

ТАРАСОВ Павел Александрович

**ИССЛЕДОВАНИЕ И МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ
ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ ТОНКИХ ПОЛОС
ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ ШИРОКОПОЛОСНЫХ
СТАНОВ**

Специальность 05.16.05 – Обработка металлов давлением

Автореферат
диссертации на соискание ученой степени
кандидата технических наук



Москва – 2009

Работа выполнена в ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет».

- Научный руководитель – доктор технических наук, профессор,
заслуженный деятель науки и техники РФ
Гарбер Эдуард Александрович
- Официальные оппоненты – доктор технических наук, профессор
Брынза Вячеслав Владимирович
– кандидат технических наук
Русаков Андрей Дмитриевич
- Ведущая организация – АКХ НПО «ВНИИМЕТМАШ»

Защита диссертации состоится 18 ноября 2009 г. в 16 часов на заседании диссертационного совета Д 002.060.02 при Учреждении Российской академии наук Институте металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, по адресу: 117334, г. Москва, Ленинский пр., 49.

С диссертацией можно ознакомиться в библиотеке Учреждения Российской академии наук Института металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН.

Автореферат разослан « » 2009 г.

Ученый секретарь
диссертационного совета
д.т.н., профессор

Шелест А.Е.



ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность работы

Сортамент широкополосных станов горячей прокатки (ШПСГП) претерпел в последние десятилетия существенные изменения: минимальная толщина горячекатаных стальных полос снизилась с 1,8-2,0 мм до 0,8-1,2 мм. Полосы такой толщины ранее производили только на станах холодной прокатки, однако ряд предприятий машиностроения и строительной индустрии предпочитает использовать более дешевые горячекатаные полосы, если их механические характеристики и качество поверхности соответствуют предъявляемым требованиям.

Освоение производства горячекатаных полос толщиной 0,8-1,2 мм, не соответствующей паспортным характеристикам ШПСГП, привело к изменениям структуры очагов деформации и условий трения между полосой и валками, в частности, суммарные обжатия в чистовых группах клетей увеличились до 97 %, частные обжатий – до 63 %, и, как следствие, увеличилась протяженность упругих участков очагов деформации и повысились контактные напряжения между полосой и валками до опасного уровня – 800-1100 МПа, соответствующего уровню напряжений при холодной прокатке.

Описанные изменения структуры очагов деформации привели к ряду проблем в технологическом процессе ШПСГП:

- росту затрат энергии на процесс прокатки полос с увеличенными суммарными и частными обжатиями, что повлекло возможные перегрузки работы двигателей главного привода рабочих клетей;
- снижению стойкости рабочих валков в последних клетях широкополосных станов, связанному с повышением уровня контактных напряжений;
- увеличению продольной разнотолщинности и разноширинности, вызванному нестабильностью технологических параметров по длине полос (температуры, толщины и ширины подката), колебания которых с ростом суммарного обжатия имеют тенденцию к возрастанию;
- колебаниям в рабочих клетях усилий прокатки, которые на станах данного типа составляют 3-8 % от их средних значений, а это, в свою очередь, вызывает дополнительные колебания межвалкового зазора из-за упругих деформаций элементов рабочей клетки, что способствует росту продольной разнотолщинности и разноширинности полос.

Эффективное решение этих проблем возможно на основе новой методики энергосилового расчета непрерывных широкополосных станов горячей прокатки, так как в известных методиках не учитываются особенности напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации и отсутствует математический аппарат для определения потерь энергии на трение качения, возникающих в контакте приводных рабочих и холостых опорных валков. Между тем, как показали последние исследования [1, 2], 85-99 % протяженности очага деформации рабочей клетки стана горячей прокатки занимает зона прилипания, а длина упругих участков достигает в последних клетях НШПС 10-17 %. Кроме того, результаты исследований, изложенных в работах [3, 4], показали, что в клетях «кварто», составляющих основу НШПС, затраты мощности на трение качения составляют 30-50 % от суммарной мощности главного привода.

Отсутствие учета указанных факторов в известных методиках приводит в условиях изменившегося сортамента к погрешностям энергосилового расчета НШПС, выполняемого по этим методикам, достигающим 20-30 % и более.

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

Задачи работы.

Задачами диссертационной работы являлись:

- разработка и обоснование упругопластической модели очага деформации при горячей прокатке, учитывающей напряженное состояние металла в зоне прилипания;
- разработка усовершенствованной методики энергосилового расчета процесса горячей прокатки на широкополосном стане, основанной на упругопластической модели очага деформации, включающей определение сопротивления металла деформации, нормальных и касательных контактных напряжений, усилий и мощности прокатки;
- разработка методики расчета момента и мощности двигателей главного привода стана горячей прокатки, учитывающей затраты энергии на трение качения;
- промышленная апробация на действующем стане разработанной методики энергосилового расчета с целью оценки ее точности и достоверности;
- исследование влияния основных факторов процесса горячей прокатки на структурные и энергосиловые параметры очага деформации;
- исследование влияния режима обжатий в чистовой группе ШПСГП на контактные напряжения, мощность двигателей главной линии привода и точность размеров горячекатаных полос;

- разработка и промышленная апробация способа горячей прокатки в чистовой группе ШПСГП, обеспечивающего снижение расхода рабочих валков и экономию энергии.

Все исследования и разработки по теме диссертации проводились по трем основным направлениям.

1. Теоретические исследования:

- разработка усовершенствованной методики энергосилового расчета процесса горячей прокатки на широкополосном стане на основе упругопластической модели очага деформации, включающей зону прилипания;
- получение нового регрессионного уравнения для определения коэффициента плеча трения качения между рабочим и опорным валками в рабочих клетях станов горячей прокатки;
- исследование с использованием ЭВМ влияния основных параметров стана и процесса горячей прокатки на структурные и энергосиловые параметры очагов деформации;
- исследование влияния режима обжатий в чистовой группе ШПСГП на точность размеров горячекатаных полос.

2. Работы по совершенствованию технологических процессов и оборудования:

- разработка нового способа горячей прокатки в непрерывной чистовой группе клетей, обеспечивающего снижение расхода рабочих валков и экономию энергии.

3. Экспериментальные исследования:

- проведение промышленных экспериментов на действующем непрерывном широкополосном стане горячей прокатки с целью получения данных о фактических режимах прокатки;
- оценка достоверности разработанной методики на основе статистической обработки данных о расхождении между измеренными и расчетными значениями усилий прокатки и мощностей двигателей главного привода рабочих клетей;
- проверка на действующем 6-клетевом стане «1700» эффективности способа горячей прокатки, обеспечивающего снижение расхода рабочих валков и экономию энергии.

Научная новизна результатов работы заключается в следующем.

1. Разработана новая методика расчета энергосиловых параметров процесса горячей прокатки, включающая определение сопротивления металла деформации, контактных напряжений, усилий и мощности прокатки, основанная на упругопластической модели очага деформации, пластический участок которого целиком представляет зону прилипания.

2. Установлен достоверный закон изменения касательных напряжений в зоне прилипания очага деформации, характеризуемый тем, что эти напряжения не зависят от коэффициента трения, а зависят от сопротивления пластической деформации металла.

3. Получено новое статистически достоверное регрессионное уравнение, выражающее зависимость коэффициента плеча трения качения между рабочим и опорным валками в рабочих клетях станов горячей прокатки от максимального нормального напряжения в межвалковом контакте, параметров прокатки (обжатие, натяжение, механические свойства полосы), и относительной угловой скорости вращения рабочего и опорного валков.

Практическая ценность.

Предложены и успешно испытаны на 6-ти клетевом стане 1700 ОАО «ЧерМК «Северсталь» усовершенствованные режимы горячей прокатки, обеспечивающие снижение уровня контактных напряжений в последних, наиболее нагруженных клетях на 7-26%, расхода энергии при прокатке на 2,8-7,6% и повышение точности размеров горячекатаных полос по разнотолщинности и разноширинности в 1,7-2,04 раза.

Апробация работы

Основные результаты работы докладывались и обсуждались на IV международной научно-технической конференции «Автоматизация и энергосбережение машиностроительного и металлургического производств, технология и надежность машин, приборов и оборудования» (г. Вологда) в ноябре 2008 г.; на международной научно-технической конференции «Инновационные процессы в экономике региона» (г. Вологда) в январе 2009 г.; на международной конференции «Теория и практика производства проката» (г. Москва) в феврале 2009 г.

Публикации

По материалам диссертации опубликовано 8 статей, подготовлена 1 заявка на патент Российской Федерации.

Структура и объем работы. Диссертация состоит из введения, 5 глав, заключения, списка литературы из 62 наименований. Объем диссертации составляет 103 страницы машинописного текста, 18 рисунков, 20 таблиц и приложения.

ОСНОВНОЕ СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

1. Анализ известных методов моделирования энергосиловых и технологических параметров широкополосных станов

Проанализированы наиболее известные математические модели процесса горячей прокатки, опубликованные за последние 50 лет. (А.И. Целикова, А.В.Третьякова, А.П. Грудева, М.Я. Бровмана, Л.В. Андреюка и др.)

Установлено, что все модели процесса горячей прокатки разработаны без учета напряженно-деформированного состояния полосы на упругих участках очага деформации и в зоне прилипания, возникающей в той части его длины, где касательные контактные напряжения достигают максимально возможной величины – сопротивления материала чистому сдвигу. Кроме этого, при расчете мощности прокатки известные методики не учитывают влияние на работу прокатки касательных напряжений, меняющих направление по длине очага деформации, и пренебрегают отклонениями нормальных контактных напряжений от направления, перпендикулярного оси прокатки.

Исходя из анализа известных методик расчета энергосиловых и технологических параметров процесса горячей прокатки, сформулирована основная задача работы: разработка новой методики энергосилового расчета, устраняющей указанные выше недостатки этих методик.

2. Разработка новой методики расчета энергосиловых параметров процесса горячей прокатки

Обоснование модели очага деформации

Одна из существенных особенностей напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации при горячей прокатке состоит в том, что большая часть его протяженности представляет собой зону прилипания, которая характеризуется отсутствием относительного скольжения контактных поверхностей полосы и валков [1-7]:

$$v_{\text{хпов}} = v_{\text{в}},$$

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

$v_{\text{в}}$ – окружная скорость бочки валка.

Другая существенная особенность очагов деформации широкополосных станов горячей прокатки, относящаяся преимущественно к последним клетям чистовых групп – значительная протяженность упругих участков этих очагов, особенно второго упругого участка, где происходит восстановление части толщины полосы. В первых клетях чистовых групп доля длины этих участков от общей длины очага деформации составляет 1-2 %, а в последних клетях она увеличивается до 15-17 %.

Следовательно, достоверные результаты моделирования напряженно-деформированного состояния тонких полос при горячей прокатке на широкополосных станах могут быть получены лишь на основе упругопластической модели очага деформации, согласно которой, очаг состоит из трех участков (рис. 1):

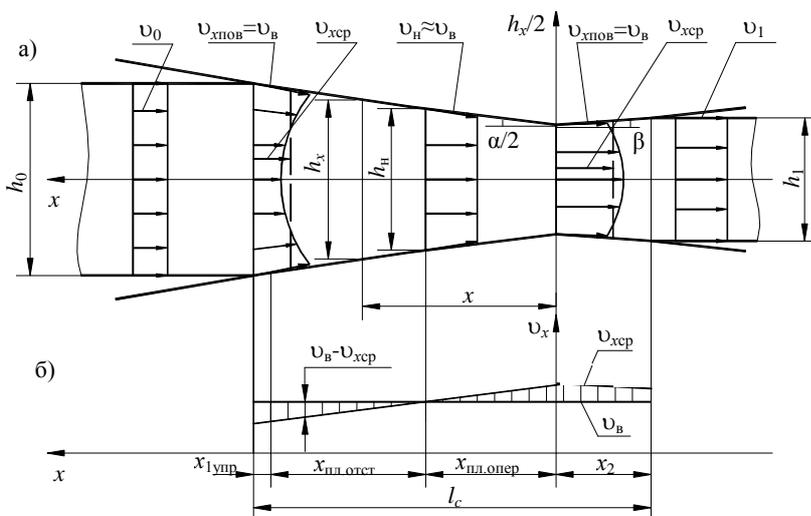


Рис. 1. Схема очага деформации рабочей клетки широкополосного стана горячей прокатки и график изменения скоростей полосы

1) упругого сжатия полосы длиной $x_{1\text{упр}}$;
 2) пластической деформации длиной $x_{\text{пл}}$, представляющего целиком зону прилипания.
 Несмотря на то, что на пластическом участке из-за явления прилипания скорость поверхностного слоя полосы постоянна, относительно средней по толщине скорости полосы $v_{\text{хсп}}$ выполняются условия:

$$\begin{aligned} \text{при } h_x > h_n & \quad v_{\text{хсп}} < v_B; \\ \text{при } h_x < h_n & \quad v_{\text{хсп}} > v_B, \end{aligned}$$

где h_n – толщина полосы в нейтральном сечении.

Поэтому по отношению к средней скорости по толщине полосы пластический участок состоит из двух зон – отставания длиной $x_{\text{пл.отст}}$ и опережения длиной $x_{\text{пл.опер}}$.

3) упругого восстановления части толщины полосы на выходе из очага деформации длиной x_2 .

Протяженность первого упругого и пластических участков очага деформации определяется по формулам табл. 1.

Таблица 1

Структурные параметры очагов деформации

Наименование	Обозначение, размерность	Формула
Сумма длин первого упругого и пластического участков	$x_{1\text{упр}} + x_{\text{пл}}$, мм	$\sqrt{\frac{D_p}{2} \Delta h_i + x_2^2}$
Длина очага деформации	l_{ci} , мм	$x_{1\text{упр}} + x_{\text{пл}} + x_2$
Длина первого упругого участка	$x_{1\text{упр}}$, мм	$\frac{\Delta h_{1\text{упр}} (x_{1\text{упр}} + x_{\text{пл}})}{\Delta h_i + \Delta h_{2\text{упр}}}$
Длина пластического участка	$x_{\text{пл}}$, мм	$\sqrt{\frac{D_p}{2} \Delta h_i + x_2^2} - x_{1\text{упр}}$
Длина зоны опережения пластического участка	$x_{\text{пл.опер}}$, мм	$\frac{(h_{n1} - h_i + \Delta h_{2\text{упр}})}{2 \operatorname{tg}(\alpha/2)}$
Длина зоны отставания пластического участка	$x_{\text{пл.отст}}$, мм	$x_{\text{пл}} - x_{\text{пл.опер}}$
Тангенсы углов $\alpha/2$ и β	$\operatorname{tg}(\alpha/2)$	$\frac{\Delta h_i + \Delta h_{2\text{упр}}}{2(x_{1\text{упр}} + x_{\text{пл}})}$
	$\operatorname{tg}\beta$	$\frac{\Delta h_{2\text{упр}}}{2x_2}$

Примечание. D_p – диаметр бочки рабочего вала; Δh_i – абсолютное обжатие в i -й клетки; $\Delta h_{1\text{упр}}$, $\Delta h_{2\text{упр}}$ – максимальные величины абсолютных упругих деформаций полосы по толщине на участках с длинами $x_{1\text{упр}}$ и x_2 .

Протяженность второго упругого участка определяется по формуле Герца:

$$x_2 = 8 p_{\text{ср}} R \left(\frac{1 - \nu_B^2}{\pi E_B} - \frac{1 - \nu_{\Pi}^2}{\pi E_{\Pi}} \right),$$

где $p_{\text{ср.с}}$ – среднее значение нормальных контактных напряжений;

R – радиус бочки рабочего вала;

ν_B , ν_{Π} – коэффициент Пуассона материала валков и полосы;

E_B , E_{Π} – модуль упругости материала валков и полосы.

Предложенная модель касательных напряжений в очаге деформации

Характерная особенность условий трения в зоне прилипания состоит в том, что в ней нормальные и касательные контактные напряжения практически не зависят от коэффициента трения скольжения, а зависят от сопротивления чистому сдвигу материала полосы и разности между скоростью полосы $v_{хсп}$ (средней в каждом поперечном сечении) и окружной скоростью бочки валков v_b .

С учетом особенностей напряженно-деформированного состояния полосы, в разработанной методике расчета контактных напряжений предложена следующая модель напряжений трения (см. рис. 2):

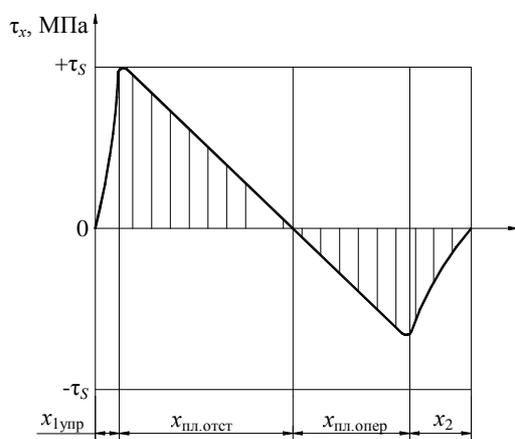


Рис. 2. График изменения касательных контактных напряжений в очаге деформации

а) на упругих участках очага деформации длиной $x_{1упр}$ и x_2 действует закон трения скольжения:

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

μ – коэффициент трения;

б) на пластическом участке, представляющем собой зону прилипания, касательные напряжения изменяются линейно от максимального значения $\tau_{xmax} = \tau_s$ до минимального значения $\tau_x \geq -\tau_s$, проходя через значение $\tau_x = 0$ в нейтральном сечении, в соответствии с выражением:

$$\tau_x = \tau_s \left(\frac{h_x - h_n}{h_{1упр} - h_n} \right), \quad (2)$$

где $h_{1упр}$ – толщина полосы на границе первого упругого и пластического участков.

Модель сопротивления деформации

Помимо модели касательных напряжений, большое значение для расчета контактных напряжений имеет модель сопротивления деформации полосы. В данной работе предложена следующая модель сопротивления деформации (рис. 3): на упругих участках – линейное изменение по закону Гука, на пластическом – принято приближенно постоянным ($\sigma_{ф.пл}$), поскольку при горячей прокатке, наряду с процессами упрочнения металла, происходят процессы его рекристаллизации. После детального анализа известных формул для расчета $\sigma_{ф.пл}$ за основу была принята формула Л.В. Андреюка:

$$\sigma_{ф.пл} = S \sigma_{од} u^a (10 \varepsilon_i)^b (t_i / 1000)^c,$$

где S, a, b, c – постоянные числа, определяемые для каждой марки стали по результатам испытаний на пластометре;

t_i – температура полосы на выходе из i -й клетки.

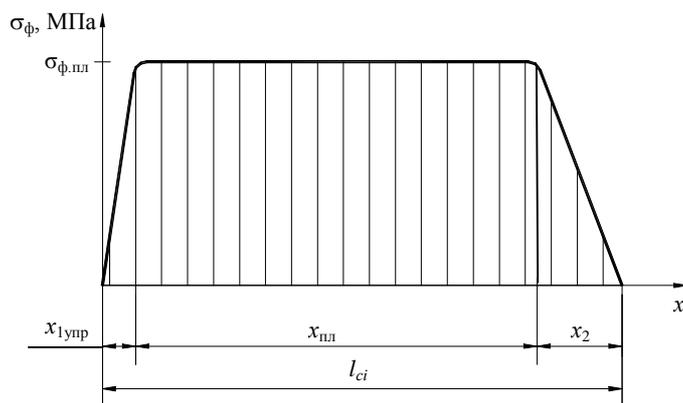


Рис. 3. Схематизированный график изменения сопротивления деформации по длине дуги контакта в i -й клетке широкополосного стана горячей прокатки

Определение нормальных контактных напряжений и усилия прокатки

Для расчета контактных напряжений на каждом участке составили систему трех уравнений:

1) дифференциальное уравнение равновесия полосы в очаге деформации;

- 2) уравнение, выражающее закон изменения напряжений трения: на упругих участках – выражение (1); на пластическом – выражение (2), единое для зон отставания и опережения;
- 3) уравнение, выражающее условие упругости или пластичности.

Основное отличие этой системы от аналогичной системы, составленной Э.А. Гарбером и И.А. Кожевниковой для расчета контактных напряжений в очагах деформации станов холодной прокатки, состоит в использовании на пластическом участке уравнения (2), для расчета напряжений трения в зоне прилипания (при холодной прокатке, из-за отсутствия зоны прилипания, для всего очага деформации используется закон трения скольжения (1)). Указанная система на каждом участке сводится к одному дифференциальному уравнению первого порядка относительно нормальных контактных напряжений $p_x(h_x)$. Решив это уравнение при реальных граничных условиях, для каждого участка очага деформации получают расчетные формулы $p_x(h_x)$, интегрируя их получают выражения для расчета средних значений нормальных контактных напряжений (табл. 2).

Таблица 2

Формулы для расчета средних значений нормальных контактных напряжений

Участок	Формула
Упругий участок длиной $x_{1\text{упр}}$	$p_1 = 1,15E_{II} \left\{ \frac{1}{\delta_{i-1}} + \frac{L}{\delta_{i-1} + 1} \left[\left(\frac{\delta_{i-1} - 1}{(\delta_{i-1} + 1)\delta_{i-1}} - \frac{\sigma_{i-1}}{1,15E_{II}} \right) (D^{\delta_{i-1} + 1} - 1) - 2 \ln D \right] \right\},$ <p>где $\delta_{i-1} = \frac{\mu_i}{\text{tg}\alpha / 2}$; $D = \frac{E_{II}}{E_{II} - \sigma_{\phi, \text{пл}}}$; $L = \frac{E_{II} - \sigma_{\phi, \text{пл}}}{\sigma_{\phi, \text{пл}}}$</p>
Зона прилипания длиной $x_{\text{пл}}$	$p_{23} = \frac{2\tau_s}{h_{2\text{упр}} - h_{1\text{упр}}} \left\{ \left[1 + \frac{0,5}{\text{tg}\alpha / 2} \frac{h_n}{(h_{1\text{упр}} - h_n)} \right] [h_{2\text{упр}} (\ln h_{2\text{упр}} - 1) - h_{1\text{упр}} (\ln h_{1\text{упр}} - 1)] - \frac{0,25}{\text{tg}\alpha / 2} \frac{(h_{2\text{упр}}^2 - h_{1\text{упр}}^2)}{(h_{1\text{упр}} - h_n)} + \frac{p_{1\text{упр}}}{2\tau_s} + \frac{0,5}{\text{tg}\alpha / 2} \frac{h_{1\text{упр}}}{(h_{1\text{упр}} - h_n)} - \left[1 + \frac{0,5}{\text{tg}\alpha / 2} \frac{h_n}{(h_{1\text{упр}} - h_n)} \right] \ln h_{1\text{упр}} (h_{2\text{упр}} - h_{1\text{упр}}) \right\}$
Упругий участок длиной x_2	$p_4 = 1,15E_{II} \left\{ \frac{1}{\delta_i} + \frac{L}{\delta_i + 1} \left[\left(\frac{\delta_i - 1}{(\delta_i + 1)\delta_i} - \frac{\sigma_i}{1,15E_{II}} \right) (D^{\delta_i + 1} - 1) - 2 \ln D \right] \right\}$

Примечание. σ_{i-1} , σ_i – заднее и переднее удельные натяжения; $h_{1\text{упр}}$ – толщина полосы на границе первого упругого и пластического участков; $h_{2\text{упр}}$ – толщина полосы на границе второго упругого и пластического участков; $p_{1\text{упр}}$ – значение нормального контактного напряжения, рассчитанное по уравнению $p_x(h_x)$ для первого упругого участка в сечении, где $h_x = h_{1\text{упр}}$.

По известным средним значениям напряжений на каждом из трех участков среднее для всего очага деформации среднее нормальное контактное напряжение и усилие прокатки вычисляют по формулам:

$$p_{\text{срi}} = \frac{1}{l_{\text{ci}}} (p_1 x_{1\text{упр}} + p_{23} x_{\text{пл}} + p_4 x_2).$$

Изложенную методику реализуют с помощью итерационного алгоритма, в котором в качестве первого приближения $p_{\text{срi}}$ может быть принято:

$$p_{\text{срi}} = \beta \sigma_{\phi 2i},$$

где β – коэффициент Лодэ, $\beta = 1,15$.

Для расчета усилия прокатки используют известную формулу:

$$P = p_{\text{срi}} l_{\text{ci}} b,$$

где b – ширина прокатываемой полосы.

Определение мощности прокатки

Принятая нами методика расчета мощности горячей прокатки аналогична методике, разработанной Э.А.Гарбером и И.А.Кожевниковой для станов холодной прокатки, для условий горячей прокатки она ранее

не применялась. Эта методика основана на схеме очага деформации, представленной на рис. 4. Согласно схеме, очаг деформации состоит из двух упругих участков и одного пластического, расположенного между ними.

На упругих участках нормальные напряжения p_x и касательные напряжения τ_x связаны законом трения (1).

Пластический участок состоит из зон отставания и опережения, имеющих длины $x_{пл.отст}$ и $x_{пл.опер}$, и целиком расположен в зоне прилипания, поэтому скольжение между полосой и поверхностью валков на этом участке отсутствует, то есть в контакте полосы и валков имеет место трение покоя. Касательные напряжения на этом участке изменяются согласно зависимости (2).

Чтобы определить мощность прокатки, в соответствии с расчетной схемой рис. 4, для каждого участка очага деформации получили выражения удельных работ прокатки, просуммировав работу нормальных и касательных сил в направлениях, параллельном оси прокатки и перпендикулярном этой оси.

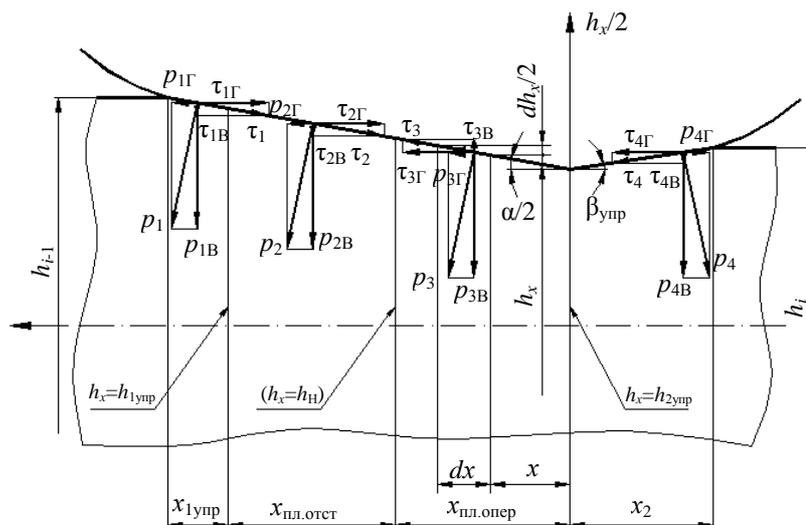


Рис. 4. Расчетная схема к определению мощности прокатки с учетом работы сил трения и упругопластической модели очага деформации

Полученные таким образом выражения удельных работ прокатки приведены в табл. 3.

Таблица 3

Расчетные формулы удельных работ прокатки полосы, совершаемых валками на каждом участке очага деформации

Участок	Формула
Упругий участок длиной $x_{1упр}$	$a_1 = \tau_1 \left(\frac{1}{tg \alpha / 2} + tg \alpha / 2 \right) \ln \frac{h_{i-1}}{h_{1упр}}, (\tau_1 = \mu p_1)$
Зона отставания длиной $x_{пл.отст}$	$a_2 = \frac{\tau_s}{2} \left(\frac{1}{tg \alpha / 2} + tg \alpha / 2 \right) \ln \frac{h_{1упр}}{h_n}$
Зона опережения длиной $x_{пл.опер}$	$a_3 = -\frac{\tau_s}{2} \left(\frac{h_n - h_{2упр}}{h_{1упр} - h_n} \right) \left(\frac{1}{tg \alpha / 2} + tg \alpha / 2 \right) \ln \frac{h_n}{h_{2упр}}$
Упругий участок длиной x_2	$a_4 = -\tau_3 \left(\frac{1}{tg \beta_{упр}} + tg \beta_{упр} \right) \ln \frac{h_i}{h_{2упр}}, (\tau_3 = \mu p_3)$

Основное отличие этих выражений от формул удельных работ прокатки, полученных Э.А.Гарбером и И.А.Кожевниковой для станов холодной прокатки, состоит в том, что на пластическом участке величины a_2 и a_3 не зависят от коэффициента трения.

Анализ выражений, приведенных в табл. 3, дает основания для следующих выводов:

1) Работа и мощность прокатки зависят исключительно от касательных сил, вызванных касательными напряжениями; от нормальных контактных напряжений работа непосредственно не зависит.

2) Полезную работу валки совершают только на первом упругом участке и в зоне отставания, а в зоне опережения и на втором упругом участке полоса возвращает валкам часть затраченной энергии (величины a_3 и a_4 отрицательны).

Удельная работа прокатки полосы при прохождении ее через валки i -й клетки представляет собой сумму удельных работ, указанных в табл. 3:

$$a_{\text{пр}} = a_1 + a_2 + a_3 + a_4.$$

Мощность прокатки полосы в i -й клетки вычисляют по известной формуле:

$$N_{\text{пр}i} = a_{\text{пр}i} \cdot v_i \cdot h_i \cdot b.$$

Расчет момента и мощности двигателей главного привода клетки «Кварто»

Поскольку клетки «кварто» непрерывных широкополосных станов горячей и холодной прокатки идентичны по конструкции, для расчета параметров главного привода можно воспользоваться общей методикой, учитывающей потери на трение качения. Расчетная схема сил и моментов в клетке «кварто» представлена на рис. 5.

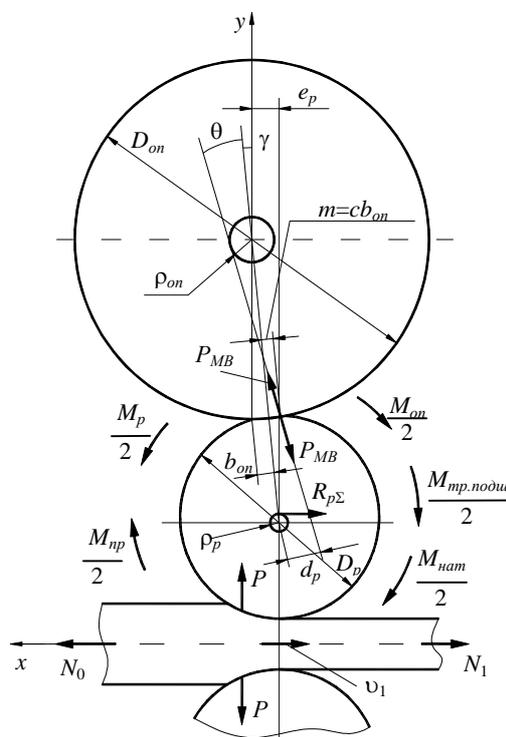


Рис. 5. Расчетная схема сил и моментов в клетке «кварто» при постоянной скорости

Согласно этой методике, мощность двигателей главного привода рабочей клетки при постоянной скорости прокатки равна:

$$N_{\text{дв.п}} = \frac{N_p}{\eta},$$

где η – КПД линии главного привода;

N_p – мощность, необходимая для совершения пластической деформации и преодоления всех видов трения, в том числе трения качения между рабочими и опорными валками:

$$N_p = M_p \omega_p,$$

где ω_p – угловая скорость вращения рабочего валка;

M_p – момент, необходимый для привода рабочих валков (без учета момента инерции при разгонах и торможениях):

$$M_p = M_{\text{пр}} + M_{\text{нат}} + M_{\text{тр.п}} + M_{\text{оп}},$$

где $M_{пр}$ – момент прокатки;

$M_{нат}$ – момент сил натяжений полосы;

$M_{тр.п}$ – момент трения в подшипниках рабочих валков;

$M_{оп}$ – момент, необходимый для вращения холостых опорных валков.

Ниже рассмотрены методы определения каждого из указанных моментов.

Момент прокатки наиболее достоверно можно вычислить через мощность прокатки:

$$M_{пр} = \frac{N_{пр}}{\omega_p}.$$

Момент, возникающий от разности сил заднего и переднего натяжений, равен:

$$M_{нат} = \Delta N \frac{D_p}{2},$$

где $\Delta N = N_0 - N_1$ – разность сил заднего и переднего натяжений полосы;

D_p – диаметр бочки рабочего валка;

Момент трения в подшипниках рабочих валков определяют по формуле:

$$M_{тр.п} = \mu_{п.р} \frac{d_{п.р}}{2} [\Delta N - 2P \cdot \operatorname{tg}(\theta + \gamma)],$$

где $\mu_{п.р}$ – коэффициент трения в подшипниках рабочих валков;

$d_{п.р}$ – рабочий диаметр этих подшипников;

P – усилие прокатки;

θ – угол между плоскостью действия межвалкового усилия и плоскостью, в которой лежат оси валков;

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

Момент, необходимый для привода холостых опорных валков, равен:

$$M_{оп} = \frac{2P}{\cos(\theta + \gamma)} \cdot \left[\frac{D_p}{2} \sin \theta + c b_{оп} \cdot \cos \theta \right],$$

где c – безразмерный коэффициент плеча трения качения;

$b_{оп}$ – половина ширины площадки межвалкового контакта.

Для определения коэффициента плеча трения качения создали базу данных о технологических и энергосиловых параметрах режимов горячей и прокатки, содержащую следующие данные: обжатие; межклетевые натяжения; скорость прокатки; контактные напряжения; усилия и мощность прокатки; величины коэффициента плеча трения качения, при которых разность между измеренными и расчетными значениями мощности двигателей рабочей клетки минимальна; максимальное нормальное напряжение в межвалковом контакте; относительные угловые скорости рабочего и опорного валков.

Полученную базу данных обработали с помощью программного пакета «Statistica», в результате получили регрессионное уравнение:

$$c = 1,256938 - 0,000409p_0 - 0,047173\omega_{отн}.$$

Достоверность полученного уравнения подтверждена критерием Фишера (при уровне значимости $\alpha=0,05$ расчетное значение критерия превысило его табличное значение) и коэффициентом множественной детерминации $R^2 = 0,82$.

Апробация изложенной методики на действующем стане горячей прокатки позволила сделать следующие выводы:

1. При горячей прокатке значения безразмерного коэффициента c находятся в диапазоне 0,27-0,66, а величины коэффициентов трения качения – в диапазоне 1,6-4,95 мм, при этом мощность, затрачиваемая на трение

качения в межвалковом контакте, составляет 29-68 % от суммарной мощности двигателей рабочих клеток.

2. 83-93 % момента, необходимого для привода холостых опорных валков, расходуется на преодоление трения качения и лишь 7-17 % этого момента не зависит от трения качения.

3. Исследование достоверности новой методики энергосилового расчета процесса горячей прокатки

Достоверность новой методики, изложенной в п. 2, проверяли путем сопоставления расчетных и измеренных усилий прокатки и мощности двигателей главной линии привода на непрерывном 6-клетевом стане «1700» листопрокатного цеха № 1 «ЧерМК ОАО «Северсталь» и статистического анализа погрешностей расчета – расхождений между рассчитанными и измеренными значениями усилий прокатки и мощности двигателей.

Промышленная апробация на непрерывном стане разработанной методики энергосилового расчета

Для проверки достоверности разработанной методики была осуществлена ее программная реализация.

Для получения экспериментальных данных были проведены исследования режимов горячей прокатки на 6-клетевом стане «1700» «ЧерМК ОАО «Северсталь». В результате создана компьютерная база данных, содержащая информацию о 34 фактических режимах прокатки различных профиларазмеров и марок сталей.

С помощью новой методики для всех фактических режимов были рассчитаны значения контактных напряжений, усилий прокатки и мощности прокатки, а также мощности двигателей главного привода рабочих клеток.

Рассчитанные значения усилий и мощности были сопоставлены с измеренными, в результате получен ряд погрешностей расчета энергосиловых параметров, необходимый для оценки точности расчетной методики.

Оценка точности новой методики

Информация о расхождениях измеренных и рассчитанных усилий прокатки была обработана с помощью программного пакета «*Statistica*».

Для наглядного представления статистических распределений погрешностей в диссертации представлены гистограммы, в табл. 4 приведены их количественные характеристики.

Таблица 4

Статистические характеристики распределения погрешностей расчета по новой методике усилия горячей прокатки и мощности двигателей

Параметр	Усилие прокатки	Мощность электродвигателя
Среднее значение	4,81	5,7
Минимум	0,2	0,3
Максимум	11,1	12,9
Мода	3,2	-
Дисперсия	9,58	12,75
Среднее квадратическое отклонение	3,09	3,57

Анализ гистограмм и табл. 4 позволил сделать следующие выводы:

1. Максимальная погрешность расчета усилия горячей прокатки составила 11,1 %. В 63,7 % случаев расхождения расчетных и измеренных усилий прокатки не превысили 6 %, в 5,9 % случаев погрешность превысила 10 %.

2. Максимальная погрешность расчета мощности электродвигателей главного привода рабочей клетки стана горячей прокатки составила 12,9 %. В 51 % случаев расхождения расчетных и измеренных усилий прокатки не превысили 6 %, в 10,8 % случаев погрешность превысила 10 %.

3. Наиболее типичное значение погрешности расчета усилия прокатки (мода) – 3,2 %.

4. Средняя величина колеблемости погрешности расчета вокруг среднего значения (среднее квадратическое отклонение) составила:

- для усилия прокатки – 3,09 %, т.е. основная масса погрешностей расчета усилий прокатки (приблизительно 70 %) лежит в интервале 1,72-7,9 %;

- для мощности электродвигателей – 3,57 %, основная масса погрешностей (приблизительно 65 %) лежит в интервале 2,13-9,27 %;

Данные результаты позволяют сделать вывод о том, что новая методика энергосилового расчета является достоверной и может быть использована при моделировании параметров процесса горячей прокатки полос толщиной 0,8-1,5 мм.

Сопоставительный анализ точности новых методик энергосилового расчета и наиболее распространенных из существующих методик

Выполнена сопоставительная оценка точности новой и наиболее распространенных в инженерной практике методик расчета энергосиловых параметров для двух режимов горячей прокатки, характеризующих значительную часть сортамента действующего стана.

В результате установлено, что расчет усилия горячей прокатки по известным методикам приводит в изменившихся условиях работы ШПСГП к завышению его значений на 11-68 %, по сравнению с фактическим усилием прокатки; погрешность при расчете мощности двигателя составляет 16-50 %. При этом погрешность расчета энергосиловых параметров по усовершенствованной методике не превышает 10 %.

Таким образом, сопоставительный анализ подтвердил преимущество новой методики энергосилового расчета процесса горячей прокатки и целесообразность использования ее в конструкторской и технологической практике современного листопркатного производства.

4. Исследование влияния основных факторов процесса горячей прокатки на структурные и энергосиловые параметры очагов деформации

С помощью разработанной модели процесса горячей прокатки на непрерывном широкополосном стане выполнен комплекс исследований влияния параметров процесса прокатки (межклетевых натяжений, относительного обжатия, температуры подката) на структуру очагов деформации и энергосиловые параметры.

Для анализа выбрали два рабочих режима горячей прокатки полосы толщиной 1,5 мм и 0,9 мм. Относительные обжатия варьировали в реальных диапазонах: в клети № 1 – 40-60 %, в промежуточных клетях – 20-50 %, в клети № 6 – 10-20 %. Межклетевые натяжения варьировали в диапазоне 0-15 % от сопротивления металла деформации. Температуру начала процесса прокатки варьировали в диапазоне 1040-1080 °С, обеспечивающем необходимую микроструктуру металла и его механические свойства.

В результате исследований установлено, что при горячей прокатке наиболее эффективными средствами воздействия на контактные напряжения и усилия являются относительные обжатия и температура подката. Варьирование и перераспределение обжатий между клетями ШПСГП, увеличение температуры подката позволяют снизить напряжения в последних клетях на 20-30 %.

Межклетевые натяжения, почти не влияя на силовые параметры (их увеличение даже в 2 раза приводит к снижению $p_{ср}$ всего лишь на 1-2 %), оказывают значительное воздействие на расход энергии, позволяя изменить мощность привода рабочей клети на 6-17 %.

Исследования показали, что при горячей прокатке с ростом заднего удельного натяжения мощность не снижается, как это следует из классической теории прокатки, а увеличивается (рис. 6). Это объясняется тем, что преобладающее влияние на величину мощности оказывает соотношение между длинами зон отставания и опережения, нежели среднее удельное давление.

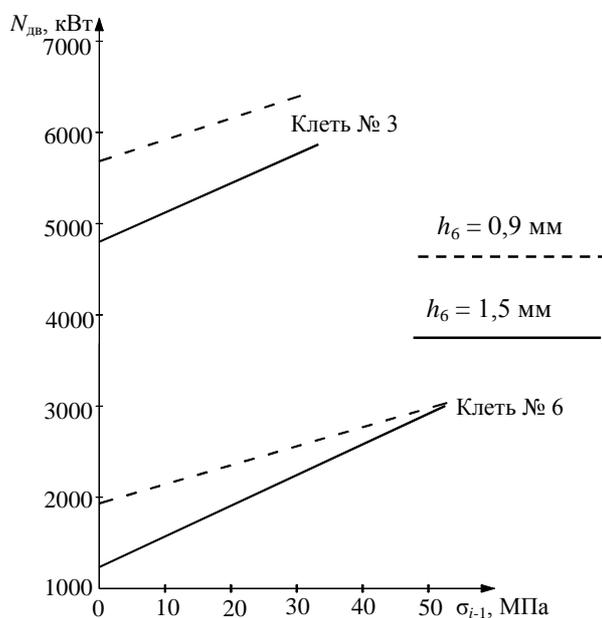


Рис. 6. Зависимость мощности двигателей главной линии привода от заднего натяжения

5. Применение разработанной методики для совершенствования технологии производства горячекатаных полос

Разработка эффективных режимов горячей прокатки полос толщиной 0,8-1,5 мм

Уменьшение толщины горячекатаных полос до 0,8-1,5 мм привело к ряду проблем в технологическом процессе непрерывных широкополосных станов горячей прокатки.

По сравнению с периодом до 80-х годов 20 века, когда минимальная толщина горячекатаных полос составляла 1,8-2,0 мм, а суммарное обжатие не превышало 88-92 %, при прокатке полос указанных минимальных толщин суммарное обжатие возросло до 94-97 %, что вызвало увеличение частных обжатий во всех рабочих клетях ШПСГП: в трех первых клетях 6-клетевого стана «1700» максимальные частные обжатия увеличились с 55-60 % до 60-63 %, а в трех последних – с 15-20 % до 35-39 % [8].

В связи с ростом в последних клетях сопротивления деформации прокатываемых полос, несмотря на меньший в 1,6-1,7 раза, чем в первых клетях, уровень частных обжатий, нормальные контактные напряжения в них при прокатке полос толщиной 0,8-1,5 мм увеличились: средние до 1000-1100 МПа, максимальные – до 1300-1950 МПа, то есть до опасных значений, соответствующих величинам контактных напряжений в рабочих клетях станов холодной прокатки.

Учитывая, что контактно-усталостная прочность материала валков рабочих клетей стана горячей прокатки существенно меньше, чем на станах холодной прокатки, задача повышения стойкости рабочих валков в последних клетях широкополосных станов, освоивших горячую прокатку полос толщиной 0,8-1,5 мм, приобрела большую актуальность.

Кроме того, в связи с ростом затрат энергии на процесс прокатки полос с увеличенными суммарными и частными обжатиями, возникла необходимость обеспечения надежной, без перегрузок работы двигателей главного привода рабочих клетей стана горячей прокатки.

При горячей прокатке полос указанного диапазона толщин возникла еще одна проблема – увеличение продольной разнотолщинности и разноширинности, вызванное нестабильностью технологических параметров по длине полос (температуры, толщины и ширины подката), колебания которых с ростом суммарного обжатия имеют тенденцию к возрастанию.

Нестабильность этих параметров приводит к колебаниям в рабочих клетях усилий прокатки, которые на станах данного типа составляют 3-8 % от их средних значений, а это, в свою очередь, вызывает дополнительные колебания межвалкового зазора из-за упругих деформаций элементов рабочей клетки, что способствует росту продольной разнотолщинности и разноширинности полос. Поэтому задача повышения точности их размеров также приобрела актуальность.

Решение указанных задач осуществлялось путем усовершенствования технологических режимов прокатки: рационального распределения между клетями частных обжатий, межклетевых натяжений, а также температурного режима прокатываемых полос.

Сущность усовершенствования режима обжатий состояла в перераспределении частных обжатий между тремя первыми и тремя последними клетями чистовой группы стана горячей прокатки.

Уменьшив в 4^й, 5^й и 6^й клетях частные обжатия на 10 ... 30 % относительно значений, принятых по существующей технологии, снизили в них максимальные контактные напряжения на 20 ... 60 %, то есть до менее опасного уровня 800 ... 1200 МПа. Чтобы сохранить при этом толщину подката и суммарное обжатие, потребовалось увеличить частные обжатия в трех первых клетях на 2-10 %. Это не представляет опасности для валков, так как контактные напряжения в первых трех клетях в два-три раза меньше, чем в трех последних. Перераспределение обжатий указанным способом способствовало также уменьшению продольной разнотолщинности горячекатаных полос. Обоснование этого эффекта изложено в диссертации (гл. 5) с помощью графической интерпретации совместного решения уравнений упругой линии клетки и усилия прокатки в функции толщины полосы.

Температуру подката увеличили до максимально возможного значения 1080 °С, не ухудшающего микроструктуру и механические свойства готового проката толщиной до 2,0 мм.

Межклетевые удельные натяжения увеличили до 10-15 % от величины сопротивления деформации, это мероприятие стабилизирует технологический процесс в целом: повысит устойчивость движения полосы, будет способствовать лучшему ее удержанию на оси прокатки, окажет дополнительное влияние на уменьшение разноширинности полос.

На основе изложенных принципов были рассчитаны усовершенствованные режимы прокатки; способ прокатки, положенный в их основы, оформлен в виде заявки на патент Российской Федерации.

Промышленные испытания эффективных режимов горячей прокатки тонких полос на 6-клетевом стане «1700» ЧерМК ОАО «Северсталь»

Усовершенствованные режимы прокатки были испытаны на 6-клетевом стане «1700» листопрокатного цеха № 1 «ЧерМК ОАО «Северсталь».

В результате испытаний установлено, что усовершенствованные режимы прокатки, по сравнению с рабочими режимами, обеспечили снижение уровня контактных напряжений на 7-26 %; суммарной мощности двигателей главного привода стана на 2,8-7,6 %; продольной разнотолщинности (рис. 7) и разноширинности полос в 1,7-2 раза и колебаний усилий прокатки почти в 2 раза (рис. 8).

Все приведенные данные свидетельствуют о больших резервах повышения эффективности технологии и точности прокатки на современных ШПСГП. Экономический эффект от внедрения усовершенствованных режимов в производство составит в условиях одного стана более 200 млн.руб./год.

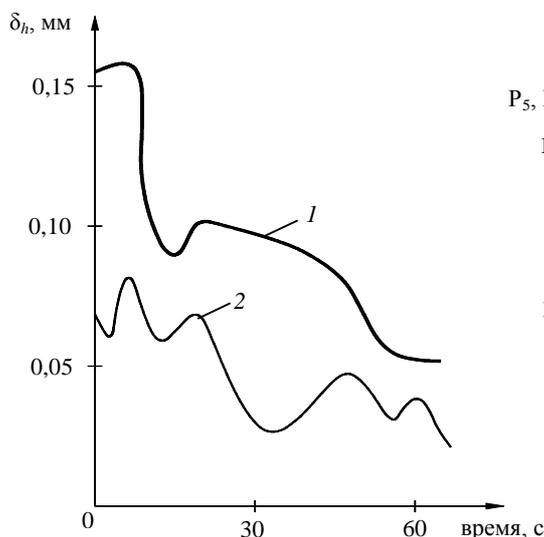


Рис. 7. Характерные графики отклонений толщины полосы размером 1,5x1000 мм от номинального значения во время прокатки: 1 – рабочий режим; 2 – усовершенствованный режим

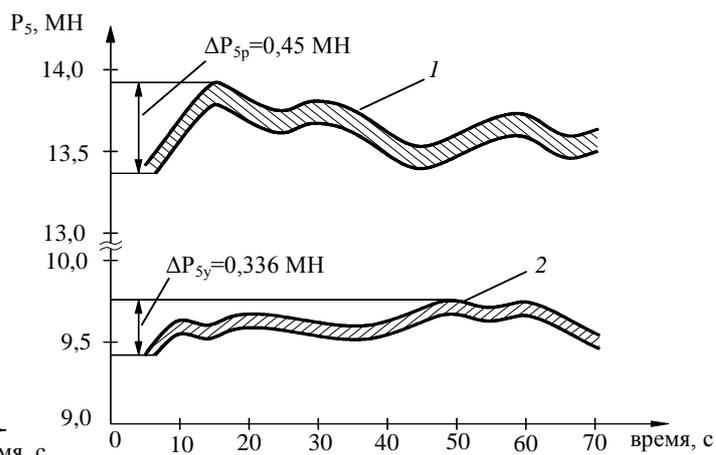


Рис. 8. Характерные диаграммы записи изменений усилия прокатки в клетке № 5 при прокатке одной полосы по рабочему (1) и усовершенствованному (2) режимам

ОБЩИЕ ВЫВОДЫ

Проведены исследования и моделирование энергосиловых параметров процессов горячей прокатки тонких полос с целью совершенствования технологических режимов непрерывных широкополосных станов горячей прокатки.

Результаты проведенной работы заключаются в следующем:

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

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

2. Разработана упругопластическая модель очага деформации при горячей прокатке, учитывающая напряженное состояние металла в зоне прилипания. Разработана, основанная на этой модели, усовершенствованная методика энергосилового расчета широкополосных станов горячей прокатки, включающая определение сопротивления металла деформации, нормальных и касательных контактных напряжений, усилий прокатки.

3. Разработана новая методика расчета мощности процессов горячей прокатки, которая имеет следующие отличия от известных методик:

- учитывает работу сил, возникающих в очаге деформации под воздействием как нормальных, так и касательных контактных напряжений;
- отдельно учитывает работу сил, направленных вдоль оси прокатки и перпендикулярно к этой оси на каждом из упругих и пластических участков очага деформации;
- учитывает противоположное направление касательных напряжений в зонах отставания и опережения, а также закономерности трения покоя, характерные для зоны прилипания.

4. Расчет мощности двигателей главного привода рабочих клеток станов горячей прокатки выполняется с учетом потерь на трение качения. Для определения коэффициента плеча трения качения при горячей прокатке впервые получены статистически достоверные регрессионные уравнения, выражающие

его зависимость от максимального нормального напряжения в межвалковом контакте; относительной угловой скорости вращения рабочего и опорного валков.

5. Выполнена промышленная апробация новой методики с целью оценки ее достоверности. Для этого создана компьютерная база данных, содержащая информацию о фактических режимах прокатки на непрерывном широкополосном стане горячей прокатки. С использованием статистических методов доказано, что новая методика энергосилового расчета процесса горячей прокатки обеспечивает расчет усилий со средней погрешностью 4,8 %, мощности электродвигателей главного привода – 5,7 %, что в 1,3-32 раза меньше, чем по известным методикам.

6. С использованием разработанных методик выполнены исследования влияния основных параметров стана и процесса прокатки на структурные и энергосиловые параметры очагов деформации.

При горячей прокатке наиболее эффективными средствами воздействия на контактные напряжения и усилия являются относительные обжатия и температура подката. Межклетевые натяжения, почти не влияя на силовые параметры, оказывают значительное воздействие на расход энергии, позволяя изменить мощность привода рабочей клетки на 6-17 %.

7. Рассчитаны и успешно испытаны усовершенствованные режимы горячей прокатки, обеспечивающие снижение уровня контактных напряжений, расхода энергии при прокатке и повышение точности размеров горячекатаных полос. Экономический эффект от внедрения усовершенствованных режимов в производство только на одном широкополосном стане 1700 «ЧерМК ОАО «Северсталь» составит более 200 млн.руб./год. Способ прокатки, положенный в их основу, оформлен в виде заявки на патент Российской Федерации «Способ горячей прокатки тонких полос в непрерывной чистой группе клеток широкополосного стана», имеется приоритетная справка: №2009100429/02(000561) от 27.02.2009 г. «Уведомление о положительном результате формальной экспертизы».

Основное содержание диссертации опубликовано в работах

1. Гарбер, Э.А. Моделирование процесса горячей прокатки широких полос с учетом зоны прилипания в очаге деформации. [Текст] /Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов // Труды седьмого Конгресса прокатчиков. Москва. -2007. – С. 484-492.

2. Гарбер, Э.А. Расчет усилий горячей прокатки тонких полос с учетом напряженно-деформированного состояния в зоне прилипания очага деформации. [Текст] /Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов // Производство проката. № 4. -2007. – С. 7-15.

3. Гарбер, Э.А. Уточненный расчет мощности двигателей главного привода широкополосных станов горячей прокатки. [Текст] /Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов // Производство проката. № 10. - 2007. – С. 5-12.

4. Гарбер, Э.А.. Новый метод энергосилового расчета широкополосных станов горячей прокатки. [Текст] /Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов // Вестник ЧГУ. № 3. -2008. – С. 19-26.

5. Гарбер, Э.А. Повышение эффективности листопрокатного производства на основе новых методов моделирования процесс сов прокатки. [Текст] /Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов // Материалы IV Международной научно-технической конференции «Автоматизация и энергосбережение машиностроительного и металлургического производств, технология и надежность машин, приборов и оборудования». – Вологда: ВоГТУ, -2008. - С. 13-15.

6. Гарбер, Э.А. Моделирование контактных напряжений и усилий горячей прокатки тонких широких полос с учетом зоны прилипания и упругих участков очага деформации. [Текст] /Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов // Металлы. № 2. -2007. – С. 26-34.

7. Гарбер, Э.А. К вопросу о влиянии трения первого и второго рода на энергосиловые параметры горячей прокатки в клетях кварто. [Текст] /Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов // Металлы. № 6. - 2007. – С. 47-56.

8. Гарбер, Э.А. Эффективные режимы горячей прокатки тонких полос на широкополосных станах. [Текст] /Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов // Производство проката. № 1.- 2009. – С. 10-16.