уравнение (3.5) приняло следующий вид:

$$0,66(\sigma_{YY} - \sigma_{ZZ})^2 + 0,56(\sigma_{ZZ} - \sigma_{XX})^2 + 0,62(\sigma_{XX} - \sigma_{YY})^2 + 3\sigma_{YZ}^2 + 3\sigma_{ZX}^2 + 3\sigma_{XY}^2 = 1.$$
(3.15)

Твердотельные модели валков и заготовки создавали при помощи программы Компас-3D. Деформирующий инструмент – идеально жёсткие валки диаметром D = 70 мм с цилиндрической профилировкой. Начальная толщина заготовки $h_0 = 0,7$ мм ширина $B_0 = 30$ мм, прокатка велась за один проход с получением проката толщиной $h_1 = 0,5$ мм при относительном обжатии $\varepsilon_0 = 29$ %. Величину коэффициента трения установили $\mu = 0,15$. Указанные параметры прокатки приняты в соответствии с условиями промышленного производства данной стали, ширину полосы искусственно занижали для уменьшения количества конечных элементов, участвующих в расчёте.

Задачу решали в 3D – постановке при расположении оси прокатки (RD) вдоль оси X, поперечного направления (TD) вдоль оси Y, нормальное направление (NN) соответствовало оси Z (рисунок 3.3, б). С целью экономии количества конечных элементов расчет производили для одной четверти полосы, отброшенные части заменены соответствующими граничными условиями. На заготовке создана сетка из тетрагональных конечных элементов, общее количество элементов равнялось 110204. Для решения использовали метод Ньютона-Рафсона. В качестве контрольной задачи выполнено моделирование прокатки электротехнической стали в изотропном состоянии, условие текучести при этом задавали уравнением Мизеса.

По результатам МКЭ-моделирования были выявлены отличия в напряженно-деформированном состоянии (НДС) металла в очаге деформации для случаев прокатки изотропного и анизотропного материала.

НДС Далее рассматриваются продольном показатели В сечении, полосы. расположенном ПО центру Величина накопленной степени деформации при прокатке составила $\varepsilon_i = 0,344$ для изотропной полосы и $\varepsilon_a =$ 0,303 для анизотропной. Наиболее существенное различие в течении металла выявлено в направлении прокатки. Для случая прокатки изотропного металла удлинение оказалось выше ($\varepsilon_{XX} = 0,305$), чем при прокатке анизотропной полосы ($\varepsilon_{XX} = 0,288$) на 6 %, как показано на рисунке 3.12. Осуществлена проверка на выполнение условия несжимаемости. Выявлено, что для случая прокатки анизотропного материала меньшее удлинение связано с большим уширением металла: $\varepsilon_{YY} = 0,014$ против $\varepsilon_{YY} = 0,011$ для изотропной среды.



Рисунок 3.12 – Распределение величины *εxx* в очаге деформации при прокатке изотропной (а) и анизотропной (б) полосы

Анализ компонентов тензора напряжений далее привязан к максимальным по модулю значениям, выявленным в данном сечении очага деформации. Продольные напряжения σ_{XX} (рисунок 3.13) для прокатки анизотропной полосы оказались выше ($\sigma_{XX} = -413$ МПа), чем для изотропной полосы ($\sigma_{XX} = -300$ МПа), т.е. разница составила около 40%.



Рисунок 3.13 – Распределение величины σ_{XX} в очаге деформации при прокатке изотропной (верхний рисунок) и анизотропной (нижний рисунок) полосы

Для направления, нормального к плоскости прокатки, различие выражено слабее. Для изотропной полосы получено $\varepsilon_{ZZ} = -0,316$ и $\sigma_{ZZ} = -913$ МПа, для анизотропной полосы соответственно ε_{ZZ} = -0,302 и σ_{ZZ} = -779 МПа, отличие в напряжениях составляет 15 %, напряжение меньше оказались для прокатки анизотропной полосы. Качественно, это соответствует измерениям твердости: в направлении ND (ось Z) твердость ниже, чем в направлении RD (ось Х). Можно отметить, что изменение одного из напряжений, например, σ_{XX} , в соответствии с условием текучести Мизеса или Хилла должно вызвать других напряжений, чтобы равенство изменение В ЭТИХ условиях, выполнялось. В данном случае таким напряжением является σ_{ZZ} .

Расчетное значение усилия прокатки анизотропной полосы составило 110 кH, изотропной полосы 118 кH, т.е. разница оказалась не столь значительной, как разница в распределении напряжений. Само снижение усилия прокатки анизотропной полосы вполне соответствует более низким напряжениям σ_{ZZ} , которые отвечают за формирование контактных давлений (рисунок 3.14).



Рисунок 3.14 – Эпюра напряжения *σ*_{ZZ} по длине очага деформации при прокатке изотропной (верхний рисунок) и анизотропной (нижний рисунок) полосы

В целом, различие в НДС можно объяснить характером анизотропии материала. Отмечено, что наиболее сильное упрочнение электротехнической стали при холодной прокатке имеет место в нормальном направлении и в направлении прокатки, причём в последнем случае упрочнение самое высокое. Логично, что течение металла в аналогичных направлениях будет менее свободным, а величина напряжений, требуемых для развития деформации, более высокой [135].

3.4. Выводы по разделу

1. Установлено, что скоростное упрочнение существенно влияет на сопротивление деформации трансформаторной стали при холодной деформации. На основании известных экспериментальных данных получена формула, аппроксимирующая деформационное и скоростное упрочнение трансформаторной стали при холодной деформации.

2. Экспериментально установлена разница в значениях твердости образцов трансформаторной стали, измеренных в продольном, поперечном по толщине, поперечном по ширине и диагональном направлениях. Установлено, что наибольшему упрочнению материал подвергается в направлении прокатки, наибольшая относительная разница механических свойств в плоскости листа составляет 7 %. Пересчет полученных показателей в значения пределов текучести позволил оценить параметры упрочнения в условии текучести Хилла для данного материал.

 Пробное решение краевой задачи осадки анизотропной среды методом конечных элементов показало логичность результатов и применимость данной методики для анализа более сложных процессов ОМД.

4. Решение задачи плоской прокатки трансформаторной стали показало, что учет анизотропии приводит к увеличению продольных напряжений на 40 % по отношению к прокатке изотропной среды. Выявлено, что при прокатке анизотропной стали коэффициент вытяжки оказывается несколько ниже, чем при прокатке изотропной полосы.

86

5. Холодная прокатка новых высокотехнологичных марок электротехнических сталей, к которым относится высокопроницаемая трансформаторная сталь, осуществляется без отжигов с достижением больших суммарных обжатий – на уровне 85...95 %. В этом случае нарастает уровень деформационного воздействия на металл, приводящий к большей текстурованности и анизотропии, этот фактор необходимо учитывать при анализе процесса прокатки.

4. РАЗРАБОТКА МЕРОПРИЯТИЙ, НАПРАВЛЕННЫХ НА УЛУЧШЕНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ТРАНСФОРМАТОРНОЙ СТАЛИ

4.1. Исследование процесса формирования плоскостности трансформаторной стали в промышленных условиях

В настоящее время основные мировые потребители полос трансформаторной стали имеют потребность в прокате более высокого качества, что обусловлено планомерным ужесточением требований к энергоэффективности электротехнического оборудования. В СВЯЗИ С постоянным ужесточением требований потребителей трансформаторной стали к её качеству, повышением спроса на широкий сортамент и усилением конкуренции на мировом рынке для отечественных производителей становится актуальным проведение работ, направленных на улучшение плоскостности, выпускаемой ими трансформаторной стали.

На сегодняшний день актуальной проблемой в промышленном производстве трансформаторной является дефект деформации кромки полосы. Деформация кромки трансформаторной стали происходит на переделе выпрямляющего отжига в процессе правки полосы растяжением. Деформация реализуется на одном или нескольких участках полосы вблизи кромок, и визуально на поверхности полосы проявляется в виде параллельных желобов с неровными краями, тянущихся вдоль направления прокатки. Методом визуального наблюдения было выявлено, что кромки деформируется в печи агрегатов выпрямляющего отжига в момент, когда полоса, находящаяся под натяжением, касается первых печных роликов. В процессе накопления и анализа технологических параметров обработки металла на агрегатах выпрямляющего отжига было замечено, что процессу деформации кромок способствует неудовлетворительная плоскостность обрабатываемых полос, приводящая к сильному натяжению одной или обеих кромок при провисании центральных участков полосы («коробоватый» или

«асимметричный» профиль). На рисунке 4.1 представлено схематичное изображение профиля полосы, приводящего к деформации кромки и вид деформации на поверхности трансформаторной стали.



Рисунок 4.1 – Механизм деформации кромки полосы: 1 – печные ролики агрегата выпрямляющего отжига, 2 – деформация кромки на полосе с «коробоватым» профилем, 3 – деформация кромки на полосе с «асимметричным профилем», 4 – проявление деформации кромки на поверхности полосы ЭАС (НП – направление прокатки, ПН – поперечное направление, НН – нормальное направление)

В ходе работ, направленных на устранение явления деформации кромки, было установлено, что изменение технологических параметров обработки полосы на агрегате выпрямляющего отжига не позволяет проблему. Было устранить данную выдвинуто предположение, ЧТО деформация кромки при выпрямляющем отжиге проявляется благодаря предпосылкам, заложенным на предыдущих переделах, В которых происходит изменение параметров плоскостности тонколистовой трансформаторной Таким образом, стали. является целесообразным проведение анализа факторов предыдущих переделов с точки зрения их влияния на процесс деформации кромки.

Методика проведения работы. Работа выполнена в условиях промышленного производства в ЦХП ООО «ВИЗ-Сталь». Работа состоит из двух частей. В первой части анализируется влияние степени отклонения от плоскостности стальных полос после холодной прокатки, вторая часть посвящена исследованию термических деформаций полосы при высокотемпературном отжиге в рулонах.

Для изучения связи между плоскостностью стальных полос после холодной прокатки и процессом деформации кромки в ходе выпрямляющего отжига использован корреляционно-регрессионный анализ, метод проведения эксперимента – пассивный. В качестве влияющего фактора рассматривали степень отклонения от плоскостности холоднокатаных полос, которую для каждого рулона количественно описывали величиной

$$\Delta = |\bar{A}_{\max} - \bar{A}_{\min}|, \qquad (4.1)$$

где \bar{A}_{max} и \bar{A}_{min} , МПа – усреднённые по всей длине рулона соответственно максимальная и минимальная величина относительной разности фактического и среднего удельного натяжения в поперечном сечении полосы.

Неравномерность удельного натяжения по ширине полосы является следствием неоднородности обжатия полосы по высоте в очаге деформации. Неравномерное истечение металла из очага деформации приводит к формированию отклонений от плоскостности на полосе [136]. Таким образом, параметр Δ характеризует усреднённую по длине и ширине величину отклонения полосы от плоскостности. Измерение распределения удельных натяжений холоднокатаной полосы на выходе из очага деформации производили контактным способом при помощи секционированного тензоролика. Погрешность измерения не превышала ±1,5 %. В качестве отклика в эксперименте регистрировались количественные данные о дефекте на металле в виде:

$$Q = \frac{m_{\rm A}}{m_{\rm p}} \cdot 100 \,\%,\tag{4.2}$$

где *m*_д и *m*_р соответственно масса деформированного участка полосы и масса всего рулона, на котором была обнаружена деформация кромки.

В эксперименте использовали трансформаторную сталь одной группы легирования (2,8-3,8 масс. % Si в соответствии с ГОСТ 32482-2013) и основного размерного сортамента цеха. Объём металла, задействованного в статистическом анализе, составил 1630 т трансформаторной стали толщиной 0,30 мм и 900 т толщиной 0,27 мм.

Исследование термических деформаций полосы ЭАС, возникающих при высокотемпературном отжиге рулонов, проводили на металле толщиной 0,27 мм в два этапа. На первом этапе выполняли количественную оценку термических деформаций полосы, для чего использовали метод координатных сеток. На две холоднокатаные полосы перед отжигом механическим способом были нанесены метки вдоль направления прокатки с определённым шагом. После отжига расстояние между метками было замерено и вычислены удлинения. В качестве инструмента измерения использовались рулетка и линейка с погрешностью измерения ±0,5 мм. Значения термических деформаций полосы определялась вдоль направления прокатки в виде

$$\varepsilon = \left(\frac{l_0 - l_1}{l_0}\right) \cdot 100 \%, \tag{4.3}$$

где l_0 и l_1 , мм — измеренное расстояние между метками на полосе соответственно до и после высокотемпературного отжига.

На втором этапе измеряли температурные поля рулонов в ходе отжига. Измерения производили на действующей колпаковой печи при помощи кабельных хромель-алюмелевых термопар КТХА 02.01-050-к1-И- T_{310} -3-5000/500, которые были замотаны в рулон по определённой схеме. Погрешность измерения термопар составляет ±1,5 °C в диапазоне температур от -40 до 375 °C и $\pm 0,4$ % от температуры измеряемой среды в диапазоне температур от 375 до 1100 °C.

Влияние степени отклонения от плоскостности холоднокатаных В полос. ходе формирования статистической выборки была проанализирована степень отклонения от плоскостности 262 холоднокатаных полос текущего производства: 169 в толщине 0,30 мм и 93 в толщине 0,27 Сбор, хранение и экспорт первичных данных, полученных с MM. секционированного тензоролика, производили при помощи комплекса программно-аппаратных средств мониторинга технологических параметров *iba* (*iba* AG). Математическая обработка полученных данных осуществлялась при помощи программного комплекса Microsoft Excel, в котором для всех рассматриваемых холоднокатаных полос по формуле (4.1) была получена количественная характеристика отклонения от плоскостности Δ . По результатам аттестации качества металла, прошедшей обработку на агрегатах выпрямляющего отжига, были получены сведения о массе участков с деформацией кромки на каждой полосе экспериментального металла. Таким образом, для полос толщиной 0,27 и 0,30 мм были сформированы две статистические выборки $Q = f(\Delta)$, объёмом 93 и 169 точек соответственно. В каждом массиве данных для случайных величин Q и Δ по известным были выборочных формулам рассчитаны значения статистических характеристик: математическое ожидание μ , дисперсия σ^2 и стандартное отклонение σ .

На основании полученных статистических выборок были построены зависимости количества металла с деформацией кромки на готовой продукции, от степени отклонения от плоскостности стальных полос после холодной прокатки. Данные зависимости были аппроксимированы линейными регрессиями, как показано на рисунке 4.2. Для полученных регрессионных зависимостей рассчитанным выборочным ПО ранее характеристикам случайных величин Q и Δ были определены выборочные коэффициенты корреляции К.

92



Рисунок 4.2 – Влияние величины отклонения от плоскостности холоднокатаных полос толщиной 0,27 мм (*a*) и 0,30 мм (*б*) на количество металла с дефектом: $a - \mu_Q = 2,41$, $\mu_{\Delta} = 64,17$, $\mu_{Q\Delta} = 160,83$, $\sigma_Q^2 = 5,26$, $\sigma_{\Delta}^2 = 265,40$, $\sigma_Q = 2,29$, $\sigma_{\Delta} = 16,29$, K = 0,17; $\delta - \mu_Q = 0,71$, $\mu_{\Delta} = 58,30$, $\mu_{Q\Delta} = 45,24$, $\sigma_Q^2 = 1,45$, $\sigma_{\Delta}^2 = 278,18$, $\sigma_Q = 1,21$, $\sigma_{\Delta} = 16,68$, K = 0,20; 1 – линия регрессии

Из рисунка 4.2 видно, что выборочные коэффициенты корреляции в обоих случаях являются положительными и равны 0,17 и 0,20 для массивов металла толщиной 0,27 и 0,30 мм соответственно. Проверка значимости выборочных коэффициентов корреляции выполнена методом проверки статистических гипотез [137]. В качестве нулевой гипотезы было принято, что различие между выборочным коэффициентом корреляции *K* и

коэффициентом корреляции генеральной совокупности G = 0 является несущественным. Результаты расчёта показали, что для уровня значимости α = 0,05 и числа степеней свободы v = 91 (массив 0,27 мм), v = 167 (массив 0,30 мм) квантиль распределения Стьюдента $t_{0,05,91} = 1,986$, $t_{0,05,167} = 1,974$, а значение статистики составило $t_{0,27} = 1,646$, $t_{0,30} = 2,638$. Нулевая гипотеза принимается при условии t $\leq t_{\alpha,v}$.

Результаты обработки данных эксперимента показывают, что с 95 % вероятностью прямая связь между степенью отклонения холоднокатаных полос от плоскостности и количеством металла с деформацией кромки на готовой трансформаторной стали является статистически незначимой для металла толщиной 0,27 мм. Для металла толщиной 0,30 мм статистически значимая связь существует, но является слабой по причине малой величины К. Можно заключить, что значительно более мощный фактор, способствующий деформации кромки, задействован на другом переделе цеха.

Измерение термических деформаций полосы при отжиге. Количественная оценка термических деформаций, возникающих в стальной полосе в течение высокотемпературного отжига, осуществлялась на двух рулонах, установленных на нижнем и верхнем ярусах колпаковой печи (рисунок 4.3).



Рисунок 4.3 – Упаковка опытных рулонов в колпаковые печи

94

высокотемпературного отжига

Ha каждую ИЗ холоднокатаных полос, задействованных В эксперименте, перед отжигом было нанесено по два участка с метками. Первый и второй участки с метками располагались на расстоянии, равном соответственно одной трети и двум третям от общей длины полосы, таким образом, после смотки полосы в рулон участки с метками находились во внутренней (ближе к гильзе) и внешней областях рулона. Для повышения достоверности результатов эксперимента и точности их оценки метки наносились с разным шагом по ширине (20 мм на кромочных участках и 50 мм в средней части полосы), а продольное расстояние между ними устанавливалось так, чтобы каждый участок с метками составлял не менее четырёх витков рулона. После высокотемпературного отжига расстояния между метками на каждом участке были измерены повторно и по формуле (4.3) были рассчитаны величины термических деформации полосы в направлении прокатки. Результаты расчёта представлены на рисунке 4.4, где для каждого массива точек по методу наименьших квадратов построена кривая, отражающая геометрию поперечного профиль полосы.



Рисунок 4.4 – Термические деформации полосы в направлении прокатки после высокотемпературного отжига (координата ширины 0 мм соответствует стороне посада рулона в печи): а – наружная область нижнего рулона в стопе; б – внутренняя область нижнего рулона в стопе; в – наружная область верхнего рулона в стопе; г – внутренняя область верхнего рулона в

Из рисунка 4.4 видно, что в результате высокотемпературного отжига на всех участках полосы имеют место термические деформации укорочения в направлении прокатки. Распределение термических деформаций по ширине полосы происходит неравномерно. Так, на рулоне, установленном при отжиге на нижнем ярусе (рисунок 4.4 а, б), распределение степени продольной деформации по ширине полосы подчиняется параболическому закону, в этом случае деформация укорочения на кромках больше, чем в центральной части, и полоса после отжига имеет «коробоватый» поперечный профиль (рисунок 4.1). Деформация укорочения в направлении прокатки в наружной области верхнего рулона увеличивается от кромки посада к формированию верхней кромке (рисунок 4.4 в), что приводит К профиля «асимметричного» поперечного полосы (рисунок 4.1), BO внутренней области этого же рулона степень деформации распределена по параболическому закону (рисунок 4.4 г).

Неравномерное распределение термических деформаций по ширине полос при высокотемпературном отжиге оказывает влияние на ИХ По плоскостность. полученным эксперименте В данным В ходе высокотемпературного отжига происходит дополнительное увеличение отклонения холоднокатаных полос от плоскостности на величину $\Delta_{\text{BTO}} = 60$ -90 МПа, что превышает среднее значение этого параметра для металла в холоднокатаном состоянии. Таким образом, при высокотемпературном отжиге происходит существенное увеличение степени отклонения полос от плоскостности, что предположительно может быть связано с наличием значительных температурных градиентов в рулоне.

Изучение температурных полей рулонов. Измерение температурного поля рулона проводили в течение всего цикла отжига в нескольких точках. Поскольку конечное деформированное состояние рулонов после отжига различается в зависимости от положения в стопе, то измерения производили отдельно для двух рулонов, установленных на нижнем и верхнем ярусе колпаковой печи. Для закладки термопар в рулон была выбрана схема

97

(рисунок 4.5), позволяющая, прежде всего, оценить неравномерность температурного поля в радиальном и осевом направлениях.



Рисунок 4.5 – Схема расположения термопар в рулоне трансформаторной стали

На рисунке 4.6 графически представлены результаты измерения температуры рулонов в разных точках (сплошные линии) в сравнении с температурным циклом отжига (пунктирная линия) и максимальная разница температур тах Δ*t* внутри рулонов (штрихпунктирная линия). Необходимо отметить, что термопара №2 в нижнем рулоне вышла из строя, её показания были искажены и поэтому исключены из анализа.

99



Рисунок 4.6 – Результаты измерения температурного поля рулонов при отжиге: а – верхний рулон в стопе; б – нижний рулон в стопе; НТВ и ВТВ – соответственно низкотемпературная и высокотемпературная выдержка

Из рисунка 4.6 видно, что температурное поле по сечению рулона неравномерно, максимальный перепад температур наблюдается в момент

окончания нагрева и составляет 202 °C и 230 °C для верхнего и нижнего рулона соответственно. При охлаждении величина перепада температур по сечению рулона остаётся практически неизменной и в среднем составляет 81 °C для верхнего рулона и 68 °C для нижнего.

С целью более детального представления экспериментальных данных была построена таблица 4.1, в которой описаны температурные параметры в контрольных точках опытных рулонов по ходу отжига.

Таблица 4.1 – Температурные параметры опытных рулонов на основных

	Температура	атура Температура		$t_{\rm max}$ –	T-	T-	Точка	Точка
Точка	печи	рул	она	t _{min}	t _{max}	t _{min}	лидер	отстаёт
контроля	<i>T</i> , °C	t _{max} , °C	t _{min} , °C	°C	°C	°C	N⁰	№
			Верхн	ий рулон	Ŧ			
Конец НТВ	650	574	512	62	81	143	9	2
Вторая стадия нагрева	1000	822	668	154	185	339	9	1
Начало ВТВ	1160	978	776	202	182	384	9	1
ВТВ 10 часов	1160	1074	973	101	86	187	9	1
Конец ВТВ	1150	1124	1104	20	25	46	7	1
Снятие колпака	375	605	543	62	-230	-168	9	1
			Нижн	ий рулон	I			
Конец НТВ	650	633	528	105	22	127	7	3
Вторая стадия нагрева	1000	890	690	200	117	317	7	3
Начало ВТВ	1160	1042	812	230	118	348	7	3
ВТВ 10 часов	1160	1099	1010	89	61	150	7	3
Конец ВТВ	1150	1131	1086	45	19	64	9	1
Снятие колпака	375	611	529	82	-250	-168	7	3

участках цикла отжига

Анализ данных таблицы 4.1 позволил установить, что для обоих рулонов характерно наличие температурных градиентов. Максимальные температурные градиенты реализуются в конце нагрева (230 °C и 202 °C для нижнего и верхнего рулона соответственно). Так, в рулоне нижнего яруса градиент направлен от внешних витков торца посада (точка 7 по рисунок 4.5) к внутренним виткам верхнего торца (точка 3 по рисунок 4.5), а в рулоне верхнего яруса (202 °C) от внешних витков верхнего торца (точка 9 по рисунок 4.5) к внутренним виткам нижнего торца (точка 7 по рисунок 4.5). При охлаждении направление вышеуказанных температурных градиентов в обоих рулонах изменяется на диаметрально противоположное.

4.2. Разработка математической модели холодной прокатки и улучшение плоскостности трансформаторной стали

Улучшение точности и плоскостности проката из трансформаторной стали может быть достигнуто за счёт рационализации режимов холодной прокатки на реверсивных станах. В практике прокатного производства широкое применение нашло математическое моделирование, которое позволяет существенно снизить материальные и временные затраты на проведение исследований. Решающую роль при этом играет точность используемых моделей, степень их соответствия условиям и специфике конкретного технологического процесса. Опыт показывает, что существующие модели не позволяют в полной мере оценить изменение энергосиловых параметров при варьировании скоростного режима прокатки, Случаи изменения скорости прокатки во время прохода имеют место при обработке трансформаторной стали и связаны, как показано в параграфе 1.4.3., с наличием на полосе дефектов. При изменении скорости прокатки в очаге деформации действует множество разнонаправленных факторов, главными из которых являются изменение условий трения на контактной поверхности и реологических свойств прокатываемого металла. Учесть вклад этих факторов для условий реального процесса возможно за счёт построения адаптированных математических моделей.

Построение модели. Практическое опробование математической модели осуществляли для условий прокатки трансформаторной стали на реверсивном одноклетьевом стане кварто 1200. Характеристики оборудования: диаметр рабочих валков D = 290 мм, максимальное усилие прокатки [P] = 20000 кH, максимальное натяжение полосы на моталках [T] = 220 кH. В качестве подката на стане 1200 используется холоднокатаная трансформаторная сталь в отожжённом состоянии толщиной 0,65-0,70 мм и шириной 1040-1050 мм. На стане осуществляется прокатка полос на конечную толщину 0,22-0,29 мм.

Определение энергосиловых параметров деформации в математической модели производится на основании уравнения А.И. Целикова для расчёта среднего контактного напряжения [138]

$$p = n_{\sigma} \cdot 2\tau_{s} = \frac{2(1-\varepsilon_{0})}{\varepsilon_{0}(\delta-1)} \left(\frac{h_{H}}{h_{1}}\right) \left[\left(\frac{h_{H}}{h_{1}}\right)^{\delta} - 1 \right] \cdot 2\tau_{s}, \qquad (4.4)$$

где n_{σ} – коэффициент напряжённого состояния, δ – коэффициент, учитывающий влияние формы очага деформации и внешнего трения, ε_0 – относительное обжатие, τ_s – сопротивление металла пластической деформации на сдвиг, $h_{\rm H}$ и h_1 – соответственно высота полосы в нейтральном сечении и после обжатия.

Соотношение $(h_{\rm H}/h_1)$ и коэффициент δ , входящие в формулу (4.4), определяются выражениями:

$$\frac{h_{\rm H}}{h_1} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1)\left(\frac{h_0}{h_1}\right)^{\delta}}}{\delta + 1} \right\}^{\frac{1}{\delta}},\tag{4.5}$$

$$\delta = \frac{2\mu l}{\Delta h},\tag{4.6}$$

где h_0 – начальная толщина полосы, Δh – абсолютное обжатие полосы по толщине, μ – коэффициент трения, l – длина очага деформации.

Длину очага деформации с учётом упругого сплющивания валков задавали, используя формулу Хичкока [138]:

$$l = \sqrt{R\Delta h + \left(\frac{8(1-\nu^2)}{\pi E}Rp\right)^2} + \frac{8(1-\nu^2)}{\pi E}Rp,$$
(4.7)

где *R* – радиус рабочего валка, *E* и *v* – соответственно модуль линейной упругости и коэффициент Пуассона материала валка.

Величину среднего контактного напряжения с учётом приложенного к полосе натяжения рассчитывали по формуле, предложенной Хиссанбергом и Р. Симсом [139]

$$p' = p\left(1 - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{4\tau_s}\right),\tag{4.8}$$

где σ_0 и σ_1 – соответственно величина заднего и переднего удельного натяжения полосы.

Величину усилия прокатки рассчитывали по формуле

$$P = p'lB, (4.9)$$

где В – ширина прокатываемой полосы.

Сопротивление металла пластической деформации на сдвиг определяли следующим выражением:

$$2\tau_s = 1,15\left(\frac{\sigma_{s0} + \sigma_{s1}}{2}\right),\tag{4.10}$$

где σ_{s0} и σ_{s1} — сопротивление металла пластической деформации соответственно до и после обжатия.

В параграфе 3.1.1. получены аппроксимирующие формулы деформационного и скоростного упрочнения трансформаторной стали в холодном состоянии. В настоящей математической модели функцию статического деформационного упрочнения материала задавали в виде:

$$\sigma_{\rm s}(\varepsilon) = 569,1 + 741 \cdot \varepsilon^{0,79}. \tag{4.11}$$

Зависимость сопротивления деформации трансформаторной стали от скорости деформации ξ (c⁻¹) описывали функцией А. Надаи:

$$\sigma_s(\varepsilon,\xi) = \sigma_s(\varepsilon) + (12,5\varepsilon + 5,5) \cdot \ln(\xi), \qquad (4.12)$$

 ε – истинная степень деформации,
 ξ – скорость деформации, рассчитываемая по формуле Тринкса.

Использование универсальных теоретических моделей описания трения может приводить к значительным погрешностям при моделировании, поскольку энергосиловые параметры холодной деформации в значительной степени зависят от условий трения на контактной поверхности. Для адаптированной наиболее целесообразным построения модели представляется эмпирическое определение величины коэффициента трения с использованием данных реального технологического процесса [140]. Так, авторами работы [141] при разработке технологии реверсивной холодной прокатки высокопроницаемой трансформаторной стали коэффициент трения *µ* был определён методом обратного пересчёта по фактическому усилию прокатки. Было установлено, что при использовании эмульсии на основе высокоэффективного эмульсола (концентрация ≥3,0 %, число омыления 190-225 мг КОН/г) в диапазоне скоростей прокатки от 0 до 600 м/мин величина μ изменяется от 0,060 до 0,025. Прокатка трансформаторной стали на стане 1200 осуществляется с использованием аналогичной эмульсии.

Следует отметить, что снижение коэффициента трения более чем в два раза при повышении скорости прокатки можно объяснить проявлением эффекта жидкостного трения. Для оценки влияния скорости на коэффициент трения принято решение сформировать уравнение регрессии методом избранных точек. Для аппроксимации выбрана экспоненциальная зависимость и определены коэффициенты уравнения регрессии:

$$\mu = 0,06e^{-0,001\nu},\tag{4.13}$$

здесь скорость должна иметь размерность м/мин.

Проверка модели. Для проверки достоверности модели использовали опытные данные реального процесса прокатки. Анализ опытных данных проводили, исследуя параметры обработки трансформаторной стали на действующем прокатном стане. В анализе использовали наиболее массово обрабатываемый сортамент полос. Прокатка производилась за один проход, начальная толщина полосы $h_0 = 0,70$ мм, конечная толщина $h_1 = 0,29$ мм, ширина полосы B = 1040, 1045, 1050 мм. В соответствии с этими данными относительное обжатие полосы составляло $\varepsilon_0 = 58,6$ %. Скорость прокатки v варьировалась в зависимости от условий технологического процесса и лежала в диапазоне от 60 до 300 м/мин. Стан 1200 оборудован системой мониторинга основных технологических параметров. Запись в численном виде и экспорт данных, полученных из мониторинговой системы стана, производили при помощи комплекса программно-аппаратных средств контроля технологических параметров *iba* (*iba* AG). Фиксировали следующие параметры процесса: начальную h_0 и конечную h_1 толщину полосы, усилие прокатки P, скорость прокатки v, величину переднего T_1 и заднего натяжений T_0 .

На рисунке 4.7 в качестве примера представлены показания мониторинговой системы стана 1200, отражающие реакцию усилия прокатки на изменение скоростного режима.



Рисунок 4.7 – Отображение параметров усилия и скорости прокатки в мониторинговой системе стана 1200

На верхней скоростной диаграмме рисунка 4.7 видно, что прокатку вначале вели при скорости прокатки около 300 м/мин (5 м/с), затем снизили скорость до 100 м/мин (1,7 м/с), т.е. на 67 %. В результате получили на нижней нагрузочной диаграмме увеличение усилия прокатки от 11,8 МН до 13,7 МН, т.е. на 14 %. На следующем этапе вновь увеличили скорость прокатки, показания вернулись в первоначальное положение.

Для анализа были собраны данные по режимам прокатки 250-ти полос трансформаторной стали (масса 2400 т). Рассматривали участки полос одной ширины, прокатанные на стабильном отрезке скорости при одинаковой величине переднего и заднего натяжений, участки разгона и торможения стана из анализа исключали. Для каждого отобранного участка рассчитывали усреднённую по его длине величину усилия прокатки. Таким образом, в зависимости от ширины обрабатываемых полос были сформированы три статистические выборки вида P = f(v).

Статистические выборки исследовали методом корреляционнорегрессионного анализа. Зависимость усилия прокатки от скорости для трёх выборок была аппроксимирована линейной регрессией, как показано на рисунке 4.8. Степень полученных регрессионных тесноты СВЯЗИ зависимостей промышленных определяли путём И данных расчёта коэффициентов корреляции К.

106



Рисунок 4.8 – Зависимость величины усилия P от скорости v при холодной прокатке полос трансформаторной стали различных ширин ($\varepsilon_0 = 58,6\%$), цифрами обозначены линии регрессии для вариантов прокатки: 1 - B = 1040

мм, *K* = -0,70, 2 – *B* = 1045 мм, *K* = -0,64, 3 – *B* = 1050 мм, *K* = -0,79

Выполнен регрессионный анализ, в результате чего получены уравнения регрессии, описывающие изменение величины усилия прокатки в зависимости от скорости и ширины полосы:

$$P_{1040} = -10,2 \cdot v + 14789,$$

$$P_{1045} = -8,3 \cdot v + 14515,$$

$$P_{1050} = -12,8 \cdot v + 15341.$$
(4.14)

Результаты статистического анализа показывают, что величина коэффициента корреляции во всех случаях отрицательная, таким образом, связь скорости и усилия прокатки является убывающей. Отмечено, что для всех скоростных режимов характерен значимый разброс величины усилия прокатки (рисунок 4.8). Данный факт можно объяснить влиянием множества производственных факторов: колебание химического состава стали разных плавок, допускаемые отклонения в режимах обработки металла на

107

предыдущих переделах, отличия в качестве и характеристиках рабочих валков стана различных производителей и др. В то же время для построенных регрессий получена достаточно высокая сходимость с опытными данными (|K| > 0,6), что позволяет использовать функциональные зависимости (4.14) для описания промышленной ситуации.

Проверку математической модели проводили, сравнивая результаты моделирования с опытными данными для трёх скоростных режимов прокатки: 100, 200 и 300 м/мин. В таблице 4.2 представлены результаты расчёта величины усилия прокатки по модели для случая холодной прокатки полос 0,29 мм различной ширины и опытные данные, полученные по регрессионным уравнениям (4.14). Критерием сравнения являлась величина относительной погрешности модели, определяемая выражением

$$x = \frac{P_0 - P_{\rm M}}{P_0} \cdot 100\%,\tag{4.15}$$

где P_0 усилие прокатки по опытным данным, $P_{\rm M}$ – рассчитанное по модели.

<i>v</i> , м/мин	В, мм	Усил	r %	
		<i>Р</i> ₀ , кН	<i>Р</i> _м , кН	, , , , , , , , , , , , , , , , ,
100	1050	14063	14363	2,13
200	1050	12786	13193	3,18
300	1050	11508	12079	4,96
100	1045	13686	14279	4,33
200	1045	12857	13116	2,01
300	1045	12028	12009	-0,16
100	1040	13767	14195	3,11
200	1040	12744	13038	2,31
300	1040	11722	11938	1,84
	2,64			

Таблица 4.2 – Проверка достоверности математической модели
Результаты сравнения продемонстрировали адекватность и высокую точность предложенной математической модели. Величина ошибки при расчёте усилия прокатки по модели не превышает 5,0 % и в среднем составляет 2,64 %.

Достижение требуемого уровня плоскостности прокатываемых полос обеспечивается точностью регулирования геометрии межвалкового зазора, что в свою очередь определяется используемой профилировкой валков, параметрами гидроизгиба и осевой сдвижки рабочих валков. Расчёт профилировок валков и определение оптимальных параметров работы систем регулирования плоскостности происходит на основании значений усилия прокатки, поэтому настройка прокатного стана должна осуществляться с учётом скоростного режима прокатки и фактических реологических свойств полосы. Однако, как было показано ранее, изменение скоростного режима прокатки может происходить непосредственно в проходе, что приводит к существенному изменению энергосиловых параметров процесса и требует корректировки настройки стана для стабилизации параметров плоскостности полосы. Полученная математическая модель была реализована на ЭВМ и предназначена для разработки новых и оптимизации действующих режимов холодной прокатки трансформаторной стали. Модель позволяет с высокой точностью прогнозировать величину усилия для различных скоростных условий прокатки трансформаторной стали и может быть адаптирована в качестве автоматической перенастройки систем регулирования алгоритма для плоскостности стана.

С целью улучшения плоскостности трансформаторной стали на станах холодной прокатки была проведена опытная кампания с изменением технологических режимов работы систем регулирования плоскостности Целью обеспечении более полосы. эксперимента заключалась В деформаций равномерного распределения термических ПО ширине холоднокатаной полосы в ходе высокотемпературного отжига.

Текущая настройка систем регулирования плоскостности на станах холодной прокатки обеспечивает прокатку стальных полос с симметричным распределением коэффициента вытяжки по ширине полосы, причём величина коэффициента вытяжки увеличивается от кромок полосы к центру. При данной настройке на холоднокатаной полосе образуется отклонение от плоскостности в виде коробоватости, которая, как показано в параграфе 4.1., значительно усиливается в ходе высокотемпературного отжига из-за повышенной деформации укорочения на кромках полосы (рисунок 4.4) и в дальнейшем способствует деформации кромок В печи агрегата выпрямляющего В опытной отжига. кампании прокатки 3a счёт использования полученной математической модели были оптимизированы профилировки валков, изменены настройки систем изгиба и осевой сдвижки рабочих валков. При изменённых настройках стана реализована прокатка полос с обратным распределением коэффициента вытяжки по ширине полосы, величина коэффициента вытяжки по параболическому закону уменьшалась от кромок полосы к центру. На холоднокатаной полосе, прокатанной в опытном режиме, наблюдали отклонение от плоскостности в виде волнистости по кромкам. В качестве примера на рисунке 4.9 представлена плоскостность холоднокатаных полос 0,30 мм для стандартного и экспериментального режимов прокатки.



Рисунок 4.9 – Плоскостность холоднокатаных полос 0,30 мм: а, б – соответственно эпюра коэффициента вытяжки и плоскостность полосы при стандартном режиме прокатки; в, г – соответственно эпюра коэффициента вытяжки и плоскостность полосы при экспериментальном режиме прокатки

По было прокатано 60 (580 опытному режиму рулонов T) базой сравнения трансформаторной стали, являлся металл текущего производства, прокатанный по стандартному режиму. Объём выборки для сравнительной базы составил 50 рулонов (480 т). По результатам аттестации качества готовой трансформаторной стали и сдачи на склад готовой продукции было отмечено, что на всём массиве металла, прокатанного в экспериментальном режиме, деформация кромок агрегата В печи выпрямляющего отжига не произошла. На металле сравнения деформация кромки произошла на 12 рулонах, из-за чего в несоответствующую продукцию было переведено 1525 кг готовой стали (3,2 % от всей массы металла сравнения). Негативного влияния опытного режима прокатки на качественные параметры трансформаторной стали в ходе эксперимента не выявлено. Подробно результаты этой части работы описаны в [142-144].

4.3. Выводы по разделу

1. В условиях действующего производства исследована связь изменения параметров плоскостности тонколистовой трансформаторной стали во время операций холодной прокатки и отжига в рулонах с дефектом деформации кромки в процессе выпрямляющего отжига.

2. Установлено, что наличие значимых градиентов в температурном поле рулонов при высокотемпературном отжиге обуславливает развитие термических деформаций в металле. Термические деформации распределяются неравномерно по ширине полосы, приводя к значительному увеличению её коробоватости или асимметричности, что приводит к деформации кромки на последующем переделе выпрямляющего отжига.

3. Разработана математическая модель холодной прокатки трансформаторной стали на основе уточненных сведений о механических свойствах обрабатываемого материала. Модель адаптирована для условий прокатки на действующем реверсивном стане. Сравнение результатов моделирования с промышленными данными показало, что модель обеспечивает достоверность и высокую точность при определении энергосиловых параметров процесса прокатки для различных скоростных режимов.

4. Вместо действующего технологического режима холодной прокатки, обеспечивающего прокатку полос с большей величиной коэффициента центральной области. предложен новый. вытяжки В В котором поддерживается уменьшение величины коэффициента вытяжки полосы от кромок к центру по параболическому закону. Для оптимизации режима прокатки использована разработанная математическая модель. Выбраны оптимальные профилировки валков, и параметры настройки систем изгиба и осевой сдвижки рабочих валков. Новый режим позволяет частично термические скомпенсировать деформации при высокотемпературном отжиге и значительно улучшить плоскостность готовой продукции.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате выполненной работы достигнута поставленная цель и получены следующие результаты.

1. Решение краевой задачи холодной прокатки трансформаторной стали в изотропном состоянии показало, что параметры трения и натяжения полосы оказывают существенное влияние на кинематику очага деформации. Выявлено, что нейтральное сечение в очаге деформации при холодной прокатке трансформаторной стали не является плоским, с ростом коэффициента трения происходит увеличение изгиба нейтрального сечения в сторону входа полосы в валки по экспоненциальному закону.

2. Использование гипотезы плоских сечений при расчёте трансформаторной даёт энергосиловых параметров прокатки стали заниженный результат. отклонения формы нейтральной При учёте поверхности от плоского сечения величина расчетного давления прокатки трансформаторной стали превышает аналогичный параметр, вычисленный теоретически с применением гипотезы плоских сечений в среднем на 24 %.

3. Физическое и численное исследование очага деформации показало, что параметры напряженно-деформированного состояния значимо влияют на формирование мезоструктуры и развитие текстуры трансформаторной стали при холодной прокатке.

4. В результате исследования механических свойств трансформаторной стали было выявлено, что скоростное упрочнение существенно влияет на сопротивление деформации данного материала при холодной деформации. Получена формула, аппроксимирующая деформационное и скоростное упрочнение трансформаторной стали при холодной деформации.

5. Экспериментально установлена разница в значениях твердости образцов трансформаторной стали, измеренных в различных направлениях относительно плоскости холоднокатаного листа. Установлено, что материал

является анизотропным, наибольшая относительная разница механических свойств в плоскости листа составила 7 %.

6. На основании экспериментальных данных для трансформаторной стали сделана оценка параметров упрочнения в условии текучести Хилла.

7. Решение краевой задачи холодной прокатки трансформаторной стали в анизотропном состоянии показало, что учет анизотропии приводит к увеличению продольных напряжений на 40 % по отношению к прокатке изотропной среды. Выявлено, что при прокатке анизотропной стали коэффициент вытяжки оказывается несколько ниже, чем при прокатке изотропной полосы. В тоже время для случая прокатки анизотропного материала меньшее удлинение связано с большим уширением металла.

8. В условиях действующего производства ООО «ВИЗ-Сталь» (группа компаний НЛМК) исследовано изменение параметров плоскостности тонколистовой трансформаторной стали во время операций холодной прокатки и термической обработки.

9. Установлено, что ухудшение плоскостности проката из трансформаторной стали в значительной степени обусловлено термическими деформациями полосы, которые реализуются в металле во время отжига рулонов в колпаковых печах, выполнена количественная оценка этих деформаций.

10. Показано, что причиной формирования термических деформаций при отжиге трансформаторной стали является наличие значительных градиентов в температурном поле рулона. Предложен и экспериментально опробован способ измерения температурных градиентов рулона при отжиге в колпаковых печах.

11. Разработана математическая модель холодной прокатки трансформаторной стали на основе уточненных сведений о механических свойствах обрабатываемого материала. Модель адаптирована для условий прокатки на действующем реверсивном стане и обеспечивает высокую точность при определении энергосиловых параметров. Модель использована для оптимизации действующего режима холодной прокатки.

12. Предложен новый, оптимизированный режим холодной прокатки трансформаторной стали, обеспечивающий получение полос с уменьшением величины коэффициента вытяжки полосы от кромок к центру по параболическому закону. Новый режим позволяет частично скомпенсировать термические деформации при высокотемпературном отжиге и значительно улучшить плоскостность готовой продукции. Разработанный режим прокатки принят к использованию в действующем производстве ООО «ВИЗ-Сталь» (группа компаний НЛМК).

Перспективы дальнейшей проработки темы. Разработанные в диссертации основные положения и методики рекомендуется в перспективе использовать для проектирования новых и совершенствования действующих технологических режимов холодной прокатки электротехнической динамной и трансформаторной стали.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

ГОСТ 16110-82. Трансформаторы силовые. Термины и определения.
 – Москва : Государственный комитет СССР по стандартам, 1982 – 30 с.

2. Редикульцев А.А. Производство электротехнических сталей: вчера, сегодня, завтра / А.А. Редикульцев, М.Б. Цырлин // Бюллетень Черная металлургия. – 2013. – № 1. – С. 44-63.

Дружинин В.В. Магнитные свойства электротехнической стали: Изд.
 2-е, перераб / В.В. Дружинин. – Москва : Энергия. – 1974. – 240 с.

4. Лобанов М.Л. Управление структурой и текстурой электротехнической анизотропной стали с нитридным ингибированием : дис. на соиск. учён. степ. докт. техн. наук: 05.16.01 / М.Л. Лобанов ; УГТУ-УПИ, Екатеринбург, 2010. – 242 с.

 Лобанов М.Л. Методы исследования текстур в материалах: учеб.метод. пособие / М.Л. Лобанов [и др.] – Екатеринбург : УрФУ. – 2012. – 109 с.

6. Грачев С.В. Физическое металловедение / С.В. Грачев [и др.] – Екатеринбург : УГТУ-УПИ. – 2009. – 548 с.

Лобанов М.Л. Электротехническая анизотропная сталь. Часть І.
 История развития / М.Л. Лобанов, Г.М. Русаков, А.А. Редикульцев //
 МиТОМ. – 2011. – № 7. – С. 18-25.

Молчанова Г.Ф. Верх-Исетский завод: 1726-2001 (Три века российской металлургии) / Г.Ф. Молчанова – Екатеринбург : Банк культурной информации. – 2001. – 128 с.

9. Кан Р.У., Хаазен П.Т. Физическое металловедение: В 3-х т., изд., перераб. и доп. / под. ред. Кана Р.У., Хаазена П.Т. Т. 3: Физико-механические свойства металлов и сплавов: пер. с англ. – Москва : Металлургия. – 1987. – 663 с.

10. Патент США US1965559. Electrical sheet and method and apparatus for its manufacture and test. N.P. Goss. Опубл. 03.07.1934.

11. Wang X. Improvement on room-temperature ductility of 6.5 wt.% Si steel by stress-relief annealing treatments after warm rolling / X. Wang [et al.] // Materials Characterization. – 2016. – V. 120. – C. 206-214.

12. Liang Y.F. Effect of annealing temperature on magnetic properties of cold rolled high silicon steel thin sheet / Y.F. Liang [et al.] // Journal of Alloys and Compounds. -2010. - V.491. - C.268-270.

13. Лобанов М.Л. Влияние углерода на формирование текстуры в электротехнической стали Fe - 3% Si при горячей прокатке / М.Л. Лобанов [и др.] // МиТОМ. – 2014. – № 12. – С. 12-15.

14. Лобанов М.Л. Электротехническая анизотропная сталь. Часть II.
 Современное состояние / М.Л. Лобанов, Г.М. Русаков, А.А. Редикульцев //
 МиТОМ. – 2011. – № 8. – С. 3-7.

15. Патент США US3853641A. Process for producing single-oriented magnetic steel sheets having a very high magnetic induction. Nippon Steel Corp. Заявл. 05.02.1970. Опубл. 20.06.1972.

16. Лобанов М.Л. Химико-термическая обработка электротехнической анизотропной стали / М.Л. Лобанов, А.С. Юровских // МиТОМ. – 2016. – № 11. – С. 28-35.

17. Еремин Г.Н. К вопросу образования приобретенного ингибитора роста зерна при производстве электротехнической анизотропной стали / Г.Н. Еремин [и др.] // Сталь. – 2018. – № 8. – С. 59-63.

18. Поляков М.Ю. Опыт производства высококачественных электротехнических сталей на новолипецком металлургическом комбинате и основные направления развития производства с учетом требований мирового рынка / М.Ю. Поляков, С.В. Бахтин // Чёрная металлургия. – 2013. – № 5. – С. 51-64.

19. Еремин Г.Н. Основные принципы химико-термической обработки при производстве электротехнической анизотропной стали по методу приобретенного ингибитора / Г.Н. Еремин [и др.] // Сталь. – 2017. – № 5. – С. 64-68.

20. Еремин Г.Н. Формирование наночастиц ингибиторной фазы в технологическом процессе производства высокопроницаемой электротехнической анизотропной стали / Г.Н. Еремин [и др.] // Сталь. – 2017. – № 9. – С. 59-61.

21. Еремин Г.Н. Образование ингибитора роста зерна в электротехнической анизотропной стали с высокой магнитной индукцией / Г.Н. Еремин [и др.] // Производство проката. – 2017. – № 9. – С. 12-16.

ГОСТ 32482-2013. Прокат тонколистовой холоднокатаный из электротехнической анизотропной стали для транмформаторов. – Москва : Стандартинформ, 2014. – 29 с.

23. СТП СМК 05757665-8.5-005-2016. Оценка качества и аттестация проката электротехнической анизотропной стали. – Липецк: ПАО «НЛМК», 2014. – 24 с.

24. Gheorghies C. Evolution of texture in grain oriented silicon steels / C.
Gheorghies, A. Doniga // Journal of iron and steel research, International. – 2009.
– Vol. 16. – Iss. 4. – P. 78–83.

25. Shimizu Y. Formation of the Goss orientation near the surface of 3 pct silicon steel during hot rolling / Y. Shimizu, Y. Ito, Y. Iida // Metallurgical Transactions A. – 1986. – Vol. 17. – Iss. 8. – P. 1323–1334.

26. Кононов А.А. Формирование ориентировки {110}<001> в поверхностных слоях электротехнической анизотропной стали при горячей прокатке / А.А. Кононов, М.А. Матвеев // МиТОМ. – 2018. – Т. 751. – № 1. – С. 55–61.

27. Yang H.P. Through-thickness shear strain control in cold rolled silicon steel by the coupling effect of roll gap geometry and friction / H.P. Yang [et al.] // Journal of Materials Processing Technology. – 2010. – Vol. 210. – Iss 10. – P. 1545–1550.

28. Русаков Г.М. Механизм образования полос сдвига при холодной деформации технического сплава Fe-3% Si / Г. М. Русаков [и др.] // Физика металлов и металловедение. – 2010. – Т. 109. – № 6. – С. 701–707.

29. Русаков Г.М. Переориентация кристаллической решетки в полосах сдвига кристаллитов {112}<131> сплава Fe-3%Si / Г.М. Русаков, М.Л. Лобанов, А.А. Редикульцев // Журнал технической физики. – 2014. – Т. 84. – № 8. – С. 141–143.

30. Русаков Г.М. Специальные разориентации и текстурная наследственность в техническом сплаве Fe–3% Si / Г. М. Русаков [и др.] // Физика металлов и металловедение. – 2014. – Т. 115. – № 8. – С. 827–838.

31. Русаков Г.М. Специальные резориентации в областях локализации деформации в монокристаллах сплава Fe-3%Si / Г. М. Русаков [и др.] // Журнал технической физики. – 2014. – Т. 84. – № 8. – С. 77–81.

32. Лифанов В. Ф. Прокатка трансформаторной стали / В. Ф. Лифанов.
 – Москва : Металлургия, 1975. – 200 с.

33. Xu Y. Influence of cold reduction ratio on primary recrystallization texture of Hi-B steel / Y. Xu [et al.] // Journal of Iron and Steel Research – 2017. – Vol. 29. – Iss. 3. – P. 216–220.

34. Патент US4975127 A CША. Method of producing grain oriented silicon steel sheets having magnetic properties / Mitsumasa Kurosawa, Masayuki Sakaguchi, Katsuo Iwamoto, Yoshinori Kobayashi, Yoshiaki Iida. Заявитель Kawasaki Steel Corporation. Заявл. 04.05.1988. Опубл. 04.12.1990.

35. Lobanov M. L. Influence of pass aging in cold rolling on the structure and properties of Fe–3% Si steel / M. L. Lobanov [et al.] // Steel in Translation. – 2015. – Vol. 45. – № 7. – P. 494-498.

36. Густамесов В. А. Улучшение свойств холоднокатаной трансформаторной стали за счёт оптимизации деформационных и термических воздействий : дис. на соиск. учён. степ. канд. техн. наук: 05.16.05 / В. А. Густамесов ; Урал. политехн. ин-т им. С. М. Кирова, Свердловск, 1983. – 120 с.

37. Структура и свойства электротехнической стали: сб. ст.: вып. 33 /
УНЦ АН СССР, Ин-т физики металлов. – Свердловск : УНЦ АН СССР, 1977.
– 170 с.

38. Патент US 8236110 B2 США. Method of producing grain-oriented electrical steel sheet / Takao Mukai, Shinya Hayashi, Atsushi Tanaka, Hiroyuki Mimura, Hisataka Uto. Заявитель Nippon Steel Corporation. Заявл. 22.04.2008. Опубл. 06.11.2008.

39. Пузанов М.П. Влияние диаметра прокатных валков на магнитные свойства электротехнической анизотропной стали / М.П. Пузанов, В.А. Шилов, А.М. Михайленко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2014. – Т. 57. – № 9. – С. 63-64.

40. Ерёмин Г.Н. Совершенствование стандартов проката из электротехнических сталей – важнейший фактор повышения качества продукции для электротехники (трансформаторов и электродвигателей) / Г.Н. Ерёмин [и др.] // Проблемы черной металлургии и материаловедения. – 2017. – № 2. – С. 90-94.

41. Еремин Г.Н. Современные тенденции в технологии и технологических приемах повышения качества холоднокатаного проката из трансформаторной стали / Г.Н. Еремин [и др.] // Производство проката. – 2018. – № 2. – С. 7-14.

42. ГОСТ 26877-2008. Металлопродукция. Методы измерений отклонений формы. – Москва : Стандартинформ, 2013. – 24 с.

43. Гарбер Э.А. Влияние нестабильных технологических факторов прокатки на плоскостность холоднокатаных полос / Э.А. Гарбер [и др.] // Производство проката. – 2008. – № 11. – С. 2-13.

44. Максимов Е.А. Экспериментальное исследование кинематического критерия плоскостности и условий образования дефектов формы полос при холодной прокатке / Е.А. Максимов // Известия высших учебных заведений. Цветная металлургия. – 2011. – № 2. – С. 39-43.

45. Шестаков А.В. Совершенствование режимов прокатки магнитомягких полос с использованием математических моделей / А.В. Шестаков [и др.] // Производство проката. – 2011. – № 7. – С. 18-22.

46. Никитина Н.В. Исследование эффективности работы противоизгиба рабочих валков дрессировочного стана кварто 1700 / Н.В. Никитина [и др.] // Производство проката. – 2010. – № 5. – С. 20-23.

47. Полецков П.П. Об изменении показателей профиля и плоскостности тонколистового проката в процессе правки растяжением с изгибом / П.П. Полецков // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. – 2011. – № 3. – С. 60-62.

48. Божков А.И. Улучшение плоскостности полос электротехнических изотропных сталей. Сообщение 1. Исследование температурных полей при непрерывном отжиге / А.И. Божков, В.Я. Губарев, С.С. Дегтев // Производство проката. – 2013. – № 6. – С. 11-19.

49. Божков А.И. Улучшение плоскостности полос электротехнических изотропных сталей. Сообщение 2. Построение математической модели формирования плоскостности отожженной полосы / А.И. Божков, С.С. Дегтев, И.И. Шопин // Производство проката. – 2013. – № 9. – С. 26-31.

50. Karenina L.S. Inspection of the residual curvature in an anisotropic electrical steel strip and reasons for its formation / L.S. Karenina, R.B. Puzhevich // Russian Journal of Nondestructive Testing. – 2010. – Vol. 46. – Iss. 3. – P. 222-225.

51. Денисов П.И. Изменение неплоскостности прокатных биметаллических материалов на отделочной стадии изготовления / П.И. Денисов // Электронная техника. Серия 8: Управление качеством и стандартизация. – 1981. – № 5. – С. 3-4.

52. Божков А.И. Математические модели процессов формирования магнитных и механических свойств в полосах электротехнической изотропной стали / А.И. Божков, А.Е. Чеглов, С.С. Дегтев // Производство проката. – 2009. – № 12. – С. 8-13.

53. Настич В.П. Автоматизированная система анализа и выбора технологии холодной прокатки на многоклетевом стане / В.П. Настич [и др.] // Производство проката. – 2011. – № 2. – С. 19-26.

54. Божков А.И. Научное обоснование и создание систем автоматизации управления качеством продукции листопрокатных цехов

предприятий черной металлургии. Сообщение 5. Подсистема управления плоскостностью тонколистового проката / А.И. Божков [и др.] // Производство проката. – 2015. – № 6. – С. 30-37.

55. Божков А.И. Научное обоснование И создание систем автоматизации управления качеством продукции листопрокатных цехов предприятий черной металлургии. Сообщение 6. Математическое обеспечение подсистемы управления плоскостностью тонколистового проката / А.И. Божков [и др.] // Производство проката. – 2015. – № 7. – С. 35-42.

56. Божков А.И. Научное обоснование и создание систем автоматизации управления качеством продукции листопрокатных цехов предприятий черной металлургии. Сообщение 10. Подсистема анализа и выбора технологии холодной прокатки на многоклетьевых станах / А.И. Божков [и др.] // Производство проката. – 2015. – № 11. – С. 36-41.

57. Божков А.И. Научное обоснование и создание систем автоматизации управления качеством продукции листопрокатных цехов предприятий черной металлургии. Сообщение 11. Подсистема анализа и выбора технологии холодной прокатки на многоклетьевом (реверсивном) стане. Математическое обеспечение подсистемы / А.И. Божков [и др.] // Производство проката. – 2016. – № 5. – С. 35-42.

58. Божков А.И. Улучшение плоскостности полос электротехнических изотропных сталей. Исследование формирования плоскостности полос / А.И. Божков [и др.] // Производство проката. – 2015. – № 2. – С. 3-10.

59. Божков А.И. Математическое описание формирования неплоскостности полос при термообработке в агрегате непрерывного отжига / А.И. Божков // Черные металлы. – 2018. – № 11. – С. 34-37.

60. Чеглов А.Е. Разработка технологии производства электротехнической стали повышенной плоскостности с особонизкими удельными магнитными потерями / А.Е. Чеглов [и др.] // Сталь. – 2015. – № 4. – С. 32-35.

61. Шестаков А.В. Совершенствование режимов прокатки магнитомягких полос с использованием математических моделей / А.В. Шестаков [и др.] // Производство проката. – 2011. – № 7. – С. 18-22.

62. Kustas A.B. Enhancing workability in sheet production of high silicon content electrical steel through large shear deformation / A.B. Kustas [et al.] // Journal of Materials Processing Tech. – 2018. – Vol. 257. – P. 155–162.

63. Riedel H. The formation of edge cracks during rolling of metal sheet / H. Riedel [et al.] // Steel Research International. – 2007. – Vol. 78. – P. 818–824.

64. Xie H. B. Analysis of microstructure effects on edge cracks of thin strip during cold rolling / H. B. Xie, Z. Y. Jiang, W. Y. D. Yuen // The Minerals, Metals & Materials Society and ASM International. – 2011. – Vol. 42. – P. 1244–1252.

65. Mo Y. Improved plasticity and cold-rolling workability of Fe-6.5wt%Si alloy by warm-rolling with gradually decreasing temperature / Y. Mo [et al.] // Journal of Materials Science and Technology. – 2016. – Vol. 32. . – Iss. 5. – P. 477–484.

66. Mo Y. Effects of recrystallization on the microstructure, ordering and mechanical properties of cold-rolled high silicon electrical steel sheet / Y. Mo [et al.] // Acta Metallurgica Sinica. – 2016. – Vol. 52. – Iss. 11. – P. 1363–1371.

67. Fu H.D. Warm/cold rolling processes for producing Fe-6.5wt% Si electrical steel with columnar grains / H.D. Fu [et al.] // International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials. – 2013. – Vol. 20. – Iss. 6. – P. 535–540.

68. Xie H. B. Experimental and simulation analysis in edge cracking for cold rolled thin strip / H. B. Xie, Z. Y. Jiang, W. Y. D. Yuen // Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. – 2013. – Vol. 36. – Iss. 11. – P. 1130–1138.

69. Yan Y. The initiation and propagation of edge cracks of silicon steel during tandem cold rolling process based on the Gurson-Tvergaard-Needleman damage model / Y. Yan [et al.] // Journal of Materials Processing Technology. – 2013. – Vol. 213. – Iss. 4. – P. 598–605.

70. Логинов Ю.Н. Анализ напряженно-деформированного состояния в черновых проходах непрерывной прокатки электротехнической меди // Ю.Н. Логинов, А.Ю. Постыляков // Вестник Южно-Уральского Государственного Университета. Серия: Металлургия. – 2016. – Т. 16. – № 2. – С. 68-73.

71. Vlado M. The production of cracks evolution in continuously cast steel slab / M. Vlado [et al.] // High Temp. Mater. Proc. – 2011. – Vol. 30. – P. 105–111.

72. Пименов В.А. Профилировка вертикальных валков клети № 1стана 2000 ПАО «НЛМК» для уменьшения прикромочного дефекта «раскатная трещина» / В.А. Пименов [и др.] // Черные металлы. – 2018. – № 11. – С. 17-21.

73. Огарков Н.Н. Исследование перемещения фрагментов окалины при деформации выступов и впади с образованием дефекта «вкатанная окалина» и без него / Н.Н. Огарков, С.И. Платов, В.Н. Урцев // Производство проката. – 2018. – № 3. – С. 15–21.

74. Пименов В.А. Математическая модель идентификации формы профиля поперечного сечения горячекатаных полос и распределения вытяжек по ширине холоднокатаных полос. Сообщение 1 / В.А. Пименов [и др.] // Производство проката. – 2018. – № 1. – С. 11-15.

75. Бельский С.М. Математическая модель профиля поперечного сечения горячекатаных полос с прикромочными особенностями. Сообщение 1 / С.М. Бельский [и др.] // Производство проката. – 2015. – № 5. – С. 18-22.

76. Арышенский Е.В. Разработка математической модели и исследование процесса прокатки тонких полос из сплава 5182 с целью выяснения причин их обрывности / Е.В. Арышенский // Технология легких сплавов. – 2011. – № 3. – С. 72-78.

77. Jian-guoa C. Integrated design of roll contours for strip edge drop and crown control in tandem cold rolling mills / C. Jian-guoa [et al.] // Journal of Materials Processing Tech. – 2018. – Vol. 252. – Iss. 9. – P. 432–439.

78. Мазур И.П. Проблемы контроля качества поверхности при производстве листового проката / И.П. Мазур // Сталь. – 2011. – № 4. – С. 31.

79. Раскатов Е.Ю. Исследование процесса и разработка способа резки тонких полос из трансформаторных сталей : дис. на соиск. учён. степ. канд.

техн. наук: 05.02.13 / Е.Ю. Раскатов ; УГТУ-УПИ, Екатеринбург, 2002. – 208 с.

80. Постыляков А.Ю. Совершенствование режимов прокатки и калибровки валков при производстве катанки из кислородсодержащей меди : дис. на соиск. учён. степ. канд. техн. наук: 05.16.05 / А.Ю. Постыляков ; УрФУ, Екатеринбург, 2017. – 192 с.

81. Кушнарев А.В. Разработка научных основ и внедрение современной технологии производства железнодорожных колес с высокими эксплуатационными характеристиками : дис. на соиск. учён. степ. докт. техн. наук: 05.16.05 / А.В. Кушнарев ; УрФУ, Екатеринбург, 2014. – 403 с.

82. Фомин А.А. Влияние сопротивления деформации иридия и сплавов платины на формоизменение этих материалов в процессах штамповки : дис. на соиск. учён. степ. канд. техн. наук: 05.16.05 / А.А. Фомин ; УрФУ, Екатеринбург, 2015. – 129 с.

83. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением / В.Л.
 Колмогоров. – Екатеринбург : УГТУ-УПИ. – 2001. – 836 с.

84. Паршин В.С., Практическое руководство к программному комплексу DEFORM-3D. Учебное пособие / В.С. Паршин [и др.]. Екатеринбург: УрФУ, – 2010. – 266 с.

85. Третьяков А.В. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением: справочник / Третьяков А.В., Зюзин В.И. – Москва: Металлургия, – 1973. – 224 с.

86. Николаев В.А. Среднее нормальное контактное напряжение при прокатке с учетом кинематики очага деформации / В.А. Николаев, В.П. Полухин, А.А. Васильев // Производство проката. – 2010. – № 1. – С. 7-11.

87. Гарбер Э.А. Анализ процессов холодной прокатки и дрессировки стальных полос в очаге деформации, состоящем только из зоны опережения / Э.А. Гарбер, Д.Л. Шалаевский // Производство проката. – 2012. – № 4. – С. 9-14.

88. Кузнецов В.В. Исследование влияния положения нейтрального сечения в очаге деформации при холодной прокатке на текстуру и свойства

проката / В.В. Кузнецов, В.И. Славов // Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия». – 2008. – № 1. – С. 44-49.

89. Песин А.М. Моделирование кинематики течения металла при асимметричной тонколистовой прокатке алюминиевого сплава 5083 / А.М. Песин, Д.О. Пустовойтов // Заготовительные производства в машиностроении. – 2016. – № 4. С. 26-31.

90. Максимов Е.А. Экспериментальное исследование кинематического критерия плоскостности и условий образования дефектов формы полос при холодной прокатке / Е.А. Максимов // Изв. вузов. Цветная металлургия. – 2011. – № 2. – С. 39-43.

91. Гарбер Э.А. Повышение качества поверхности листовой стали на основе новых решений в теории холодной прокатки / Э.А. Гарбер [и др.] // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2010. – № 2. – С. 116-126.

92. Целиков А.И. Теория прокатки / А.И. Целиков, А.И. Гришков. – Москва : Металлургия. – 1973. – 358 с.

93. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке / А.П. Грудев. – Москва : Металлургия. – 1973. – 288 с.

94. Робертс В. Холодная прокатка стали / В. Робертс. Пер. с англ. под ред. П.И. Полухина, В.П. Полухина. – Москва : Металлургия. – 1982. – 544 с.

95. Целиков А. И. Теория прокатки : справочник / А.И. Целиков [и др.].
Под науч. ред. Зюзина В. И., Третьякова А. В. – Москва : Металлургия. –
1982. – 335 с.

96. Логинов Ю.Н. Изучение трения при листовой прокатке платины и ее сплавов / Ю.Н. Логинов, Г.И. Студенок // Производство проката. – 2010. – № 7. – С. 14 – 16.

97. Логинов Ю.Н. Влияние формы нейтрального сечения в очаге деформации на расчетное давление при холодной прокатке / Ю.Н. Логинов, М.П. Пузанов // Сталь. – 2016. – № 11. – С. 36-40

98. Пузанов М. П. Параметры нейтрального сечения при холодной листовой прокатке кремнистой стали / М.П. Пузанов, Ю.Н. Логинов //

Сборник научных трудов III Международной научно-практической конференции «Magnitogorsk Rolling Practice». – Магнитогорск: МГТУ. – 2018. – С. 110-112.

99. Пузанов М.П. Исследование влияния коэффициента контактного трения при холодной прокатке на форму нейтрального сечения / М.П. Пузанов, Ю.Н. Логинов // Труды XXII Международной научно-практической конференции «Трубы – 2016»: сборник докладов в 2 ч. – Ч. 2. – Челябинск: ОАО «РосНИТИ». – 2016. – С. 202-205.

100. Пузанов М. П. Влияние натяжения полосы на положение нейтрального сечения при холодной прокатке кремнистой стали / М.П. Пузанов, Ю.Н. Логинов, Д.Д. Хаматов // Сборник научных трудов III Международной научно-практической конференции «Magnitogorsk Rolling Practice». – Магнитогорск: МГТУ. – 2018. – С. 20-21.

101. Д. Д. Хаматов. Исследование кинематики очага деформации при холодной прокатке кремнистой стали с различным натяжением / Д.Д. Хаматов, Ю.Н. Логинов, М.П. Пузанов // Сборник научных трудов IV Международной конференции «Перспективы развития металлургии и машиностроения с использованием завершенных фундаментальных исследований и НИОКР: ФЕРРОСПЛАВЫ». – Екатеринбург: ИМЕТ УрО РАН. – 2018. – С. 445-447.

102. Humphreys F.J. Recrystallization and related Annealing Phenomena / F.J. Humphreys, M. Hatherly. – Oxford : ELSEVIER Ltd. – 2004. – 574 p.

103. Redikul'tsev A.A. Formation of internal structure in the rolling of a bcc (110)[001] single crystal / A.A. Redikul'tsev, A.G. Uritskii, M.P. Puzanov, A.S. Belyaevskikh // Steel in Translation. – 2017. – Vol. 47. – Iss. 3. – P. 165–171.

104. Пузанов М.П. Напряжённое состояние полосы при листовой прокатке трансформаторной стали / М.П. Пузанов // Сборник научных трудов XVI Международной научно-технической уральской школы-семинара металловедов-молодых ученых. – Екатеринбург: УрФУ. – 2015. – С. 205-207.

105. Klusemann B. Investigation of the deformation behavior of Fe-3%Si sheet metal with large grains via crystal plasticity and finite-element modeling / B.

Klusemann, B. Svendsen, H. Vehoff // Computational Materials Science. – 2012 – Vol. 52. – Iss. 1. – P. 25-32.

106. Shekhawat S.K. Magnetic properties in deformed grain oriented electrical steel: on the role of strain hardening exponent and microstructural developments / S.K. Shekhawat // ISIJ International. – 2012. – Vol. 52. – Iss. 11. – P. 2100–2108.

107. Okada T. Deformation and recrystallization of tensile-deformed or rolled Fe-3%Si alloy single crystals / T. Okada [et al.] // ISIJ International. – 2005 – Vol. 45. – Iss. 2. – P. 248-253.

108. Ильюшин А.А. Деформация вязко-пластичного тела / А.А.
Ильюшин // Ученые записки Московского университета. Механика. – 1940. – №. 39. – С. 3-81.

109. Loginov Y.N. Effect of the strain rate on the properties of electrical copper / Y.N. Loginov [et al.] // Russian Metallurgy (Metally). – 2011. – Vol. 2011. – Iss. 3. – P. 194-201.

110. Hug E., Hubert O. Van Houtte J.J. Effect of internal stresses on the magnetic properties of non-oriented Fe–3wt.% Si and (Fe,Co)–2wt.% V alloys. Materials Science and Engineering A. 2002. V. 332. P. 193–202.

111. Борисенко В.Г., Венцкович Э.П., Курганова Е.А. и др. Механические свойства электротехнических сталей. Серия 12 – Металловедение и термическая обработка. Вып.4. М.: ЦНИИИТЭИЧМ. 1973. 20 с.

112. Соловей В.Д. Пластичность и вязкость сплава Fe + 3 % Si / В.Д.
Соловей // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2013. – Т. 79. – №. 6. – С. 58-61.

113. Хензель А. Шпиттель Т. Расчёт энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением. Справочник / А Хензель, Т. Шпиттель. – Москва : Металлургия. – 1982. – 360 с.

114. Durrenberger L. Internal variable modeling of the high strain-rate behavior of metals with applications to multiphase steels / L. Durrenberger, A.

Molinari, A. Rusinek // Materials Science and Engineering A. – 2008. – Vol. 478. – Iss. 2. – P. 297-304.

115. Han H. Determination of mean flow stress and friction coefficient by the modified two-specimen method in cold rolling / H. Han // Journal of Materials Processing Technology. – 2005. – Vol. 159. – Iss. 3. – P. 401-408.

116. Solovei V. D. Evaluating the flow stress of electrical steel under cold rolling in terms of the strain-rate hardening effect / V.D. Solovei, Yu.N. Loginov M.P. Puzanov // AIP Conference Proceedings. – 2016. – Vol. 1785. – P. 040075-1–040075-4.

117. Степанов С.И. Динамический механический анализ применительно к оценке упругих свойств трансформаторной стали / С.И. Степанов, М.П. Пузанов, Е.Н. Попова // Сборник научных трудов XVII Международной научно-технической уральской школы-семинара металловедов-молодых ученых. – Екатеринбург: УрФУ. – 2016. – С. 181-184.

118. Логинов Ю.Н. Оценка сопротивления деформации электротехнической стали при холодной прокатке с учетом скоростного упрочнения / Ю.Н. Логинов, В.Д. Соловей, М.П. Пузанов // Сборник научных трудов Х Международной конференции «Механика, ресурс и диагностика материалов и конструкций». – Екатеринбург: УрО РАН ИМАШ. – 2016. – С. 15.

119. Moy C. K. S. Influence of heat treatment on the microstructure, texture and formability of 2024 aluminium alloy / C. K. S. Moy [et al.] // Materials Science and Engineering: A. – 2012. – Vol. 552. – P. 48-60.

120. Elsner A. Recrystallization texture of cold rolled and annealed IF steel produced from ferritic rolled hot strip / A. Elsner [et al.] // Materials Science Forum. – 2004. – Vol. 467-470. – Iss. 1. – P. 257-262.

121. Микляев П.Г. Анизотропия механических свойств металлов. 2-е изд., перераб. и доп. / П.Г. Микляев, Я.Б. Фридман. – Москва : Металлургия. С 1986. – 224 с. 122. Логинов Ю. Н. Метод определения параметров Кернса / Ю. Н. Логинов, В. В. Котов, В. Г. Смирнов // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2010. – Т. 76. – № 11. – С. 39-43.

123. Кононов А.А. Зотов О.Г., Шамшурин А.И. Распределение кристаллографических ориентировок в анизотропной электротехнической стали на прокатных переделах / А. А. Кононов, О. Г. Зотов, А. И. Шамшурин // МиТОМ. – 2014. – № 8. – С. 49-53.

124. Shen Y. F. Effects of cold rolling on microstructure and mechanical properties of Fe-30Mn-3Si-4Al-0.093C TWIP steel / Y. F. Shen [et al.] // Materials Science and Engineering: A. – 2013. – Vol. 561. – P. 329-337.

125. Prates P.A. On the equivalence between sets of parameters of the yield criterion and the isotropic and kinematic hardening laws / P.A. Prates, M.C. Oliveira, J.V. Fernandes // Int J Mater Form. – 2015. – Iss. 8. –P. 505-515.

126. Писаренко Г.С. Уравнения и краевые задачи теории пластичности и ползучести. Справочное пособие / Г.С. Писаренко – Киев : Наук. думка. – 1981. – 496 с.

127. Богатов А.А. Механические свойства и модели разрушения металлов. Учебное пособие для вузов / А.А. Богатов. – Екатеринбург : ГОУ ВПО УГТУ-УПИ. – 2002. – 329 с.

128. Пузанов М.П. Исследование анизотропии механических свойств в холоднокатаном состоянии / М.П. Пузанов, С.И. Степанов // Сборник научных трудов XVIII Международной научно-технической уральской школы-семинара металловедов-молодых ученых. – Екатеринбург: УрФУ. – 2017. – С. 562-566.

129. Пузанов М. П. Вывод уравнения пластичности Хилла для тонколистовой электротехнической стали / М.П. Пузанов // Сборник научных трудов XIX Международной научно-технической уральской школы-семинара металловедов-молодых ученых. – Екатеринбург: УрФУ. – 2018. – С. 318-321.

130. Логинов Ю.Н. Тестирование системы «DEFORM» в режиме расчета деформаций при прессовании титана в 2D и 3D-постановках / Ю.Н. Логинов, А.А. Ершов, В.В. Котов // Титан. – 2011. – Т. 33. – № 3. – С. 18-24.

131. Логинов Ю. Н. Моделирование процесса осадки цилиндрической заготовки при использовании условия текучести Хилла / Ю.Н. Логинов, М.П. Пузанов // КШП ОМД. – 2017. – № 9. – С. 11-16

132. Loginov Yu. N. Finite element modeling of the upsetting of an anisotropic cylindrical workpiece / Yu.N. Loginov, M.P. Puzanov // AIP Conference Proceedings. – 2017. – Vol. 1915. – P. 040033-1–040033-5.

133. Логинов Ю. Н. Моделирование процесса осадки анизотропной цилиндрической заготовки методом конечных элементов / Ю.Н. Логинов, М.П. Пузанов // Сборник научных трудов ХІ Международной конференции «Механика, ресурс и диагностика материалов и конструкций». – Екатеринбург: УрО РАН ИМАШ. – 2017. – С. 5.

134. Finelli A. Analysis of the influence of the anisotropy induced by cold rolling on duplex and super-austenitic stainless steels / A. Finelli M. Labanti // Frattura ed Integrità Strutturale. – 2010. – Iss 13. – P. 24-30.

135. Loginov Y. N. Influence of properties anisotropy on stress-deformed state at rolling stripes from electrical steel / Y.N. Loginov, M.P. Puzanov // Chernye Metally. – 2018. – Iss. 10. – P. 22-27

136. Бельский С.М. Регулирование плоскостности прокатываемых полос на базе математической модели распределения продольных напряжений / С.М. Бельский [и др.] // Вестник тамбовского университета. Серия: Естественные и технические науки. – 2013. – Т. 18. – № 1. – С.17-22.

137. Фёрстер Э. Методы корреляционного и регрессионного анализа. Руководство для экономистов. Пер. с нем. В.М. Ивановой / Э. Фёрстер, Б. Рёнц. Москва : – Финансы и статистика. – 1983. – 304 с.

138. Коновалов Ю.В. Расчёт параметров листовой прокатки. Справочник / Ю.В. Коновалов, А.Л. Остапенко, В.И. Пономарев. – Москва : Металлургия. – 1986. – 430 с.

139. Целиков А.И. Теория расчета усилий в прокатных станах / А.И. Целиков. – Москва : Металлургиздат. – 1962. – 494 с.

140. Byon S.M. A numerical approach to determine flow stress–strain curve of strip and friction coefficient in actual cold rolling mill / S.M. Byon, S.I. Kim, Y.

Lee // Journal of Materials Processing Technology. – 2008. – Vol 201. – P. 106-111.

141. Пименов В.А. Разработка технологии реверсивной холодной прокатки тонкого высококремнистого проката на основе математической модели энергосиловых и тепловых процессов / В.А. Пименов, Ю.Ю. Бабушко, С.В. Бахтин // Сталь. – 2014. – № 10. – С. 35-39.

142. Loginov Yu.N. Reducing the edge deformation of thin electrical steel sheet / Yu.N. Loginov, M.P. Puzanov, A.G. Uritskii // Steel in Translation. – 2017. – Vol. 47. – Iss. 4. – P. 267–273.

143. Логинов Ю. Н. Силовой и скоростной режимы холодной прокатки трансформаторной стали / Ю.Н. Логинов, М.П. Пузанов, В.Д. Соловей // Сталь. – 2017. – № 8. – С. 30-33

144. Пузанов М.П. Влияние величины разности вытяжек по ширине полосы при прокатке электротехнической анизотропной стали на образование дефекта геометрии «продольный надав» / М.П. Пузанов, Г.В. Быков, В.А. Шилов // Сборник научных трудов Международной молодежной «Инновационные конференции научно-практической технологии В металлургии и машиностроении». – Екатеринбург: УрФУ, 2014. – С. 277-280.

ПРИЛОЖЕНИЕ П1

Акт об использовании результатов научной работы



Общество с ограниченной ответственностью ВИЗ-Сталь

ООО «ВИЗ-Сталь»,

Российская Федерация, 620219, г. Екатеринбург, ул. Кирова, 28, ГСП-714 тел. (343) 245 49 73 | факс (343) 242 71 08 e-mail: viz-steel@nlmk.com viz-steel.nlmk.com

25.07.2017 Nº 81-03/65

на № от

В совет по защите диссертаций на соискание ученой степени кандидата наук, на соискание ученой степени доктора наук Д 212.285.04 на базе ФГАОУ ВО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина»

АКТ ВНЕДРЕНИЯ

ООО «ВИЗ-Сталь» подтверждает, что аспирант Пузанов Михаил Павлович (научный руководитель от УрФУ проф., д.т.н. Логинов Юрий Николаевич) принимал активное участие в научноисследовательских работах в рамках реализации проекта «Оптимизация режимов обработки при производстве электротехнической анизотропной стали по нитридно-медному варианту технологии с целью улучшения её плоскостности».

За 2015-2017 г.г. аспирантом были выполнены следующие работы:

 Проведён литературный обзор физико-механических свойств сплава Fe-3% Si и механизмов формирования плоскостности тонких металлических полос в условиях современного прокатного производства. Выполненный обзор показал, что процессы термической обработки проката оказывают существенное влияние на его плоскостность. Также были выявлены особенности упрочнения сплава Fe-3% Si при холодной деформации.

2. Исследовано изменение параметров плоскостности электротехнической анизотропной стали на прокатном и термическом переделах ЦХП ВИЗ-Сталь. По результатам исследования установлено, что ухудшение плоскостности холоднокатаного проката в значительной степени обусловлено термическими деформациями полосы при высокотемпературном отжиге. Выявлено, что причиной формирования термических деформаций является наличие градиентов в температурном поле рулона.

3. Разработан технологический режим холодной прокатки полос, обеспечивающий уменьшение величины коэффициента вытяжки полосы от кромок к центру по параболическому закону. В соответствии с разработанным режимом была проведена опытная кампания прокатки. По результатам экспериментальной обработки достигнуто улучшение параметров плоскостности готовой продукции.

4. Методом конечных элементов проанализировано напряжённо-деформирование состояние в очаге деформации при холодной прокатке сплава Fe-3% Si, построена математическая модель холодной прокатки электротехнической анизотропной стали с учётом скоростного упрочнения металла и изменения коэффициента трения при варьировании скорости вращения валков. Для разработанного режима холодной прокатки результаты моделирования помогли выбрать оптимальную профилировку валков, настроечные параметры систем изгиба и осевой сдвижки рабочих валков.

Полученные результаты применяются в просведственной деятельности ЦХП ООО «ВИЗ-Сталь»

«BN3-CTAN

Исполнительный директор ООО «ВИЗ-Сталь», к.т.н.

Maley

нлмі

С.А. Ольков

ceon

ПРИЛОЖЕНИЕ П2

Согласование места выполнения работы



Общество с ограниченной ответственностью ВИЗ-Сталь

ООО «ВИЗ-Сталь», Центральная заводская лаборатория Российская Федерация, 620219, г. Екатеринбург, ул. Кирова, 28, ГСП-714 тел. (343) 263 21 95 | факс (343) 242 71 08 e-mail: <u>viz-steel@nlmk.com</u>

СЛУЖЕБНАЯ ЗАПИСКА

Генеральному директору Олькову С.А.

18.09.2019	N₽	29-10/10-107

на № _____ от ___

О согласовании места выполнения диссертации

Course De ler

Уважаемый Станислав Александрович!

Руководителем ПГ ЦЗЛ Пузановым Михаилом Павловичем подготовлена диссертационная работа «Исследование напряженно-деформированного состояния процесса листовой прокатки трансформаторной стали с учетом анизотропии свойств», которую планируется вынести на защиту в декабре 2019 г.

Работа содержит одну главу «Разработка мероприятий, направленных на улучшение технологии холодной прокатки трансформаторной стали», в которой приводятся результаты анализа и оптимизации режимов холодной прокатки в ЦХП ООО «ВИЗ-Сталь». Сведения, представленные в данной главе, были опубликованы ранее в открытой печати (решение экспертной комиссии ПАО «НЛМК» и ООО «ВИЗ-Сталь»), в статьях указано, что работа выполнена в условиях ООО «ВИЗ-Сталь». В материалах диссертации представлен Акт внедрения, где также указано, что данная часть работы выполнена в ООО «ВИЗ-Сталь».

Остальные главы работы выполнены в условиях кафедры Обработки металлов давлением УрФУ.

Прошу Вас согласовать в качестве места выполнения диссертации кафедру Обработки металлов давлением УрФУ.

Приложения:

 Экспертное заключение ПАО «НЛМК» на публикацию статьи «Исследование причин деформации кромки тонколистовой трансформаторной стали и улучшение её плоскостности» в научном журнале.

 Экспертное заключение ООО «ВИЗ-Сталь» на публикацию статьи «Математическое моделирование процесса холодной прокатки трансформаторной стали с учётом скоростного упрочнения» в научном журнале.

Акт внедрения результатов исследования, полученный от ООО «ВИЗ-Сталь».

Начальник ЦЗЛ

Л. С. Каренина

Пузанов М. П. puzanov_mp@nlmk.com +7(343)2632734

000 «ВИЗ-Сталь» 1 9, 09, 2019 71-62c Индекс №

