

УДК 621.771.01

На правах рукописи

ЯГУДИН Игорь Владимирович

**ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ КОНТАКТНОГО ТРЕНИЯ В
ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ СТАЛЬНЫХ ПОЛОС
ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ
ШИРОКОПОЛОСНЫХ СТАНОВ**

Специальность 05.16.05 – Обработка металлов давлением

Автореферат
диссертации на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Череповец – 2016

Работа выполнена в ФГБОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

- Научный руководитель – **Гарбер Эдуард Александрович**
доктор технических наук,
заслуженный деятель науки и техники РФ,
профессор кафедры «Металлургии,
машиностроения и технологического
оборудования» ФГБОУ ВПО «Череповецкий
государственный университет»
- Официальные оппоненты – **Шаталов Роман Львович**
доктор технических наук, профессор
кафедры «Машины и технологии
обработки металлов давлением»
ФГБОУ ВПО «Московский государственный
машиностроительный университет МАМИ»
/Университет машиностроения/
- **Дёгтев Сергей Сергеевич**
кандидат технических наук,
главный специалист по динамной стали
дирекции по электротехническим сталям ПАО
"Новолипецкий металлургический комбинат"
- Ведущая организация – ФГБОУ ВПО «Московский государственный
технический университет
имени Н.Э. Баумана»

Защита диссертации состоится «23» марта 2016 г. в 14 часов на заседании диссертационного совета Д 002.060.02 при Федеральном государственном бюджетном учреждении науки Институте металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова Российской академии наук по адресу: г. Москва, Ленинский пр., 49.

С диссертацией можно ознакомиться в библиотеке и на сайте ИМЕТ РАН <http://www.imet.ac.ru>.

Отзывы на автореферат диссертации (в двух экземплярах, заверенных печатью, с указанием почтового адреса и контактного телефона) просьба отправлять по адресу: 119991, г. Москва, Ленинский проспект 49, Диссертационный совет Д 002.060.02. Копии отзывов в электронном виде направлять по e-mail: kalash.ds@mail.ru.

Автореферат разослан «___» _____ 2016 г.

Ученый секретарь диссертационного
совета доктор технических наук



Калашников И.Е.

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность темы. В последние годы повысились требования со стороны потребителей, в первую очередь – автомобилестроителей, к точности размеров и плоскостности холоднокатаных полос. Это потребовало повышения точности настройки станков, для чего необходимо минимизировать погрешности их энергосилового расчёта, которые, в свою очередь, зависят от использования достоверных моделей напряжений и коэффициента трения в очаге деформации. Характер изменения напряжений трения по длине очага деформации влияет не только на точность полос, но и на положение нейтрального сечения, от которого зависят качество поверхности готового проката и затраты энергии на пластическую деформацию металла.

Напряжения трения в очаге деформации при холодной прокатке принято определять с использованием коэффициента трения скольжения по закону Амонтона в зависимости от величины нормальных контактных напряжений.

Большинство известных публикаций отечественных и зарубежных учёных об исследованиях коэффициентов трения в очагах деформации станков холодной прокатки (А.П. Грудев, В.К. Белосевич, А.К. Чертавских, Е.С. Рокотян, R.B. Sims, D.F. Arthur, M. D. Stone и др.) относятся к 40^м-80^м годам 20 века. Авторы монографий и учебников по теории прокатки, опубликованных в первом десятилетии 21 века, (В.А. Николаев (2002г.), Г.С. Никитин (2009г.), Я.Д. Василёв и А.А. Минаев (2010г.)) не приводят каких-либо новых данных об исследованиях коэффициентов и напряжений трения, кроме ссылок на упомянутые выше публикации.

Выполненный нами анализ этих публикаций показал, что приводимые в них данные о значениях коэффициентов трения при холодной прокатке подчас противоречивы, а технологические и конструктивные параметры, при которых определялись эти коэффициенты, не соответствуют параметрам и условиям работы современных станков. Это вызвано двумя причинами. Во-первых, за последние 15-20 лет произошли существенные изменения в сортаменте, конструкции и технологии станков холодной прокатки, появились новые марки стали, изменились режимы прокатки, состав и способы подачи на валки смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ), технология подготовки поверхности валков. Во-вторых, в большинстве известных методов определения коэффициентов трения предусмотрены специальные эксперименты, выполняемые либо на лабораторных моделях, либо на действующих станах с использованием опытных образцов металла, т.е. не при рабочих режимах прокатки.

В то же время, согласно результатам исследований упомянутых выше учёных, величина коэффициента трения существенно зависит от таких технологических и энергосиловых параметров процесса прокатки, как обжатия, скорости, микрогеометрия поверхности полосы и валков, сила прокатки, смазывающие

свойства СОЖ. Следовательно, значения коэффициентов, полученные по эмпирическим зависимостям в 40° - 80° годах 20 века, не могут соответствовать реальным величинам коэффициентов контактного трения в очагах деформации современных широкополосных станов.

Опыт энергосиловых и технологических расчётов ряда действующих станов холодной прокатки, выполнявшихся в 2000-2012 г.г. учёными Череповецкого государственного университета, подтвердил этот вывод: при использовании величин коэффициентов трения, вычисленных по известным методикам, погрешности определения сил прокатки достигают 35-40%, мощности прокатки до 25-30%. Это обстоятельство затрудняет разработку эффективных режимов прокатки и оптимизацию конструктивных параметров станов.

Таким образом, научно-техническая задача разработки расчётной модели коэффициентов трения, пригодной для использования на современных широкополосных станах, приобрела большую актуальность.

Целью работы является повышение точности расчета энергосиловых и технологических параметров широкополосных станов холодной прокатки за счет использования в этих расчетах более достоверных значений коэффициента трения между полосой и валками в очаге деформации, для совершенствования технологических режимов этих станов.

Задачи работы.

Для достижения поставленной цели в работе решались следующие задачи:

1. Анализ известных методов определения параметров трения в очаге деформации.
2. Разработка новой методики определения значений коэффициентов трения в очагах деформации рабочих клеток широкополосных станов, не требующей изменения их технологических режимов.
3. Разработка новой, статистически достоверной модели коэффициента трения, основанной на реальных диапазонах технологических параметров современных станов.
4. Проверка достоверности и практической значимости разработанной модели.

Методы исследования: для решения поставленных в работе задач использовались теоретические основы трибологии, современные методы теории прокатки; методы статистической обработки информации; методы цифровой обработки информации; методы математического моделирования.

Объект исследования: напряжения трения в очаге деформации в рабочих клетях станов холодной прокатки.

Предмет исследования: методы определения, расчёта и моделирования напряжений трения в очагах деформации широкополосных станов холодной прокатки.

Научная новизна положения, выносимые на защиту.

1. Разработан новый метод определения коэффициента трения в очагах деформации станов холодной прокатки, отличающийся от известных тем, что по данным АСУТП формируется представительный массив взаимосвязанных технологических и энергосиловых параметров действующего стана по всему спектру сортамента без вмешательства в технологический процесс, рассчитываются для каждого марко-профилеразмера сортамента значения коэффициентов трения с использованием модели взаимосвязанных технологических и энергосиловых параметров, затем полученный массив значений коэффициентов трения обрабатывается методами регрессионного анализа.

2. Получена новая регрессионная математическая модель коэффициента трения в очаге деформации, пригодная для использования в энергосиловых и технологических расчётах современных станов холодной прокатки, основное отличие которой от известных моделей состоит в том, что в ней достоверно учитывается зависимость коэффициента трения от предела текучести прокатываемой полосы, изменяющегося в результате наклёпа.

3. Для условий холодной прокатки впервые установлено, что с ростом предела текучести полосы коэффициент трения существенно снижается, а с ростом частного обжатия он также несколько снижается, что объясняется уменьшением высоты микронеровностей полосы под воздействием увеличивающегося контактного давления.

4. Установлено, что с ростом скорости прокатки коэффициент трения растёт во всём диапазоне изменения скоростей, что существенно корректирует известные из прежних исследований представления о влиянии скорости прокатки на коэффициент трения.

Практическая ценность результатов работы.

Полученное новое статистически достоверное регрессионное уравнение для вычисления величины коэффициента трения, впервые учитывающее влияние предела текучести материала прокатываемой полосы, позволило снизить погрешность энергосиловых расчетов более, чем в 2 раза и тем самым дало возможность уменьшить расход электроэнергии на действующих станах и в перспективе - капитальные затраты при проектировании новых станов

Достоверность результатов работы.

Достоверность нового метода определения коэффициента трения и полученной регрессионной модели для его вычисления подтверждена путём выполнения требований, предъявляемых к критериям оценки достоверности регрессионных зависимостей, принятых в математической статистике. Достоверность значений коэффициентов трения, полученных с применением новой регрессионной зависимости, проверена на действующем стане холодной прокатки путём сопостав-

ления рассчитанных и фактических усилий прокатки и мощностей двигателей рабочих клетей на статистически значимом массиве данных.

Реализация результатов работы.

Новая регрессионная модель коэффициента трения была использована при оптимизации технологических режимов действующего стана холодной прокатки. Она позволила более точно определять экономию электроэнергии при проведении промышленных испытаний.

Апробация работы. Основные результаты работы докладывались на Международной научно-технической конференции «Современные металлические материалы и технологии» (Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, июнь 2009г.), на Международной конференции «Деформация и разрушение материалов и наноматериалов» (Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова, октябрь 2009г.).

Публикации. По материалам диссертации опубликовано 2 монографии и 7 статей, в том числе 5 статей в журналах, рекомендованных ВАК РФ. Работа вы-полнялась в Череповецком государственном университете в 2007-2014 гг.

Структура и объём диссертации.

Диссертация состоит из введения, пяти глав, заключения, списка литературы из 50 наименования и 1 приложения, содержит 115 страниц текста, 13 рисунков, 19 таблиц.

СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Во введении обоснована актуальность, сформулированы цели и задачи исследования, представлены положения, выносимые на защиту, их научная новизна и практическая ценность работы.

В первой главе изложен аналитический обзор известных методов определения коэффициентов трения в очаге деформации при холодной прокатке стальных полос, разработанных в 40^х-80^х годах 20 века. В большинстве методов коэффициент трения μ , усреднённый по площади контакта полосы с валками, определяют согласно закону Амонтона как коэффициент пропорциональности между нормальными p_x и касательными τ_x контактными напряжениями:

$$\tau_x = \mu \cdot p_x, \quad (1)$$

где $\tau_x = \tau_x(h_x)$ и $p_x = p_x(h_x)$ – величины, переменные по длине очага деформации.

Выполненный нами аналитический обзор показал, что приводимые данные о значениях коэффициентов трения при холодной прокатке подчас противоречивы, а технологические и конструктивные параметры, при которых определялись эти коэффициенты, не соответствуют параметрам и условиям работы современных станков.

Единственным методом экспериментального определения коэффициента трения, который можно использовать без нарушения отлаженного технологического режима, является метод давления, предложенный Е. С. Рокотяном. Его сущность состоит в измерениях сил прокатки на стане и подборе таких значений коэффициентов трения, которые дают минимальные расхождения между рассчитанными и измеренными силами. Однако метод давления был разработан в 50-х годах прошлого века и не учитывает последние изменения в технологии и оборудовании прокатного производства.

Анализ известных эмпирических формул для расчета коэффициента трения в очаге деформации станов холодной прокатки показал, что наиболее обоснованной из них является формула А.П. Грудева, модифицированная в работах череповецких учёных применительно к изменениям технологии и появлению в сортаменте марок сталей со сверхнизким содержанием углерода:

$$\mu_i = \frac{1 + (0,4 + 0,01\varepsilon_i)R_a}{1 + 0,25\sqrt{v_{50}} - 0,005v_{50}} \left[0,091 - \frac{0,13v_i^2}{2(1 + v_i) + 3v_i^2} \right] \quad (2)$$

μ_i - коэффициент трения в очаге деформации i -ой клетки многоклетьевого стана; ε_i - частное относительное обжатие в i -ой клетки, %; R_a - среднеарифметическая высота микронеровностей поверхности бочки рабочих валков, мкм; v_{50} - кинематическая вязкость смазки (или эмульсола, из которого приготовлена СОЖ) при 50°C, сСт ($\text{мм}^2/\text{с}$); v_i - скорость прокатки в i -ой клетки, м/с.

Достоинство формулы (2) состоит в том, что она физически обоснованно учитывает влияние на коэффициент трения ряда существенных факторов технологии холодной прокатки:

- шероховатости поверхности бочки, характеризуемой величиной R_a ;
- смазывающих свойств СОЖ, характеризуемых величиной v_{50} ;
- скорости прокатки v_i .

При отмеченных выше достоинствах формула (2) имеет существенный недостаток, снижающий достоверность найденных с ее помощью значений коэффициента трения и увеличивающих погрешности энергосилового расчета - она не учитывает *предел текучести прокатываемой полосы*, возрастающий в процессе холодной прокатки в 2-3 раза из-за наклепа.

Влияние предела текучести на коэффициент трения в очаге деформации при холодной прокатке не учитывают все остальные эмпирические модели, известные из литературы по листовой прокатке.

Между тем в классической науке о трении скольжения твердых тел, в частности, в молекулярно-механической теории И.В. Крагельского, установлено, что в тех случаях, когда хотя бы одно из двух трущихся тел находится в состоянии пластической деформации, величина его предела текучести влияет на значение коэф-

фициента трения: с ростом предела текучести коэффициент трения существенно уменьшается.

И.В. Крагельский объясняет это следующим образом: чем мягче пластически деформируемый материал, тем легче он внедряется в микронеровности тела, находящегося с ним в контакте, в большей степени «обволакивая» их. В результате фактическая площадь контакта взаимодействующих поверхностей увеличивается, вызывая рост сопротивления смещению их друг относительно друга. По мере упрочнения пластически деформируемого тела оно вызывает всё больший износ микронеровностей тела, находящегося с ним в контакте, их высота уменьшается, а радиус закругления увеличивается, что приводит к уменьшению коэффициента трения. Эти закономерности классической теории применительно к контакту полосы с рабочими валками никто не проверял и не учитывал.

Следовательно, первый и главный вывод из аналитического обзора известных моделей коэффициентов трения в очагах деформации станов холодной прокатки состоит в том, что при разработке новой модели необходимо обеспечить достоверный учёт влияния на коэффициент трения предела текучести прокатываемой полосы, возрастающего по мере обжатия результате наклёпа.

Второй вывод, сделанный из обзора, заключается в том, что необходимо использовать для создания новой модели технологические и энергосиловые параметры современных действующих станов холодной прокатки, исключив вмешательство исследователей в технологический процесс и в режимы работы оборудования.

Во второй главе изложен разработанный в диссертации новый метод определения значений коэффициента трения и создания моделей для его расчёта в функции всех значимых факторов технологического процесса, соответствующий сформулированным выше требованиям.

Основные новые положения разработанного метода:

1. Используя информацию АСУТП действующего стана, формируют без вмешательства в технологический процесс представительный массив взаимосвязанных технологических и энергосиловых параметров по всему спектру сортамента и технологических режимов.
2. Для каждого вида сортамента (отличающегося маркой стали, профилированием и режимом прокатки) рассчитывают по модели взаимосвязанных технологических и энергосиловых параметров коэффициент трения в очаге деформации каждой рабочей клетки, подставляя полученные в АСУТП значения силы прокатки, режима обжатий, натяжений и скоростей.
3. Полученный таким образом массив значений коэффициента трения (например, на 5-ти клетевом стане 1700 ОАО «Северсталь» в массив вошло 580 значений коэффициента трения – 116 режимов по 5 клетей) обрабатывают

методами регрессионного анализа, выявляя значимые факторы технологического процесса и исключая незначимые.

4. Завершающий этап метода – получение достоверной регрессионной модели коэффициента трения в очаге деформации в функции значимых факторов технологического процесса, пригодной для выполнения технологических и энергосиловых расчётов современных непрерывных станов холодной прокатки, аналогичных или близких по параметрам и сортаменту тому стану, на котором выполнялись сбор и обработка данных АСУТП.

Особенность описанного метода состоит в том, что для его эффективной реализации необходимо использовать наиболее достоверную модель взаимосвязанных технологических и энергосиловых параметров стана холодной прокатки.

В качестве таковой была выбрана разработанная в 2000-2012 г.г. череповецкой научной школой прокатчиков модель, основанная на учёте упруго-пластического напряжённо-деформированного состояния полосы в очаге деформации, обеспечивающая расчёт силы и мощности прокатки с минимальной погрешностью по сравнению с другими известными моделями.

В качестве сопротивления деформации в этой модели используется условный предел текучести полосы, определяемый по формуле А.В. Третьякова:

$$\sigma_{0,2i} = \sigma_{0,2исх} + A\varepsilon_{\Sigma i}^B, \quad (3)$$

где $\sigma_{0,2исх}$ – исходный предел текучести, $\varepsilon_{\Sigma i}$ – суммарное относительное обжатие в i клетях в %; A и B – справочные величины, с помощью которых находят условные пределы текучести на входе в клеть $\sigma_{0,2i-1}$, на выходе из нее $\sigma_{0,2i}$, их среднее значение $\sigma_{\phi i}$:

$$\sigma_{\phi i} = \sigma_{0,2исх} + \frac{A}{B+1} \frac{\varepsilon_{\Sigma i}^{B+1} - \varepsilon_{\Sigma i-1}^{B+1}}{\varepsilon_{\Sigma i} - \varepsilon_{\Sigma i-1}} \quad (4)$$

Второй этап изложенного метода – определение коэффициента трения для каждого вида сортамента и режима прокатки – можно представить в виде следующего алгоритма:

1. Определяют в первом приближении нормальное контактное давление в очаге деформации $p_{срi} = 1.15\sigma_{\phi i}$, абсолютное обжатие Δh , изменение толщины полосы на первом $\Delta h_{1упр}$ и втором $\Delta h_{2упр}$ упругих участках;
2. По фактическому технологическому режиму выполняют серию расчетов усилия прокатки, $P_{расчi}$, используя для этого упомянутую методику, основанную на упруго-пластической модели напряжённо-деформированного состояния полосы в очаге деформации. Основными этапами расчета являются:
 - подстановка очередного значения коэффициента трения, который варьируется от минимального (μ_{min}) до максимального (μ_{max}) значения с определенным шагом $\Delta\mu = (\mu_{max} - \mu_{min})/n$ (n выбирается экспериментатором) так, что-

бы рассчитанные усилия прокатки оказались как больше, так и меньше измеренного значения $P_{расчi}$, зафиксированного АСУ ТП;

- определение геометрических параметров зон упруго-пластического очага деформации:

- проверка условия $\frac{p_{срi}' - p_{срi}}{p_{срi}} < 5\%$, при этом, если условие не выполняется, то принимается следующее приближение $p_{срi}' = p_{срi}$ и цикл расчета параметров очага деформации выполняется снова; при выполнении условия производится расчет усилия прокатки $P_{расчi}$;

3. Определяют для каждого расчетного значения усилия прокатки погрешность его вычисления (расхождение между расчетным и фактическим усилиями) и фиксируют такое значение коэффициента трения ($\mu_{иск}$), при котором погрешность расчета $\Delta P_i = |P_{расч i} - P_{изм i}|$ минимальна.

Шероховатость рабочих валков R_a , входящая в число исходных данных для расчёта коэффициента трения, зависит не только от технологии подготовки поверхности бочки валков к установке в клеть (шлифовки, текстурирования), но и от износа поверхностного слоя бочки во время межперевалочной кампании.

Изменение шероховатости вследствие износа в функции времени определяли с помощью регрессионных зависимостей:

- для шлифованных валков:

$$R_a = R_{a_{исх}} - 0,1141 \cdot \tau + 0,0064 \cdot \tau^2 \quad (5)$$

- для текстурированных валков:

$$R_a = R_{a_{исх}} - 0,32 \cdot \tau + 0,018 \cdot \tau^2 \quad (6)$$

где $R_{a_{исх}}$ – исходное значение шероховатости (для шлифованных валков $R_{a_{исх}} = 0,6$ мкм, для текстурированных $R_{a_{исх}} = 2,8-4,4$ мкм), τ – время, прошедшее с момента установки рабочих валков в клеть, час.

В третьей главе представлена полученная статистически достоверная математическая модель, связывающая коэффициент трения в очаге деформации с основными технологическими параметрами процесса холодной прокатки на современных высокоскоростных станах и свойствами прокатываемой полосы.

Согласно разработанной методике, был сформирован массив зафиксированных коэффициентов трения, состоящий из 580 значений, относящихся к режимам холодной прокатки на 5-ти клетьевом стане «1700» 116-ти полос толщиной от 0,29 мм до 2,29 мм, шириной от 990 мм до 1565 мм из подката толщиной от 1,49 мм до 5,59 мм, изготовленных из сталей пяти марок (1пс, 08пс, 08Ю, SAE1006, 01ЮТ).

Основные технологические и энергосиловые параметры имели при прокатке полос следующие диапазоны значений: $\sigma_{0,2i} = 200-800$ МПа, $p_{срi} = 450-850$ МПа, $P_{измi} = 4,86-17,6$ МН, $R_{ai} = 0,15-4,4$ мкм, $\varepsilon_i = 2,5-34,7\%$, $v_i = 4-19$ м/с, заднее удельное натяжение полосы $\sigma_{i-1} = 25-190$ МПа, переднее удельное натяжение полосы $\sigma_i = 35-$

190МПа. Геометрическая характеристика очага деформации - параметр l_i/h_{cp} , где $h_{cp}=(h_0+h_1)/2$, имел значения в диапазоне от 3 до 17.

На первом этапе с помощью программного пакета «STATISTICA 7» выполнили статистический анализ сформированного массива значений коэффициентов трения с целью получения линейного регрессионного уравнения, выражающего зависимость этого коэффициента от указанных переменных параметров. В результате этой работы было получено следующее регрессионное уравнение:

$$\mu_i = 0,02444 + 0,004 \cdot \frac{l_i}{h_{cp,i}} - 0,00018 \cdot \sigma_{0i} + 0,00028 \cdot \sigma_{1i} + 0,0073 \cdot R_{ai} + 0,0006 \cdot v_i - 0,0003 \cdot \sigma_{0,2i} - 0,002 \cdot \varepsilon_i \quad (7)$$

Адекватность уравнения (7) сформированному массиву фактических данных исследовали с помощью программы «STATISTICA 7» путем проверки выполнения двух условий:

$$S_Y^2/S_{ост}^2 \geq 5...10, \quad (8)$$

$$R^2 \geq 0,75, \quad (9)$$

где S_Y^2 - статистическая оценка дисперсии рассеяния значений выходного параметра (коэффициента трения) относительно точных значений;

$S_{ост}^2$ - остаточная дисперсия, обусловленная влиянием на коэффициент трения неучтенных факторов и ошибками измерения всех параметров;

R^2 - критерий, который показывает, какая доля из общего рассеяния зафиксированных значений коэффициента трения относительно среднего значения обусловлена его регрессионной зависимостью (7) от влияющих факторов.

Величины $S_Y^2/S_{ост}^2$ и R^2 рассчитываются программой «STATISTICA 7» автоматически по формулам, известным из теории регрессионного анализа. Они оказались равными $S_Y^2/S_{ост}^2 = 372$, $R^2 = 0,69$, т.е. условие (9) для уравнения (7) оказалось не выполненным и уравнение поэтому признано статистически недостоверным.

Кроме оценки достоверности уравнения (7) в целом, было проведено ранжирование входящих в него факторов – определение показателей значимости каждого из них, выявление незначимых, чтобы, если таковые будут обнаружены, удалить их из регрессии. В качестве факторов рассматривались члены уравнения (7) l/h_{cp} , σ_{0i} , σ_{1i} , R_{ai} , v_i , $\sigma_{0,2i}$, ε_i , а в качестве показателя значимости использовали, согласно требованиям теории регрессионного анализа, t-критерий Стьюдента, равный

$$t_k = \frac{|a_k|}{S_{ak}},$$

где k – номер члена в уравнении регрессии (7);

a_k - коэффициент при k -ом члене;

S_{ak} – статистическая оценка среднеквадратического отклонения величины a_k от такого значения, которое могло быть получено, если бы для анализа использовалась полная (генеральная) выборка значений коэффициента трения.

Условие значимости k -го фактора в уравнении регрессии (7) имеет вид:

$$t_k \geq t_{табл}(\alpha, f), \quad (10)$$

где $t_{табл}(\alpha, f)$ – табличное значение t -критерия Стьюдента для уровня значимости α и числа степеней свободы f .

Под уровнем значимости в регрессионном анализе понимают вероятность ошибки; обычно считают приемлемой вероятностью ошибки 5%, поэтому мы приняли $\alpha=0,05$. Число степеней свободы определяют по формуле:

$$f=N-K-1,$$

где N – число членов в сформированном массиве данных ($N=580$);

K – число факторов, включенных в уравнение (7) ($K=5$).

Следовательно, табличное значение t -критерия Стьюдента для уравнения (7) должно быть взято при $\alpha=0,05$ и $f=571$. По таблице, входящей в программный пакет «STATISTICA 7», определили: $t_{табл}(0.05;571)=1,66$. Результаты расчета t -критериев Стьюдента для всех членов уравнения (7) приведены в табл.1.

Из таблицы можно сделать вывод о том, что условие (10) не выполняется для членов уравнения регрессии l/h_{cp} , σ_{0i} и σ_{1i} , следовательно, они не являются статистически значимыми.

Таблица 1.

Результаты расчета t -критериев Стьюдента для членов уравнения (7).

k	Член уравнения (7)	a_k	t_k
0	свободный	0,2444	22,86
1	l/h_{cp}	0,004	0,94
2	σ_{0i}	-0,00018	0,52
3	σ_{1i}	0,00028	0,64
4	R_{ai}	0,0073	7,92
5	v_i	0,0006	1,98
6	$\sigma_{0,2i}$	-0,0003	21,59
7	ε_i	-0,002	7,81

Для получения достоверного регрессионного уравнения в него включили парные эффекты влияния значимых факторов. Учитывая структуру формулы Крагельского, в которой коэффициент трения имеет зависимость от предела текучести материала в степени $1/2$, в регрессионное уравнение было решено включить в качестве влияющего фактора условный предел текучести в степени 0,5.

После проверки нескольких видов нелинейных зависимостей и отсеивания незначимых факторов был окончательно получен новый наиболее достоверный вид регрессионного уравнения:

$$\mu_i = f(v_{50}) \cdot (1,0631 + 0,2354 \cdot \frac{\sigma_{0,2i}}{\sigma_{0,2min}} - 0,9869 \cdot \left(\frac{\sigma_{0,2i}}{\sigma_{0,2min}} \right)^{0,5} - 0,00456 \cdot \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_{imin}} + 0,000229 \cdot \frac{R_{ai} \cdot v_i}{R_{amin} \cdot v_{min}}) \quad (11)$$

В уравнении (11) переменные параметры, влияющие на коэффициент трения, представлены в безразмерной форме, для чего в знаменатели всех членов введены их минимальные значения: $\sigma_{0,2min} = 200 \text{ МПа}$, $\varepsilon_{min} = 3\%$, $R_{amin} = 0,6 \text{ мкм}$, $v_{min} = 1 \text{ м/с}$.

Поскольку кинематическая вязкость СОЖ оставалась постоянной, она не могла войти в регрессию в виде переменного фактора. Её решено было учесть с помощью функции $f(v_{50})$, которая для СОЖ с вязкостью $v_{50} = 30 \text{ сСт}$ в уравнении (11) была принята равной единице. В случае появления на станах новых СОЖ значение $f(v_{50})$ потребует уточнения путем повторной обработки базы данных АСУ ТП вышеописанным методом.

Величины S_y^2/S_{ocm}^2 и R^2 рассчитанные программой «STATISTICA 7» оказались равными 841 и 0,91 соответственно, что с большим запасом перекрывает условия (8) и (9) и доказывает статистическую достоверность уравнения в целом.

Табличное значение t-критерия Стьюдента для уравнения (11) также было взято при $\alpha = 0,05$ и $f = 574$: $t_{табл}(0,05; 574) = 1,66$. Результаты расчета t-критериев Стьюдента для всех членов уравнения (11) приведены в табл.2.

Из таблицы можно сделать вывод о том, что условие (10) выполняется для всех членов уравнения регрессии (11), следовательно, все они являются значимыми.

Таблица 2.

Значения t-критериев Стьюдента для коэффициентов уравнения регрессии (11)

k	Член уравнения (11)	a_k	t_k
0	свободный	1,0631	23,29
1	$\sigma_{0,2 i} / \sigma_{0,2min}$	0,2354	14,20
2	$(\sigma_{0,2 i} / \sigma_{0,2min})^{0,5}$	-0,9869	17,85
3	$\varepsilon_i / \varepsilon_{min}$	-0,00456	8,32
4	$(R_{ai} \cdot v_i) / (R_{amin} \cdot v_{min})$	0,000229	8,46

Учитывая доказанную достоверность полученного нового регрессионного уравнения (11), мы использовали его для выяснения влияния каждого из значимых факторов технологии прокатки на величину коэффициента трения в очаге деформации. Для этого поочерёдно изменяли в реальном диапазоне каждый фак-

тор, сохраняя остальные неизменными, и определяли по уравнению зависимость коэффициента трения от этого фактора.

Из графика рис.2 видна существенная зависимость коэффициента трения от условного предела текучести прокатываемой полосы, подтверждающая теоретические положения И.В. Крагельского: при росте условного предела текучести от уровня 250-350 МПа, соответствующего его значениям в 1-й клетки, до уровня 700-800 МПа, соответствующего упрочненному состоянию полосы в последней клетки, коэффициент трения при шероховатости валков $R_a=0,6$ мкм уменьшается в 4-6 раз: от 0,15-0,17 до 0,025-0,04. Очевидно, этот фактор является главной причиной высоких значений коэффициента трения в первых клетях непрерывных станов. Как указывалось ранее, такая зависимость объясняется тем, что микронеровности на поверхности валка труднее внедряются в более твёрдый наклепанный металл, сопротивление взаимному перемещению валков и полосы снижается, что и вызывает падение коэффициента трения.

Увеличение шероховатости бочек рабочих валков естественно вызывает рост коэффициента трения (рис. 3), однако градиент этого роста существенно зависит от скорости прокатки. При скорости $v_i=5$ м/с, соответствующей скоростному режиму первых клетей, увеличение шероховатости в 5 раз (от 0,5 мкм до 2,5 мкм) приводит к росту коэффициента трения на 15-25%, а такое же увеличение шероховатости при скорости $v_i=15$ м/с (кривая 2 на рис.3), соответствующей скоростному режиму последних клетей, вызывает рост коэффициента трения почти в 2 раза. Причину такого влияния скорости легче объяснить, рассмотрев графики зависимостей от неё коэффициента трения.

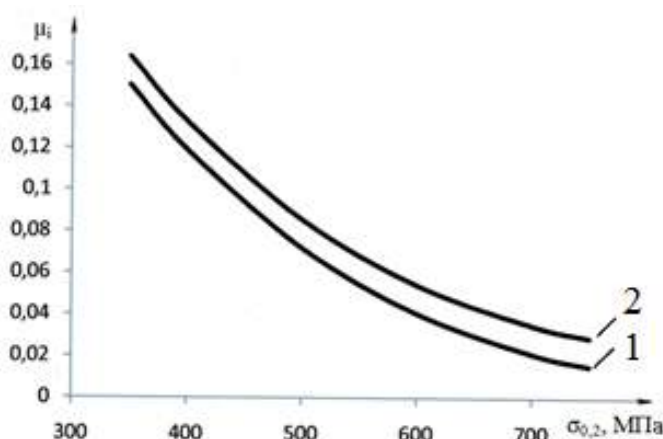


Рис.2. Зависимость коэффициента трения от условного предела текучести прокатываемой полосы, рассчитанная по формуле (11) (скорость прокатки $v_i=15$ м/с; шероховатость поверхности бочек валков $R_a=0,6$ мкм) при значениях частного обжатия $\varepsilon_i = 10\%$ (1); $\varepsilon_i = 25\%$ (2).

Графические зависимости коэффициента трения от скорости прокатки, рассчитанные по уравнению регрессии (11), показаны на рис. 4. Из графиков видно, что с ростом скорости прокатки коэффициент трения увеличивается, особенно это увеличение значительно при максимальной шероховатости валков. Следует отметить, что при изменении скорости прокатки на коэффициент трения влияют две противоположно действующие тенденции. С одной стороны, рост скорости прокатки способствует увеличению количества СОЖ, поступающей в очаг деформации, что уменьшает коэффициент трения. С другой стороны, повышение скорости прокатки разогревает СОЖ, снижая её кинематическую вязкость, что увеличивает коэффициент трения. Графики рис.4 свидетельствуют со статистической достоверностью о преобладании последней тенденции и существенно корректирует известные из прежних исследований данные о влиянии скорости холодной прокатки на коэффициент трения, в частности, графики М.Д. Стоуна, приводимые в работах А.В. Третьякова и широко используемые в энергосиловых расчётах процессов холодной прокатки.

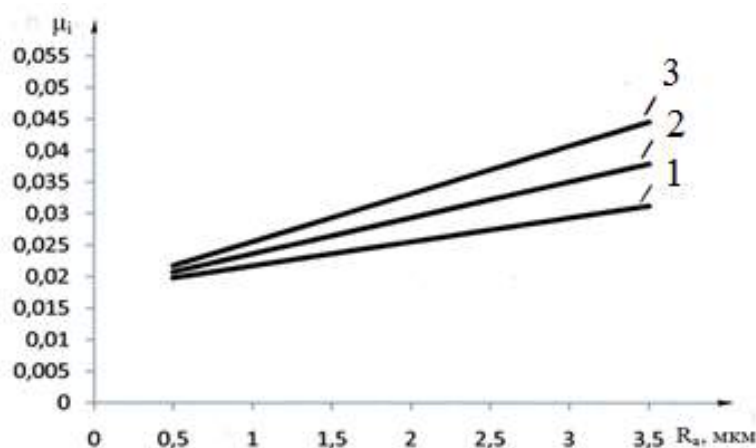


Рис.3. Расчетная зависимость коэффициента трения от шероховатости поверхности валков, рассчитанная по формуле (11) (частное обжатие $\varepsilon_i=25\%$; предел текучести прокатываемой полосы $\sigma_{0,2}=650 \text{ МПа}$) при скоростях прокатки v_i : 1 – 5 м/с; 2 – 15 м/с; 3 – 25 м/с.

Зависимость коэффициента трения от частного относительного обжатия показана на рис. 5. Из графиков видно, что с увеличением обжатия коэффициент трения несколько снижается, что объясняется уменьшением высоты микронеровностей полосы под воздействием увеличивающегося контактного давления.

Поскольку классические зависимости не базируются на представительных, статистически значимых массивах данных о параметрах промышленной прокатки и были получены в то время, когда эти параметры существенно отличались от параметров современных станков, **следует признать установленные нами зависимости коэффициента трения от значимых факторов технологии более досто-**

верными и заслуживающими внесения взамен устаревших в современную теорию энергосилового расчёта станов холодной прокатки.

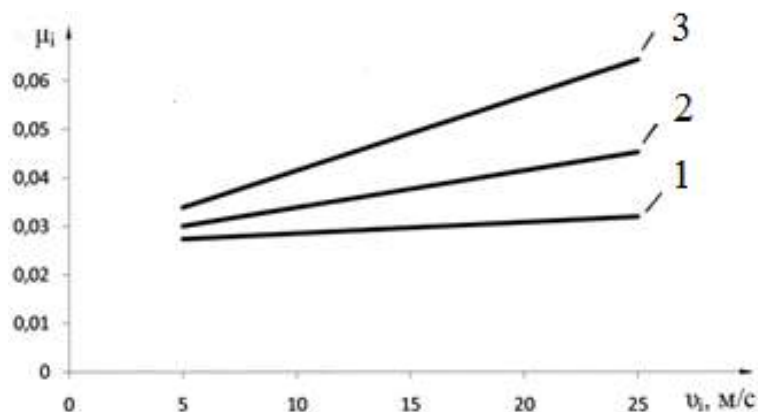


Рис.4. Зависимость коэффициента трения от скорости прокатки, рассчитанная по формуле (11) (частное обжатие $\varepsilon_i=25\%$; предел текучести прокатываемой полосы $\sigma_{0,2}=650$ МПа) при различной шероховатости поверхности валков R_a : 1 – 0,2 мкм; 2 – 0,6 мкм; 3 – 4,4 мкм.

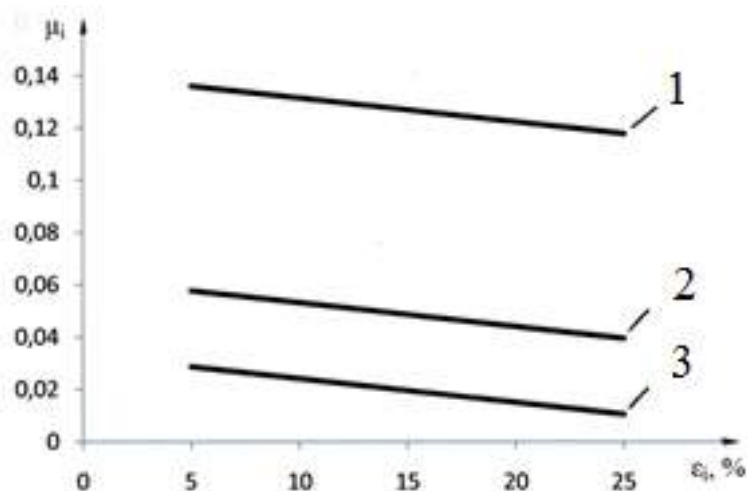


Рис.5. Зависимость коэффициента трения от частного обжатия в очаге деформации, рассчитанная по формуле (11) (скорость прокатки $v_i=10$ м/с; шероховатость поверхности валков $R_a=0,6$ мкм) при значениях условного предела текучести полосы: 1 – 400 МПа; 2 – 600 МПа; 3 – 800 МПа.

Учитывая установленную разнонаправленность влияния на коэффициент трения факторов технологии при прокатке полосы на непрерывном стане, мы проанализировали характер изменений коэффициента трения при движении полосы через рабочие клетки, приняв в качестве объекта исследования типичный современный 5ти клетевой стан 1700 бесконечной холодной прокатки ПАО «Север-

сталь». Коэффициент трения рассчитывали по новому регрессионному уравнению (11). График этого изменения показан на рис. 6 на примере прокатки полосы из стали 01ЮТ толщиной 0,9 мм, шириной 1510 мм из подката толщиной 3,28 мм.

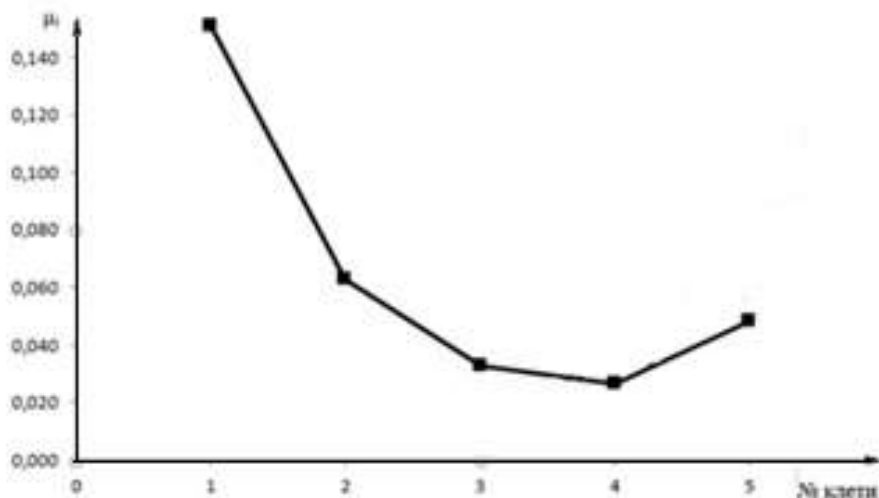


Рис. 6. Изменение коэффициентов трения по клетям непрерывного стана (прокатка полосы из стали 01ЮТ толщиной 0,9 мм, шириной 1510 мм из подката толщиной 3,28 мм).

Из графика видно, что в первых клетях происходит существенное снижение коэффициента трения, т.к. преобладающим фактором является рост предела текучести полосы, а в последних двух клетях коэффициент трения растёт, т.к. воздействие увеличивающейся в этих клетях скорости прокатки перекрывает влияние замедлившегося наклёпа полосы.

В четвертой главе приведены результаты проверки эффективности использования в энергосиловых расчетах стана холодной прокатки значений коэффициента трения, найденных с помощью уравнения (11). Проверка выполнялась следующим образом.

1. Для режимов прокатки на 5-ти клетьевом стане «1700», содержащихся в упомянутом выше массиве данных (с учетом количества рабочих клеток – 580 режимов) рассчитали значения коэффициентов трения по наиболее достоверной из ранее известных формул – модифицированной формуле А.П. Грудева (2) ($\mu_{(2)}$) и по регрессионному уравнению (11) ($\mu_{(11)}$).
2. Используя два альтернативных значения коэффициента трения $\mu_{(2)}$ и $\mu_{(11)}$ рассчитали для всех режимов прокатки два значения усилия прокатки в каждой (i-ой) клетки: $P_{i(2)}$ и $P_{i(11)}$, подставив в расчетные формулы альтернативные значения коэффициента трения $\mu_{(2)}$ и $\mu_{(11)}$.
3. Рассчитали для каждой клетки абсолютные и относительные погрешности расчета усилий $P_{i(2)}$ и $P_{i(11)}$ относительно измеренного значения.
4. Обобщив результаты расчета по всем режимам прокатки, определили максимальную, среднюю и минимальную погрешности расчета усилий с использо-

ванием двух альтернативных формул расчета коэффициента трения. Сопоставительные данные о погрешностях расчета представлены в табл.2.

Таблица 2.

Погрешности расчета усилий прокатки на 5-ти клетьевом стане «1700» с использованием значений коэффициента трения, вычисленных по формуле А.П. Грудева (2) и по регрессионному уравнению (11).

Погреш- ность рас- чета		Номер рабочей клетки										В сред- нем по стану	
		1		2		3		4		5			
		МН	%	МН	%	МН	%	МН	%	МН	%	МН	%
Сред- няя	(2)	1,95	22,0	1,32	13,9	0,91	11,1	1,44	11,8	1,49	17,0	1,42	15,5
	(11)	0,67	4,69	0,53	5,56	0,61	7,40	0,75	6,05	0,77	8,83	0,67	6,5
Мак- сим.	(2)	5,24	35,4	4,22	24,0	4,77	26,4	4,87	26,9	5,06	27,5	4,83	35,2
	(11)	1,65	15,7	1,86	16,0	1,39	16,9	1,53	17,4	1,71	17,1	1,63	16,8
Ми- ним.	(2)	0,32	2,2	0,03	0,11	0,11	1,1	0,06	2,5	0,02	0,4	0,11	1,1
	(11)	0,02	0,1	0,01	0,1	0,06	0,6	0,04	0,3	0,02	0,4	0,03	0,2

Из таблицы видно, что средние погрешности расчета усилия прокатки в рабочих клетях с использованием формулы (11) находятся в диапазоне 4,7-8,8%, а средняя по стану погрешность составляет 6,5%, что более чем в 2 раза меньше средней погрешности расчета усилий с использованием коэффициентов трения, рассчитанных по модифицированной формуле А.П. Грудева.

Чтобы оценить погрешности вычисления мощности главного привода с использованием альтернативных выражений коэффициента трения (2) и (11), была выбрана одна из наиболее достоверных методик расчета мощности, которая имеет следующие отличия от других методик: момент прокатки рассчитывается через мощность прокатки, т.е. без использования эмпирического коэффициента плеча силы прокатки ψ , точное значение которого неизвестно:

$$M_{\text{пр } i} = \frac{N_{\text{пр } i}}{\omega_p},$$

где $M_{\text{пр } i}$ – момент прокатки в i -ой клетки; $N_{\text{пр } i}$ – мощность прокатки в i -ой клетки, рассчитываемая через удельные работы прокатки на каждом участке очага де-формации; ω_p – угловая скорость рабочих валков.

Расчет мощности главных двигателей рабочих клеток пятиклетьевого стана «1700» холодной прокатки был выполнен для 30 реальных технологических режимов прокатки полос толщиной 0,3-2,2мм, шириной 1000-1465мм из стали марок 1пс, 08пс, SAE1006, 01ЮТ, 08Ю. В качестве исходных данных в расчет вводили фак-

тические параметры процесса (толщины полосы на входе и выходе; заднее и переднее удельные натяжения σ_{i-1} , σ_i , скорости полосы на выходе v_i , силу прокатки P_i , силу тока якоря главного привода $I_{двi}$ и др.), зафиксированные системой контроля, являющейся составной частью АСУ ТП стана.

Расчет выполняли в двух вариантах, отличающихся только формулой коэффициента трения. В первом варианте рассчитывали мощность главного двигателя с использованием формулы (2), во втором варианте – с использованием формулы (11).

Для оценки погрешности расчетов определяли фактическую мощность двигателей, подводимую из сети, по формуле:

$$N_{\phi i} = n \cdot I_{двi} \cdot U_{дв},$$

где $U_{дв}$ – напряжение на зажимах двигателя; n – коэффициент, учитывающий количество якорей в двигателе (для исследуемого стана $n=2$).

Результаты расчёта представлены в табл. 3. Как можно увидеть, при расчете мощности с использованием модифицированной формулы А.П. Грудева (2) диапазон погрешностей составил 4,4-28,5%, а среднее значение 13,6%. При использовании новой формулы коэффициента трения (11) диапазон погрешностей составил 0,8-14,7%, а среднее значение 7,4%.

Таблица 3.

Погрешности расчета мощности главного привода с использованием формулы Грудева (2) и новой регрессионной формулы (11).

Погрешность расчета	Минимальная		Максимальная		Средняя	
	%	МВт	%	МВт	%	МВт
С использ. (2)	4,4	0,11	28,5	2	13,6	0,44
С использ. (11)	1,1	0,06	14,2	1,1	7,8	0,72

Таким образом, расчет коэффициента трения по новой формуле (11), учитывающей влияние наклепа металла, снизил среднюю погрешность расчета мощности главного привода рабочих клеток стана холодной прокатки в 1,7 раза, а разброс погрешностей - в 2 раза.

В пятой главе приведены результаты применения новой регрессионной модели коэффициента трения для совершенствования режимов холодной прокатки.

Эффективность новой модели коэффициента трения проверили на пятиклетевом стане «1700» ОАО «Северсталь» при холодной прокатке полос, относящихся к одному из характерных видов сортамента: сталь CHES 30, ширина 1250мм, толщина на выходе из стана 0,48мм, толщина горячекатаного подката 2,1мм.

Корректировку режимов прокатки проводили с целью снижения энергопотребления, используя оптимизационную методику, разработанную учеными Череповецкого государственного университета. Методика основана на том теоретическом положении, что, изменяя положение нейтрального сечения в очаге деформации, можно влиять на количество энергии, необходимой для пластической деформации полосы.

Параметры рабочего и оптимизированного режимов холодной прокатки показаны в табл.4.

Таблица 4.

Параметры рабочего и оптимизированного режимов холодной прокатки на стане «1700» полос из стали CHES 30 шириной 1250мм, толщиной 0,48мм.

№ клетей i	Толщина после клетей h_i , мм		Частное обжатие ε_i , %		Удельное натя- жение за клетью, σ_i , МПа		$\sigma_i/\sigma_{0,2i}$	
	рабо- чий	оптими- зир.	рабо- чий	оптими- зир.	рабо- чий	оптими- зир.	рабо- чий	опти- мизир.
1	1,47	1,323	30	37	145	135	0,23	0,4
2	1,029	0,979	30	26	160	150	0,22	0,4
3	0,72	0,724	30	26	150	190	0,20	0,25
4	0,504	0,5	30	31	165	200	0,21	0,25
5	0,048	0,48	5	4	37	37	0,05	0,05

Сопоставление энергозатрат при прокатке по рабочему и оптимизированному режимам выполнили по следующей методике.

1. Для рабочего и оптимизированного режимов прокатки рассчитали значения коэффициентов трения в очагах деформации всех клеток пятиклетьевого стана «1700» по двум альтернативным формулам:
 $\mu_i^{(2)}$ - по модифицированной формуле А.П. Грудева (2);
 $\mu_i^{(11)}$ - по новому регрессионному уравнению (11).
2. Используя эти альтернативные значения коэффициентов трения, рассчитали по модели энергосиловых параметров мощности главного привода (по клетям и суммарную) и показатели положения нейтральных сечений X_i при прокатке по рабочему и оптимизированному режимам.
3. Рассчитали экономию энергии от оптимизации режима прокатки путем сравнения суммарных расчетных мощностей главного привода в рабочем и оптимизированном режимах. Этот расчет сделали в двух вариантах: с использованием в каждой клетке альтернативных значений коэффициента трения $\mu_i^{(2)}$ и $\mu_i^{(11)}$.

4. Поскольку этапы 2 и 3 излагаемой методики относятся к режиму прокатки полос на постоянной рабочей скорости, а фактически часть цикла прокатки проходит на пониженных скоростях, с разгонами, замедлениями и паузами, экономию, рассчитанную в п.3, скорректировали, введя коэффициент $K_{\text{попр}}=0,7$, установленный из практического опыта.
5. Рассчитанные по п.п. 3;4 значения экономии энергии сопоставили с фактической экономией, измеренной при прокатке двух опытных партий полос указанного выше сортамента.

Рулоны каждой опытной партии были разделены на 2 группы: рулоны первой группы прокатали по рабочему режиму, рулоны второй группы – по оптимизированному. Всего было прокатано 15 рулонов: 6 по рабочему режиму, 9 – по оптимизированному.

Из представленных в табл. 5 данных о фактических удельных расходах энергии видно, что при использовании новой формулы коэффициента трения расхождение расчетной и фактической экономии энергии, составляют менее 4,5%, а при использовании формулы Грудева – более 60%, т.е. в 13 раз больше!

Таблица 5.

Сопоставление расчётной и фактической экономии энергии при оптимизации режима прокатки.

	Рабочий режим	Оптимизированный режим	Экономия энергии, %	Расхождение расчётной и фактической экономии, %
Суммарная мощность двигателей (расчет по (2)), кВт	12555	12070	2,66	Более 60
Суммарная мощность двигателей (расчет по (11)), кВт	12767	12466	1,65	4,5
Фактический удельный расход энергии, кВт·ч/т	59,50	58,58	1,55	

Таким образом, доказано, что при разработке усовершенствованных режимов холодной прокатки на непрерывных станах использование в энергосиловых расчётах новой регрессионной модели коэффициента трения многократно повышает достоверность и надежность результатов этих работ.

ОСНОВНЫЕ ВЫВОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ РАБОТЫ

Результаты проведенной работы заключаются в следующем:

1. Обоснована актуальность создания новой методики экспериментального определения коэффициента трения в очаге деформации при холодной прокатке стальных полос на современных станах с целью создания математической модели коэффициента трения, позволяющей определять его с минимальной погрешностью.
2. Выполнен литературно-аналитический обзор методов и известных эмпирических формул определения коэффициента трения в очаге деформации при холодной прокатке для расчета этого коэффициента. Установлено, что большинство из них были получены в условиях, существенно отличающихся от условий работы современных станов по скоростям, усилиям, сортаменту прокатываемых полос, применяемым смазочно-охлаждающим жидкостям и состоянию микрогеометрии поверхности валков. Кроме того, ни одна из известных формул не учитывает фактор, оказывающий большое влияние на величину коэффициента трения - предел текучести прокатываемой полосы, возрастающий в процессе прокатки в два-три раза из-за наклепа.
3. Разработан новый метод определения коэффициента трения в очагах деформации станов холодной прокатки, отличающийся от известных тем, что по данным АСУТП формируется представительный массив взаимосвязанных технологических и энергосиловых параметров действующего стана по всему спектру сортамента без вмешательства в технологический процесс, рассчитываются для каждого марко-профилеразмера сортамента значения коэффициентов трения с использованием модели взаимосвязанных технологических и энергосиловых параметров и обрабатывается полученный массив значений коэффициентов трения методами регрессионного анализа.
4. Получена новая регрессионная математическая модель коэффициента трения в очаге деформации, пригодная для использования в энергосиловых и технологических расчётах современных станов холодной прокатки, основное отличие которой от известных моделей состоит в том, что в ней достоверно учитывается зависимость коэффициента трения от предела текучести прокатываемой полосы, изменяющегося в результате наклепа.
5. Установлено, что с ростом предела текучести полосы коэффициент трения существенно снижается, а с ростом частного обжатия он также несколько снижается из-за влияния увеличивающегося предела текучести полосы.
6. Установлено, что с ростом скорости прокатки коэффициент трения также растёт во всём диапазоне изменения скоростей, что существенно корректи-

рует известные из прежних исследований представления о влиянии скорости прокатки на коэффициент трения.

7. Достоверность разработанной методики определения коэффициента трения подтверждена сопоставлением расчетных и измеренных энергосиловых параметров процесса холодной прокатки на статистически значимом массиве. Определение коэффициентов трения по новым регрессионным уравнениям, вместо известных эмпирических формул, снизило среднюю погрешность расчёта усилий прокатки и мощности главного привода в 1,7-2,0 раза.
8. Новое регрессионное уравнение было использовано при оптимизации технологических режимов действующего пятиклетевого стана «1700» по критерию «минимум энергозатрат». При расчете оптимизированного режима с применением нового уравнения расхождение расчетной и фактической экономии энергии оказалось менее 5%, а при расчете с применением наиболее распространенной формулы А.П. Грудева – более 60%, т.е. в 13 раз больше. Таким образом, доказано, что при разработке усовершенствованных режимов холодной прокатки на непрерывных станах использование в энергосиловых расчётах новой регрессионной модели коэффициента трения многократно повышает достоверность и надежность результатов этих работ.

Основное содержание диссертации опубликовано в работах:

1. *Гарбер Э.А.* Зависимость напряжений трения в очаге деформации при холодной прокатке от технологических факторов и предела текучести полосы / Э.А. Гарбер, И.В. Ягудин, В.В. Ермилов, А.А. Гончарский // Производство проката. - 2009. - №7. - С. 18-24.
2. *Гарбер Э.А.* Влияние параметров технологии холодной прокатки и предела текучести материала полосы на напряжения трения в очаге деформации / Э. А. Гарбер, И.В. Ягудин, В.В. Ермилов, А.И. Трайно // Металлы. - 2009. - №5. - С. 37-44.
3. *Гарбер Э.А.* Уточнение зависимости коэффициента трения при холодной прокатке от факторов технологического процесса методами регрессионного анализа / Э.А. Гарбер, И.В. Ягудин, В.В. Ермилов // Вестник ЧГУ. - 2009. - №3. - С. 118-124.
4. *Гарбер Э.А., Ягудин И. В., Ермилов В.В.* Статистическая модель коэффициента трения в очаге деформации при холодной прокатке листа в зависимости от технологических факторов и предела текучести полосы // Современные металлические материалы и технологии (СММТ'2009): Тр. Междунар. науч.-техн. конф. – СПб.: Политех. Ун-т, 2009. – С. 360-367.

5. *Гарбер Э.А., Ягудин И. В.*, Разработка модели коэффициента трения в очаге деформации при холодной прокатке тонких стальных полос методом регрессионного анализа // Деформация и разрушение материалов и наноматериалов: Тр. Междунар. Конф. – М.: ИМЕТ РАН, 2009. – С.307.
6. *Ермилов В.В., Гарбер Э.А., Ягудин И.В.* Производство проката. Том II. Книга 1. Исследование и моделирование процессов трения в рабочих клетях станов холодной прокатки. – М.: «Теплотехник», 2010. – 176с.
7. *Ермилов В.В., Гарбер Э.А., Ягудин И.В.* Закономерности процессов трения в рабочих клетях станов холодной прокатки: Моногр. – Череповец: ЧГУ, 2011. – 178с.
8. *Гарбер Э.А.* Расчёт мощности главного привода станов холодной прокатки с учётом влияния наклёпа металла на напряжения трения в очаге деформации / Э.А. Гарбер, И.В. Ягудин, В.В. Ермилов // Производство проката.- 2011. - №9. - С. 13-17.
9. *Гарбер Э.А.* Уточнение зависимостей напряжений контактного трения в очаге деформации при холодной прокатке от факторов технологического процесса / Э. А. Гарбер, И.В. Ягудин, А.И. Трайно // Металлы. - 2013. - №4. - С. 44-48.