Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты). 2024 Том 26 № 4 с. 125–137
ISSN: 1994-6309 (print) / 2541-819X (online)
DOI: 10.17212/1994-6309-2024-26.4-125-137

НГТУ НЭТИ

Обработка металлов
(технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov

Исследование распределения нормальных контактных напряжений в очагах деформации при горячей прокатке полос из конструкционных низколегированных сталей для повышения стойкости рабочих валков

Иван Поспелов [a, *]

Череповецкий государственный университет, пр. Луначарского, 5, г. Череповец, 162600, Россия

[a] https://orcid.org/0009-0000-5974-5718, idpospelov@chsu.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.771.073

История статьи:
Поступила: 23 августа 2024
Рецензирование: 16 сентября 2024
Принята к печати: 02 октября 2024
Доступно онлайн: 15 декабря 2024

Ключевые слова:
Нормальные контактные напряжения
Конструкционные низколегированные стали
Очаг деформации
Модуль упругости полосы
Контактная прочность рабочих валков

Благодарности
Часть исследований выполнена в условиях ПАО «Северсталь».

АННОТАЦИЯ

Введение. В процессе эксплуатации рабочих валков чистовых групп непрерывных широкополосных станов горячей прокатки решающее влияние на их стойкость и прочность оказывают нормальные контактные напряжения, особенно при прокатке сортамента из низколегированных конструкционных сталей минимального диапазона толщин 5,5…2,0 мм, не соответствующего паспортным характеристикам таких станов. **Предмет.** Выполненные ранее исследования напряженно-деформированного состояния прокатываемой полосы в очагах деформации позволяют оценивать уровень нормальных контактных напряжений, действующих на рабочие валки при горячей прокатке полос из низкоуглеродистых сталей. В статье рассмотрены результаты исследования напряженного состояния полос из низколегированных конструкционных сталей при контакте с валками с учетом особенностей химического состава металла и изменения его упругих свойств в процессе деформации при температурах горячей прокатки. Полученные результаты применимы к оценке контактной прочности рабочих валков чистовой группы прокатного стана. **Цель работы.** Исследование распределения нормальных контактных напряжений в очагах деформации при горячей прокатке полос из низколегированных конструкционных сталей для обеспечения высокой стойкости рабочих валков. **Материал и методика исследований.** Исследование построено на основе упругопластической модели и уравнений расчета нормальных контактных напряжений для каждого участка очага деформации. Подробно изучена специфика изменения модуля Юнга (модуля упругости) низколегированных конструкционных сталей в соответствии с определенными температурами горячей прокатки и проведена оценка контактной прочности высокохромистых чугунных рабочих валков. **Результаты и их обсуждение.** Получено достоверное уравнение регрессии для определения значений модуля упругости прокатываемой полосы в функции изменения температур горячей прокатки. Представлены результаты численного эксперимента в виде расчета максимальных нормальных контактных напряжений по упругопластической модели очага деформации. Получена оценка контактной прочности рабочих валков при осуществлении процесса горячей прокатки по реальным режимам на действующем стане. Предложены новые усовершенствованные технологические режимы горячей прокатки низколегированных конструкционных сталей 10ХСНД, 18ХГТ и 14Г2АФ, позволяющие снизить максимальные контактные напряжения и повысить стойкость рабочих валков.

Для цитирования: *Поспелов И.Д.* Исследование распределения нормальных контактных напряжений в очагах деформации при горячей прокатке полос из конструкционных низколегированных сталей для повышения стойкости рабочих валков // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2024. – Т. 26, № 4. – С. 125–137. – DOI: 10.17212/1994-6309-2024-26.4-125-137.

Введение

Освоение технологии производства горячекатаных полос из конструкционных низколегированных сталей для сварных конструкций диапазона толщин 5,5…2,0 мм является приоритетной задачей развития современного листопрокатного производства. Одновременно с усложнением сортамента, не соответствующего паспортным характеристикам непрерывных широкополосных станов горячей прокатки, и с повышением требований к производительности оборудования необходимо уменьшать расходный коэффициент рабочих валков и увеличивать их стойкость, так как расходы на валки в структуре затрат прокатного передела достигают 15–20 % [1].

***Адрес для переписки**
Поспелов Иван Дмитриевич, к.т.н., доцент
Череповецкий государственный университет,
пр. Луначарского, 5,
162600, г. Череповец, Россия
Тел.: +7 963 353-53-71, **e-mail:** idpospelov@chsu.ru

Резервы повышения стойкости при эксплуатации рабочих валков станов горячей прокатки представлены в ряде работ [2–9] применительно к прямому влиянию температуры процесса горячей прокатки на возникающие в валках напряжения. Однако материалы указанных выше работ практически не учитывают особенности напряженно-деформированного состояния контакта полосы с рабочими валками [10–12]. В то же время использование методов расчета такого напряженно-деформированного состояния, основанных на упругопластической модели очага деформации [10–12], показало, что расчеты нуждаются в некоторых уточнениях. В материалах публикации [13] показано влияние различных диапазонов температур горячей прокатки и фактических химических составов сталей с содержанием углерода менее 0,25 % на упругие и пластические свойства полос, деформируемых на стане. В этой же работе [13] получен вывод о том, что длина упругих участков может достигать 32–40 % от общей длины очага деформации; ранее эта особенность не учитывалась.

Описанные изменения структуры очагов деформации при производстве конструкционных низколегированных марок сталей минимального диапазона толщин 5,5…2,0 мм приводят к проблеме снижения стойкости рабочих валков в последних клетях непрерывных широкополосных станов горячей прокатки из-за увеличения нормальных контактных напряжений в очаге деформации. Как показали дальнейшие расчеты, они возрастают до опасного уровня 1068…1245 МПа, который характерен для станов холодной прокатки [10]. Эффективное решение проблемы повышения стойкости при эксплуатации рабочих валков на этапе разработки технологических режимов горячей прокатки на современных металлургических предприятиях необходимо начинать с надежных методов расчета энергосиловых параметров и напряженно-деформированного состояния полосы в контакте с рабочими валками [11–13].

Цель работы заключается в исследовании распределения нормальных контактных напряжений в очагах деформации при горячей прокатке полос из низколегированных конструкционных сталей в области обеспечения высокой стойкости рабочих валков.

***Задачи работы*:** дополнение методики расчета нормальных контактных напряжений при производстве низколегированных конструкционных углеродистых сталей; построение линейной регрессии в рамках расчета модуля упругости; исследование распределения нормальных контактных напряжений в очагах деформации при горячей прокатке с учетом особенностей их напряженно-деформированного состояния на основе имеющегося технологического режима; совершенствование технологии производства горячекатаных полос из низколегированных конструкционных сталей в чистовой группе широкополосного стана для обеспечения высокой стойкости рабочих валков; оценка эффективности разработанной методики и новых вариантов режимов горячей прокатки.

Методика исследований

На основе моделирования напряженно-деформированного состояния полосы при горячей прокатке [11–13] в табл. 1 указаны формулы расчета $p_x(h_x)$ для упругих и пластических участков очага деформации. Длины таких участков обозначаются x_1, x_4 и x_2, x_3 соответственно. Формулы позволяют изучить и выявить закономерности изменения максимальных нормальных контактных напряжений $p_{1\,\max}$, $p_{4\,\max}$ и $p_{x\,\max}$, распределенных по длине очага деформации l_c на рис. 1.

Из табл. 1 видно, что расчет нормальных контактных напряжений $p_x(h_x)$ горячей прокатки полосы при известных значениях абсолютного обжатия $\Delta h_i = h_{i-1} - h_i$ и удельных межклетевых натяжений σ_{i-1} и σ_i напрямую зависит от правильного определения модуля упругости $E_П$, коэффициента трения в очаге деформации μ_i и фактического сопротивления пластической деформации $\sigma_{пл}$. Особенности определения значений μ_i и $\sigma_{пл}$ в зависимости от деформационно-скоростных параметров, материала рабочих валков и химического состава прокатываемой стали при горячей прокатке представлены в работах [12–14].

Особый интерес для исследования при прокатке конструкционных низкоуглеродистых сталей представляет изменение модуля упругости полосы $E_П$ при температурах 1050…750 °С, имеющих место в чистовых клетях станов горячей прокатки. Для сталей 14Г2АФ, 18ХГТ

Таблица 1
Table 1

Формулы расчета нормальных контактных напряжений $p_x(h_x)$
Formulas for calculating normal contact stresses $p_x(h_x)$

Первый упругий участок длиной x_1 / The first elastic section with a length of x_1	Второй упругий участок длиной x_4 / The second elastic section with a length of x_4
$p_x = 1{,}15E_{\Pi}\left\{\frac{1}{\delta_{i-1}} - \frac{2}{\delta_{i-1}+1}\left(\frac{h_x}{h_{i-1}}\right) + \left(\frac{h_{i-1}}{h_x}\right)^{\delta_{i-1}} + \left[\frac{\delta_{i-1}-1}{(\delta_{i-1}+1)\delta_{i-1}} - \frac{\sigma_{i-1}}{1{,}15E_{\Pi}}\right]\right\}$, где $\delta_{i-1} = \frac{\mu_i}{\mathrm{tg}\left(\frac{\alpha}{2}\right)}$	$p_x = 1{,}15E_{\Pi}\left\{\frac{1}{\delta_i} - \frac{2}{\delta_i+1}\left(\frac{h_x}{h_i}\right) + \left(\frac{h_i}{h_x}\right)^{\delta_i}\left[\frac{\delta_i - 1}{(\delta_i+1)\delta_i} - \frac{\sigma_i}{1{,}15E_{\Pi}}\right]\right\}$, где $\delta_i = \frac{\mu_i}{\mathrm{tg}(\beta)}$
Пластический участок / Plastic section	
$p_x = 1{,}15\sigma_{\text{пл}}\left[\frac{0{,}5}{\mathrm{tg}\left(\frac{\alpha}{2}\right)}\frac{(h_1 - h_x)}{(h_1 - h_n)} + \left(1 + \frac{0{,}5}{\mathrm{tg}\left(\frac{\alpha}{2}\right)}\frac{h_n}{(h_1 - h_n)}\right) + (\ln(h_x) - \ln(h_1)) + \frac{p_1}{1{,}15\sigma_{\text{ф}}}\right]$	

и 10ХСНД, выбранных для дальнейших расчетов нормальных контактных напряжений при прокатке и оценки стойкости рабочих валков чистовой группы непрерывного широкополосного стана «2000» ПАО «Северсталь», зависимость E_{Π} от температуры по справочным данным [15] имеет вид, показанный на рис. 2.

Для оценки контактной прочности рабочих валков при прокатке использовали стандартные методы расчета, предназначенные для всех деталей машин. Чтобы применить эти общепринятые методы к чугунным валкам прокатных станов, выполнили корректировку по формуле допускаемых напряжений для схемы сжатия из работы [16]:

$$[\sigma] = 1{,}5\sigma_{\text{В}}, \qquad (1)$$

где $\sigma_{\text{В}}$ – предел прочности при сжатии материала рабочих валков, МПа.

Результаты и их обсуждение

Для использования данных рис. 2 в дальнейших расчетах контактных напряжений в очагах деформации была выполнена линейная аппроксимация зависимости модуля упругости (модуля Юнга) E_{Π} от температуры применительно к горячей прокатке полос, и получено уравнение с коэффициентом детерминации $R^2 = 0{,}9869$ и расчетным значением критерия Фишера:

$$E_{\Pi} = 2{,}1778 - 0{,}0011t_i, \qquad (2)$$

где t_i – температура прокатываемой полосы в i-й клети стана, °С.

Значение критерия Фишера больше табличного, поэтому представленное уравнение линейной регрессии (2) значимо и дает точный и достоверный прогноз.

Для исследования распределения нормальных контактных напряжений при контакте полосы с рабочими валками использовали реальный технологический режим прокатки полосы из стали 10ХСНД толщиной 2,1 мм и шириной 1270 мм в чистовой семиклетевой группе стана «2000» ПАО «Северсталь» в наиболее загруженных во время горячей прокатки клетях (№ 7, 9 и 11 соответственно). При исследовании напряжений применили описанные выше особенности горячей прокатки низколегированных конструкционных сталей и расчетные формулы из

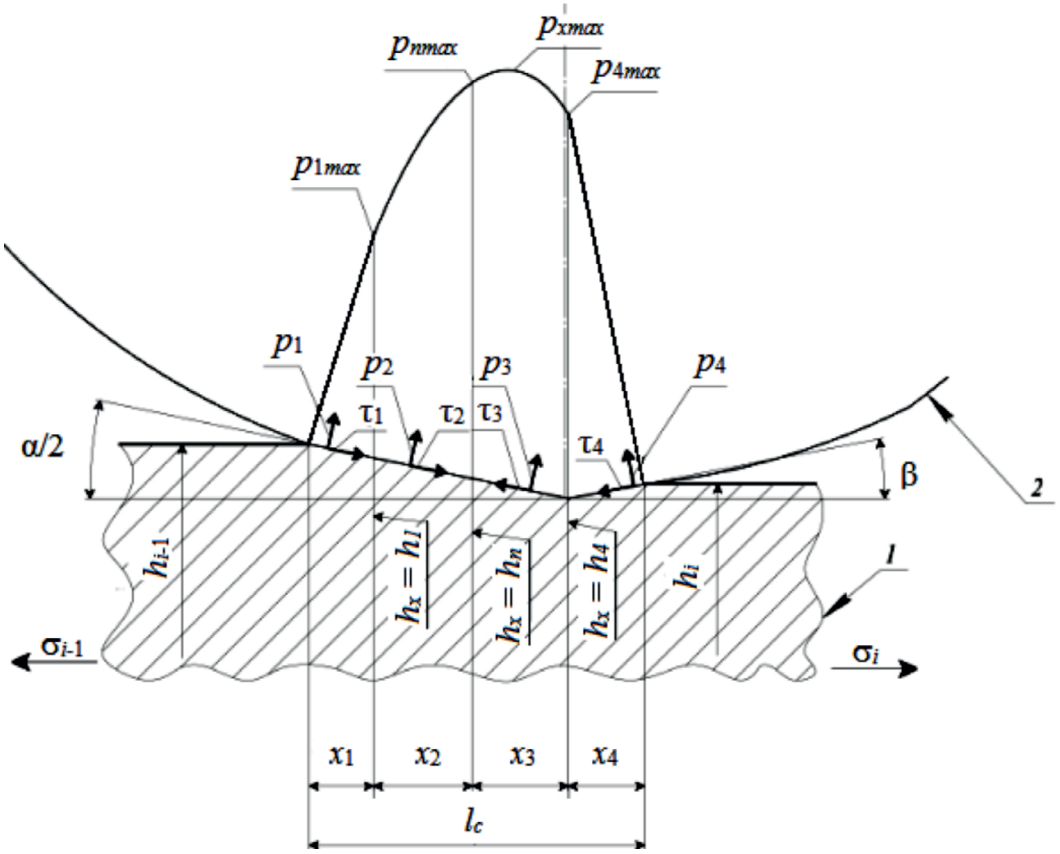

Рис. 1. Схема распределения нормальных контактных напряжений в очаге деформации при горячей прокатке:

1 – деформируемая полоса; *2* – рабочий валок; h_{i-1}, h_i – толщина полосы до и после прокатки, мм; h_1, h_4 – толщина полосы на границах первого и второго упругих участков, мм; h_n – толщина в нейтральном сечении, мм; x_1, x_4 – длины упругих участков, мм; x_2, x_3 – длины пластических участков отставания и опережения, мм; τ_i – контактные касательные напряжения, МПа; p_i – нормальные контактные напряжения, МПа; α – угол захвата полосы; β – угол наклона очага деформации на втором упругом участке, град; σ_{i-1}, σ_i – заднее и переднее натяжения, МПа

Fig. 1. Distribution pattern of normal contact stresses in the deformation zone during hot rolling:

1 – deformable strip; *2* – working roll; h_{i-1}, h_i – thickness of the strip before and after rolling, mm; h_1, h_4 – thickness of the strip at the boundaries of the first and second elastic sections, mm; h_n – thickness in neutral section, mm; x_1, x_4 – lengths of elastic sections, mm; x_2, x_3 – lengths of the plastic sections of lag and advance, mm; τ_i – contact tangential stresses, MPa; p_i – normal contact stresses, MPa; α – angle of nip of the strip; β – angle of inclination of the deformation zone on the second elastic section, deg; σ_{i-1}, σ_i – back and front tensions, MPa

табл. 1. Целевой химический состав указанной марки стали, ее технологический режим прокатки, структурные параметры очагов деформации и расчетные значения нормальных контактных напряжений в вышеуказанных клетях представлены в табл. 2.

На рис. 3 схематично показаны распределения максимальных нормальных контактных напряжений на пластическом участке в 7, 9 и 11-й клетях при горячей прокатке полосы по указанному режиму в табл. 2. Данный пластический участок целиком состоит из зоны прилипания [11–13]. Из расчетных значений табл. 2 и рис. 3 видно, что максимальные значения контактных напряжений $p_{x\ max}$ действуют на пластическом участке очага деформации в зоне отставания длиной x_2 (рис. 1) рядом с нейтральным сечением, а также видно незначительное снижение таких напряжений до максимальных значений $p_{4\ max}$ на границе пластического и второго упругого участка. Учитывая изложенное, при определении напряженно-деформированного состояния полосы в контакте с рабочими валками, особенно при расчете x_4 и $p_{4\ max}$, необходимо учитывать

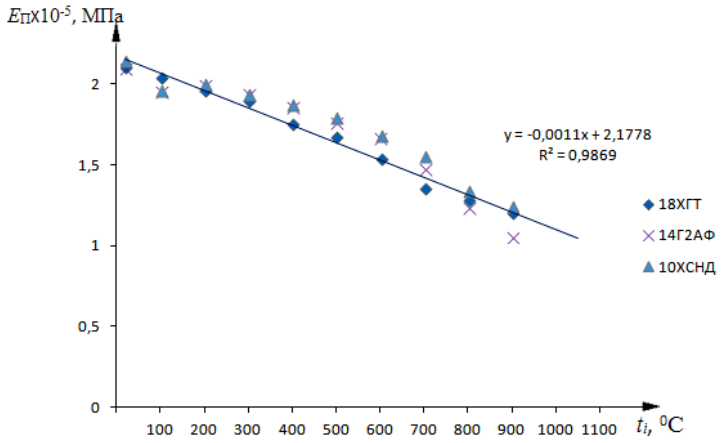

Рис. 2. Изменение модуля упругости низколегированных конструкционных сталей в зависимости от температуры испытаний

Fig. 2. Change in the modulus of elasticity of low-alloy structural steels depending on the test temperature

Таблица 2

Table 2

Химический состав стали 10ХСНД, технологический режим прокатки и результаты расчета структурных параметров очага деформации и нормальных контактных напряжений

Chemical composition of 0.1 C-Cr-Si-Ni-Cu steel, rolling process condition and the results of calculating the structural parameters of the deformation zone and normal contact stresses

Химический состав, % / Chemical composition, %										
C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Nb	Ti	V
0,102	0,87	0,55	0,63	0,05	0,53	0,016	0,46	0,001	0,003	0,002
Клеть № / Rolling stand No.								7	9	11
Толщина за клетью h_i, мм / Outgoing thickness h_i, mm								10,43	3,99	2,33
Относительное обжатие ε_i, % / Percentage reduction ε_i, %								48,16	34,27	19,09
Заднее натяжение σ_{i-1}, МПа / Back tension σ_{i-1}, MPa								20	30	40
Переднее натяжение σ_i, МПа / Front tension σ_i, MPa								30	30	40
Скорость прокатки υ_i, м/с / Rolling speed υ_i, m/s								2,3	5,76	10,36
Температура полосы t_i, °C / Strip temperature t_i, °C								1024	984	939
Коэффициент трения μ_i / Coefficient of friction μ_i								0,418	0,295	0,24
Сопротивление пластической деформации $\sigma_{пл}$, МПа / Plastic resistance σ_{pl}, MPa								167	239,9	315,1
Модуль Юнга рабочих валков $E_В$, МПа / Young's modulus of working rolls E_R, MPa								205 000	185 000	185 000
Модуль Юнга полосы $E_П$, МПа / Young's modulus of strip E_S, MPa								105 165	109 497	114 494
Усилие прокатки P_i, МН / Roll force P_i, MN								33,46	23,13	19,97
Длина очага деформации l_c, мм / Length of deformation zone l_c, mm								63,8	29,56	26,76
Длина упругого участка x_4, мм / Length of elastic section x_4, mm								4,85	6,31	8,18
Максимальные нормальные контактные напряжения $p_{1\,max}$, МПа / Maximum normal contact stresses $p_{1\,max}$, МПа								172,6	247,1	327,7
Максимальные нормальные контактные напряжения на пластическом участке $p_{x\,max}$, МПа / Maximum normal contact stresses on the plastic section $p_{x\,max}$, MPa								332,5	645,9	1067,7
Нормальные контактные напряжения в нейтральном сечении $p_{n\,max}$, МПа / Normal contact stresses in the neutral section $p_{n\,max}$, MPa								328,5	643,3	1066,9
Максимальные нормальные контактные напряжения $p_{4\,max}$, МПа / Maximum normal contact stresses $p_{4\,max}$, MPa								190,5	378,9	798,3

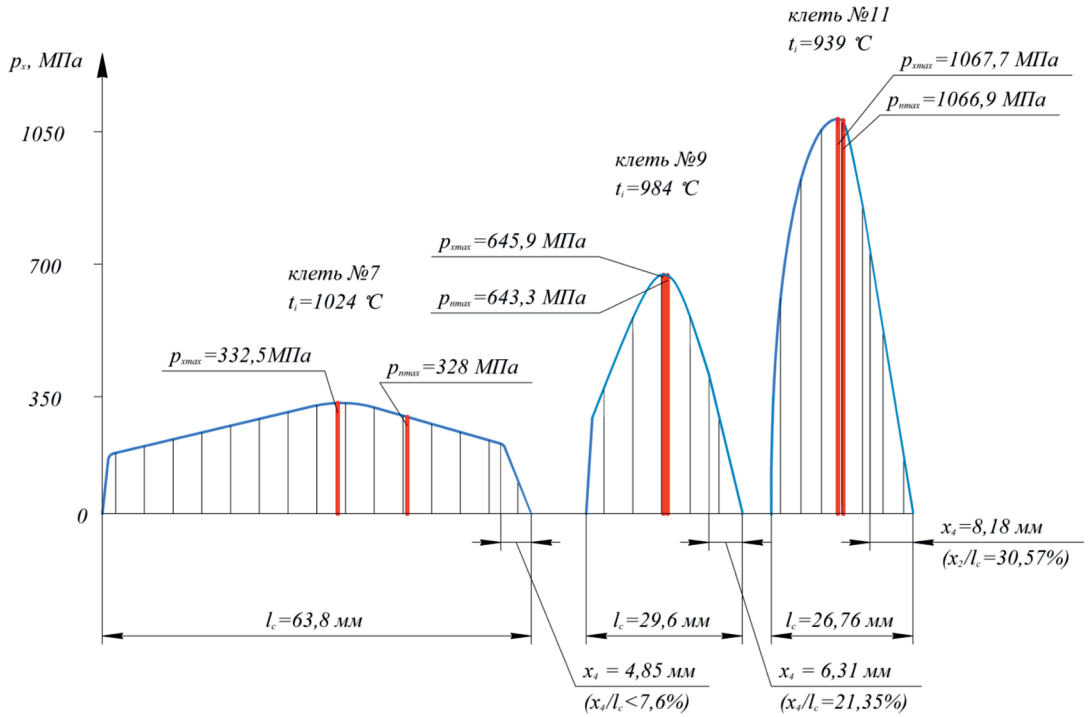

Рис. 3. Схема распределения нормальных контактных напряжений по длине очага деформации в клетях № 7, 9 и 11

Fig. 3. Distribution pattern of normal contact stresses along the length of the deformation zone in rolling stands No.7, No.9 and No.11

особенность изменения модуля упругости стали на рис. 2.

Расчет по формуле (1) с учетом испытаний предела прочности материала высокохромистых чугунных рабочих валков σ_B = 700…800 МПа [17], используемых в клетях чистовой группы стана «2000», показывает, что допускаемые контактные напряжения находятся в диапазоне [σ] = 1050…1200 МПа. Сопоставляя максимальные расчетные нормальные контактные напряжения $p_{x\,\max}$ из табл. 2 и представленные выше допускаемые напряжения [σ], можно сделать вывод, что наибольшую опасность они представляют для рабочих валков клети № 11, так как в нескольких расчетных точках очага деформации $p_{x\,\max}$ и $p_{n\,\max}$ (рис. 3) напряжения попадают в диапазон допускаемых [σ]. Факт максимальной загрузки валковой системы «кварто» клети № 11 по существующей технологии производства в чистовой группе стана «2000» подтверждается также исследованиями в работе [18].

Опасность дальнейшего увеличения максимальных контактных напряжений $p_{x\,\max}$ значительно возрастает при горячей прокатке участков полос с увеличенной продольной разнотолщинностью из-за колебаний усилий P_i в функции всех значимых технологических факторов [19, 20], поэтому при таком многократном нагружении и возникновении значительных температурных напряжений увеличиваются риски повреждения поверхности, снижения стойкости или разрушения рабочих валков и аварийных перевалок [21–23]. Следует также отметить, что прокатка сортамента низколегированных конструкционных сталей в условиях реального производства чистовой группы выполняется перед плановыми перевалками всех клетей стана «2000», поэтому расчетные значения максимальных контактных напряжений $p_{x\,\max}$ и $p_{n\,\max}$ (рис. 3) действительно сказываются на стойкости рабочих валков.

Резервом совершенствования технологии производства горячекатаных высокопрочных стальных полос в чистовой группе широкополосного стана для обеспечения высокой стойкости рабочих валков может служить материал работ [19, 20]. Суть предлагаемого совершенствования при прокатке полос из высокопрочных сталей состоит в том, что увеличение относительных обжатий ε_i в трех первых по ходу прокатки клетях чистовой группы стана «2000» до максимальных допустимых паспортных значений стана обжатий $\varepsilon_{i\,\max}$ или усилий $P_{i\,\max}$

не оказывает существенного влияния на рост максимальных нормальных контактных напряжений $p_{x\,max}$ из-за высоких температур прокатки (табл. 2). Уменьшение обжатий и увеличение удельных межклетевых натяжений σ_{i-1} и σ_i до максимально возможных значений ≤ 60МПа, как показал успешный опыт внедрения на различных станах горячей прокатки в работах [19, 20], по ходу прокатки в последних клетях значительно снижает в них колебания усилий P_i и толщины полос.

В табл. 3 представлены технологические ограничения, новые расчетные режимы и значения нормальных контактных напряжений в вышеуказанных клетях № 7, 9 и 11. Табл. 3 является иллюстрирующим примером эффективности разработанного метода перераспределения обжатий и увеличения межклетевых натяжений в области снижения контактных напряжений при горячей прокатке полосы сортамента 2,1×1270 мм из стали 10ХСНД.

Эффективность начальной настройки технологических режимов горячей прокатки низколегированной конструкционной стали 10ХСНД по изложенному выше принципу показывает снижение максимальных нормальных контактных напряжений в клети № 11 до безопасного диапазона расчетных значений $p_{x\,max}$ = 837,5…838 МПа (табл. 3). Стойкость рабочих валков клети № 7 при увеличении обжатия до максимального значения $\varepsilon_{i\,max}$, как показали расчеты напряжений $p_{x\,max}$ (табл. 3), не зависит от нормальных

Таблица 3
Table 3

Ограничения технологических параметров, новый режим прокатки и результаты расчета нормальных контактных напряжений

Technological constraints, new rolling schedule and calculation results of normal contact stresses

Клеть № / Rolling stand No.	7	9	11
Максимальное относительное обжатие $\varepsilon_{i\,max}$, % / Maximum percentage reduction $\varepsilon_{i\,max}$, %	50	30	25
Максимальное усилие прокатки $P_{i\,max}$, МН / Maximum roll force $P_{i\,max}$, MN	35	28	20
Максимальное заднее натяжение $\sigma_{i-1\,max}$, МПа / Maximum back tension $\sigma_{i-1\,max}$, MPa	22	35	47
Максимальное переднее натяжение $\sigma_{i\,max}$, МПа / Maximum front tension $\sigma_{i\,max}$, MPa	31	42	55
Расчетная скорость прокатки υ_i, м/с / Estimated rolling speed υ_i, m/s	1,97	6,08	11,41
Расчетная температура полосы t_i, °С / Specified temperature of the strip t_i, °C	1016	975	935
Расчетное относительное обжатие ε_i, % / Estimated percentage reduction ε_i, %	50	20,45	10
Сопротивление пластической деформации $\sigma_{пл}$, МПа / Plastic resistance σ_{pl}, MPa	174	247	313
Модуль Юнга полосы $E_П$, МПа / Young's modulus of strip E_S, MPa	105 981	110 479	114 922
Усилие прокатки P_i, МН / Rolling force P_i, MN	33,81	14,93	12,4
Максимальные расчетные нормальные контактные напряжения на пластическом участке $p_{x\,max}$, МПа / Maximum estimated normal contact stresses on the plastic section $p_{x\,max}$, MPa	350,1	634,73	837,5
Нормальные расчетные контактные напряжения в нейтральном сечении $p_{n\,max}$, МПа / Estimated normal contact stresses in the neutral section $p_{n\,max}$, MPa	341,7	633,85	838

контактных напряжений в контакте полосы и рабочего валка. Решающими факторами технологии являются высокая температура прокатки t_i, оказывающая существенное влияние на тепловые деформации, и эффективное охлаждение бочки рабочих валков [24].

Аналогичные расчеты максимальных контактных напряжений $p_{x\,max}$ и $p_{n\,max}$ были выполнены для сталей 18ХГТ и 14Г2АФ (табл. 4) при горячей прокатке в чистовой группе клетей из подката толщиной 35,5 мм до толщины 2,1 мм, чтобы показать целесообразность применения новых оптимизированных режимов по сравнению с рабочими для повышения контактной прочности рабочих валков. Из табл. 4 видно, что с увеличением содержания углерода и легирующих элементов в конструкционных сталях 18ХГТ и 14Г2АФ при горячей прокатке по рабочим режимам возрастают максимальные контактные напряжения до диапазона значений $p_{x\,max}$ = 1095,7…1245 МПа, которые превосходят допускаемые [σ] = 1200 МПа. Результаты вычислений в табл. 3 и 4 позволяют сделать вывод о том, что алгоритм оптимизации технологических режимов горячей прокатки из работ [19, 20] может быть использован для совершенствования технологии прокатки полос с целью обеспечения высокой стойкости рабочих валков путем снижения максимальных контактных напряжений до диапазона 838…1023 МПа.

Выводы

1. Методика расчета нормальных контактных напряжений на упругих участках очага деформации при прокатке низколегированных конструкционных углеродистых сталей дополнена зависимостью изменения модуля упругости полос от температуры.

2. Получено уравнение регрессии для прогнозирования расчетных значений модуля упругости таких сталей в функции изменения температуры горячей прокатки.

3. Выполнено исследование распределения нормальных контактных напряжений по длине очага деформации с учетом особенностей напряженно-деформированного состояния полосы при контакте с рабочими валками. Исследование проводилось на основе существующего технологического режима горячей прокатки в наиболее нагруженных клетях чистовой группы стана «2000». По результатам исследования от-

Таблица 4

Table 4

Рабочие и новые режимы горячей прокатки и результаты расчета максимальных нормальных контактных напряжений

Operating and new rolling schedule and calculation results of maximum normal contact stresses

Сталь / Steel	Режим прокатки / Rolling schedule	Клеть № / Rolling stand No.	ε_i, %	σ_{i-1}/σ_i, МПа / σ_{i-1}/σ_i, MPa	$p_{x\,max}$, МПа / $p_{x\,max}$, MPa	$p_{n\,max}$, МПа / $p_{x\,max}$, MPa
18ХГТ / 0.18 C-Cr-Mn-Ti	Рабочий / Operating schedule	7	48,5	20/30	337	329,6
		9	34,3	30/30	685	682,5
		11	21,3	40/40	1096,5	1095,7
	Новый режим/ New schedule	7	50	24/32	393,5	386
		9	30	37/43	664	663
		11	18,9	49/58	939	938
14Г2АФ / 0.14 C-2 Mn-N-V	Рабочий / Operating schedule	7	47,9	20/30	378	370
		9	33,8	30/30	750,2	748
		11	22,1	40/0	1245	1243,4
	Новый режим/ New schedule	7	50	30/35	441	433
		9	30	40/48	732,6	731
		11	19,1	50/60	1023	1021,9

мечено, что существующие технологические режимы прокатки приводят к росту максимальных контактных напряжений в клети № 11 чистовой группы стана горячей прокатки «2000» ПАО «Северсталь» до опасного диапазона значений 1068…1245 МПа на пластическом участке очага деформации. Стойкость рабочих валков к несвоевременному аварийному разрушению при воздействии указанных максимальных напряжений, попадающих в диапазон допускаемых контактных напряжений [σ] = 1050…1200 МПа и более, объясняется тем, что в зоне контакта материал рабочих валков находится в благоприятных условиях всестороннего упругого сжатия.

4. На основе ранее разработанных принципов оптимизации технологических режимов горячей прокатки для уменьшения колебаний толщины и усилий рассчитаны и предложены усовершенствованные режимы обжатий и удельных межклетевых натяжений, которые позволяют снижать и поддерживать максимальные нормальные контактные напряжения в клети № 11 чистовой группы в безопасном диапазоне 838…1023 МПа.

5. Сделан вывод о том, что разработанный подход оценки стойкости рабочих валков чистовых групп станов горячей прокатки при воздействии на них нормальных контактных напряжений и новый усовершенствованный вариант начальной настройки режимов можно применять при проектировании эффективной технологии прокатки низколегированных конструкционных сталей минимального диапазона толщин 5,5…2,0 мм.

Список литературы

1. *Гостев К.А.* Оптимизация прокатных валков в целях снижения совокупной стоимости владения // Сталь. – 2021. – № 10. – С. 19–24.

2. Simulation of thermal stress and fatigue life prediction of high speed steel work roll during hot rolling considering the initial residual stress / K. Hu, F. Zhu, J. Chen, N.-A. Noda, W. Han, Y. Sano // Metals. – 2019. – Vol. 9 (9). – P. 966. – DOI: 10.3390/met9090966.

3. The influence of rolling mill process parameters on roll thermal fatigue / F. Weidlich, A.P.V. Braga, L.G. da Silva Lima, G. Boccalini, R.M. Souza // International Journal of Advanced Manufacturing Technologies. – 2019. – Vol. 102. – P. 2159–2171. – DOI: 10.1007/s00170-019-03293-1.

4. Evolution of microstructure, temperature and stress in a high speed steel work roll during hot rolling experiment and modeling / G.Y. Deng, Q. Zhu, A.K. Tieu, H.T. Zhu, M. Reid, A.A. Saleh, L.H. Su, T.D. Ta, J. Zhang, C. Lu // Journal of Materials Processing Technology. – 2017. – Vol. 240. – P. 200–208. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.09.025.

5. *Kiss I.*, *Pinca Bretotean C.*, *Josan A.* Experimental research upon the durability in exploitation of the Adamite type rolls // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. – 2018. – Vol. 393 (1). – P. 012090. – DOI: 10.1088/1757-899X/393/1/012090.

6. Modelling surface thermal damage to mill rolls / R. Mercado-Solis, J. Talamantes-Silva, J. Beynon, M. Hernandes-Rodrigues // Wear. – 2007. – Vol. 263 (17–20). – P. 1560–1567. – DOI: 10.1016/j.wear.2006.12.062.

7. Experimental study of heat transfer in hot rolling / P. Kotrbacek, J. Horsky, M. Raudensky, M. Pohanka // Revue de Métallurgie. – 2006. – Vol. 103 (7). – P. 333–341. – DOI: 10.1051/metal:2006134.

8. *Pinca-Bretotean C.*, *Josan A.*, *Kumar Sharma A.* Influence of thermal stresses on the phenomenon of thermal fatigue of rolling cylinders // Journal of Physics: Conference Series. – 2023. – Vol. 2540 (1). – P. 012023. – DOI: 10.1088/1742-6596/2540/1/012023.

9. Analytical modeling of thermo-mechanically induced residual stresses of work rolls during hot rolling / M. Dünckelmeyer, C. Krempaszky, E. Werner, G. Hein, K. Schörkhuber // Steel Research International. – 2010. – Vol. 81. – P. 86–89.

10. *Гарбер Э.А.*, *Кожевникова И.А.* Сопоставительный анализ напряжённо-деформированного состояния металла и энергосиловых параметров процессов горячей и холодной прокатки тонких широких полос // Производство проката. – 2008. – № 1. – С. 10–15.

11. Effect of sliding and rolling friction on the energy-force parameters during hot rolling in four-high stands / E.A. Garber, I.A. Kozhevnikova, P.A. Tarasov, A.I. Traino // Russian Metallurgy (Metally). – 2007. – Vol. 2007 (6). – P. 484–491. – DOI: 10.1134/S0036029507060080.

12. Simulation of contact stresses and forces during hot rolling of thin wide strips with allowance for a stick zone and elastic regions in the deformation zone / E.A. Garber, I.A. Kozhevnikova, P.A. Tarasov, A.A. Zavrazhnov, A.I. Traino // Russian Metallurgy (Metally). – 2007. – Vol. 2007 (2). – P. 112–119. – DOI: 10.1134/S003602950702005X.

13. *Гарбер Э.А.*, *Поспелов И.Д.*, *Кожевникова И.А.* Влияние химического состава и упругих свойств полосы и валков на энергосиловые параметры широкополосных станов горячей прокатки // Производство проката. – 2011. – № 8. – С. 2–7.

14. *Pospelov I.D.*, *Nechaev R.R.* Improving the methodology for calculating the finishing group power

of a continuous wide-strip hot rolling mill // Steel in Translation. – 2024. – Vol. 54 (2). – P. 151–156. – DOI: 10.3103/S0967091224700396.

15. Марочник сталей и сплавов / под общ. ред. А.С. Зубченко. – М.: Машиностроение, 2001. – 672 с. – ISBN 5-217-02992-7.

16. *Горский А.И.*, *Иванов-Эмин Е.Б.*, *Кореновский А.И.* Определение допускаемых напряжений при расчетах на прочность. – М.: НИИМаш, 1974. – 79 с.

17. *Лекомт-Бекерс Ж.*, *Терзиев Л.*, *Брайер Ж.-П.* Эксплуатационные свойства прокатных валков из графитового хромистого чугуна // Сталь. – 2000. – № 1. – С. 46–50.

18. *Ермушин Д.Е.*, *Болобанова Н.Л.* Исследование поверхностного деформационного упрочнения бочки опорных валков чистовой группы широкополосного стана горячей прокатки // Черные металлы. – 2023. – № 2. – С. 27–32. – DOI: 10.17580/chm.2023.02.04.

19. Simulation of the longitudinal thickness deviation of the steel strips hot rolled in the continuous group of a broad-strip mill / E.A. Garber, I.D. Pospelov, A.I. Traino, A.F. Savinykh, N.Yu. Nikolaev, P.A. Mishnev // Russian Metallurgy (Metally). – 2012. – Vol. 2012 (9). – P. 831–836. – DOI: 10.1134/S0036029512090042.

20. Оптимизация режима горячей прокатки стальных полос на широкополосном стане по критерию «минимум продольной разнотолщинности» / Э.А. Гарбер, И.Д. Поспелов, А.Ф. Савиных, Н.Ю. Николаев, П.А. Мишнев // Производство проката. – 2012. – № 5. – С. 15–21.

21. Failure analysis of work rolls of a thin hot strip mill / P. Palit, H.R. Jugade, A.K. Jha, S. Das, G. Mukhopadhyay // Case Studies in Engineering Failure Analysis. – 2015. – Vol. 3. – P. 39–45. – DOI: 10.1016/j.csefa.2015.01.001.

22. *Setiawan R.*, *Siradj E.*, *Iman F.* Failure analysis of ICDP work roll of hot strip mill: case study of shell-core interface spalling // Jurnal Pendidikan Teknologi Kejuruan. – 2022. – Vol. 5 (1). – P. 28–34. – DOI: 10.24036/jptk.v5i1.27023.

23. Investigation of the initial residual stress effects on a work roll maximum in-service stress in hot rolling process by a semi-analytical method / B. Salehebrahimnejad, A. Doniavi, M. Moradi, M. Shahbaz // Journal of Manufacturing Processes. – 2023. – Vol. 99 (9). – P. 53–64. – DOI: 10.1016/j.jmapro.2023.04.084.

24. Повышение эффективности охлаждения валков широкополосного стана горячей прокатки с использованием адаптивных математических моделей теплового баланса / Э.А. Гарбер, М.В. Хлопотин, Е.С. Попов, А.Ф. Савиных, А.В. Голованов // Производство проката. – 2009. – № 4. – С. 12–24.

Конфликт интересов

Автор заявляет об отсутствии конфликта интересов.

© 2024 Автор. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (https://creativecommons.org/licenses/by/4.0).

Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science. 2024 vol. 26 no. 4 pp. 125–137
ISSN: 1994-6309 (print) / 2541-819X (online)
DOI: 10.17212/1994-6309-2024-26.4-125-137

NSTU NETI

Obrabotka metallov - Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov

Investigation of the distribution of normal contact stresses in deformation zone during hot rolling of strips made of structural low-alloy steels to increase the resistance of working rolls

Ivan Pospelov [a,*]

Cherepovets State University, 5 Lunacharskogo pr., Cherepovets, 162600, Russian Federation

[a] https://orcid.org/0009-0000-5974-5718, idpospelov@chsu.ru

ARTICLE INFO

Article history:
Received: 23 August 2024
Revised: 16 September 2024
Accepted: 02 October 2024
Available online: 15 December 2024

Keywords:
Normal contact stresses
Structural low-alloy steels
Deformation zone
Elastic modulus of the strip
Contact strength of working rolls

Acknowledgements
Some of the research was carried out in the operating conditions of PJSC Severstal.

ABSTRACT

Introduction. During the operation of the working rolls of the finishing groups of continuous wide-strip hot rolling mills, normal contact stresses have a decisive influence on its resistance and strength, especially when rolling a range of low-alloy structural steels with a minimum thickness range of 5.5–2.0 mm, which does not correspond to the passport characteristics of such mills. **The subject of the study.** Previously performed studies of the stress-strain state of the rolled strip in the deformation zones make it possible to estimate the level of normal contact stresses acting on the working rolls during hot rolling of strips of low-carbon steels. The paper discusses the results of the study of the stressed state of strips of low-alloy structural steels in contact with rolls, taking into account the features of the chemical composition of the metal and changes in its elastic properties during deformation at hot rolling temperatures. The results obtained are applicable to the evaluation of the contact strength of the finishing rolls of the rolling mill. **The purpose of the work** is to investigate the distribution of normal contact stresses in the deformation zones during hot rolling of strips of low-alloy structural steels to ensure high resistance of the working rolls. **Material and methods.** The study is based on the elastic-plastic model and equations for calculating normal contact stresses for each section of the deformation zone. The specificity of variation of *Young's* modulus (modulus of elasticity) of low-alloyed structural steels in accordance with certain hot rolling temperatures is studied in detail, and the contact strength of high-chromium cast iron work rolls is evaluated. **Results and discussion.** A reliable regression equation is obtained for determining the values of the Young's modulus of the rolled strip as a function of changing hot rolling temperatures. The results of a numerical experiment are presented in the form of calculating the maximum normal contact stresses using the elastic-plastic model of the deformation zone and assessing the contact strength of the work rolls based on actual rolling conditions on an operating mill. New improved technological modes of hot rolling of low-alloy structural steels (0.1 *C-Cr-Si-Ni-Cu*, 0.18 *C-Cr-Mn-Ti* and 0.14 *C-2 Mn-N-V*) are proposed, which make it possible to reduce the maximum contact stresses and increase the resistance of the working rolls.

For citation: Pospelov I.D. Investigation of the distribution of normal contact stresses in deformation zone during hot rolling of strips made of structural low-alloy steels to increase the resistance of working rolls. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2024, vol. 26, no. 4, pp. 125–137. DOI: 10.17212/1994-6309-2024-26.4-125-137. (In Russian).

References

1. Gostev K.A. Optimizatsiya prokatnykh valkov v tselyakh snizheniya sovokupnoi stoimosti vladeniya [Optimization of rolling rolls with the purpose of reducing the TCO]. *Stal' = Steel in Translation*, 2021, no. 10, pp. 19–24. (In Russian).

2. Hu K., Zhu F., Chen J., Noda N.-A., Han W., Sano Y. Simulation of thermal stress and fatigue life prediction of high speed steel work roll during hot rolling considering the initial residual stress. *Metals*, 2019, vol. 9 (9), p. 966. DOI: 10.3390/met9090966.

*** Corresponding author**
Pospelov Ivan D., Ph.D. (Engineering), Associate Professor
Cherepovets State University,
5 Lunacharskogo pr.,
162600, Cherepovets, Russian Federation
Tel.: +7 963 353-53-71, **e-mail:** idpospelov@chsu.ru

3. Weidlich F., Braga A.P.V., da Silva Lima L.G., Boccalini G., Souza R.M. The influence of rolling mill process parameters on roll thermal fatigue. *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*, 2019, vol. 102, pp. 2159–2171. DOI: 10.1007/s00170-019-03293-1.

4. Deng G.Y., Zhu Q., Tieu A.K., Zhu H.T., Reid M., Saleh A.A., Su L.H., Ta T.D., Zhang J., Lu C. Evolution of microstructure, temperature and stress in a high speed steel work roll during hot rolling experiment and modeling. *Journal of Materials Processing Technology*, 2017, vol. 240, pp. 200–208. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.09.025.

5. Kiss I., Pinca Bretotean C., Josan A. Experimental research upon the durability in exploitation of the Adamite type rolls. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2018, vol. 393 (1), p. 012090. DOI: 10.1088/1757-899X/393/1/012090.

6. Mercado-Solis R.D., Talamantes-Silva J., Beynon J.H., Hernandes-Rodrigues M.A.L. Modelling surface thermal damage to mill rolls. *Wear*, 2007, vol. 263 (17–20), pp. 1560–1567. DOI: 10.1016/j.wear.2006.12.062.

7. Kotrbacek P., Horsky J., Raudensky M., Pohanka M. Experimental study of heat transfer in hot rolling. *Revue de Métallurgie*, 2006, vol. 103 (7), pp. 333–341. DOI: 10.1051/metal:2006134.

8. Pinca-Bretotean C., Josan A., Kumar Sharma A. Influence of thermal stresses on the phenomenon of thermal fatigue of rolling cylinders. *Journal of Physics: Conference Series*, 2023, vol. 2540 (1), p. 012023. DOI: 10.1088/1742-6596/2540/1/012023.

9. Dünckelmeyer M., Krempaszky C., Werner E., Hein G., Schörkhuber K. Analytical modeling of thermo-mechanically induced residual stresses of work rolls during hot rolling. *Steel Research International*, 2010, vol. 81, pp. 86–89.

10. Garber E.A., Kozhevnikova I.A. Sopostavitel'nyi analiz napryazhenno-deformirovannogo sostoyaniya metalla i energosilovykh parametrov protsessov goryachei i kholodnoi prokatki tonkikh shirokikh polos [Comparative study of stress-strained state of metal and energy-force parameters of hot and cold rolling processes of thin wide strips]. *Proizvodstvo prokata = Rolling*, 2008, no. 1, pp. 10–15.

11. Garber E.A., Kozhevnikova I.A., Tarasov P.A. Effect of sliding and rolling friction on the energy-force parameters during hot rolling in four-high stands. *Russian Metallurgy* (*Metally*), 2007, vol. 2007, pp. 484–491. DOI: 10.1134/S0036029507060080.

12. Garber E.A., Kozhevnikova I.A., Tarasov P.A., Zavrazhnov A.A., Traino A.I. Simulation of contact stresses and forces during hot rolling of thin wide strips with allowance for a stick zone and elastic regions in the deformation zone. *Russian Metallurgy* (*Metally*), 2007, vol. 2007 (2), pp. 112–119. DOI: 10.1134/S003602950702005X.

13. Garber E.A., Pospelov I.D., Kozhevnikova I.A. Vliyanie khimicheskogo sostava i uprugikh svoistv polosy i valkov na energosilovye parametry shirokopolosnykh stanov goryachei prokatki [Influence of practically chemical composition and elastic properties of strip and rolls on calculation accuracy of energy and force parameters in wide strip hot rolling mills]. *Proizvodstvo prokata = Rolling*, 2011, no. 8, pp. 2–7.

14. Pospelov I.D., Nechaev R.R. Improving the methodology for calculating the finishing group power of a continuous wide-strip hot rolling mill. *Steel in Translation*, 2024, vol. 54 (2), pp. 151–156. DOI: 10.3103/S0967091224700396.

15. Zubchenko A.S., ed. *Marochnik stalei i splavov* [Steel and alloy grade guide]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2001. 672 p. ISBN 5-217-02992-7.

16. Gorskii A.I., Ivanov-Emin E.B., Korenovskii A.I. *Opredelenie dopuskaemykh napryazhenii pri raschetakh na prochnost'* [Determination of permissible stresses in strength calculations]. Moscow, NIIMash Publ., 1974. 79 p.

17. Lekomt-Bekers Zh., Terziev L., Braier Zh.-P. Ekspluatatsionnye svoistva prokatnykh valkov iz grafitovogo khromistogo chuguna [Working properties of graphite chrome cast iron rolling rolls]. *Stal' = Steel in Translation*, 2000, no. 1, pp. 46–50. (In Russian).

18. Ermushin D.E., Bolobanova N.L. Issledovanie poverkhnostnogo deformatsionnogo uprochneniya bochki opornykh valkov chistovoi gruppy shirokopolosnogo stana goryachei prokatki [Investigation of surface strain hardening of the barrel of back-up rolls in the finishing group of a broadband hot rolling mill]. *Chernye metally = Stahl und eisen*, 2023, no. 2, pp. 27–32. DOI: 10.17580/chm.2023.02.04. (In Russian).

19. Garber E.A., Pospelov I.D., Traino A.I., Savinykh A.F., Nikolaev N.Yu., Mishnev P.A. Simulation of the longitudinal thickness deviation of the steel strips hot rolled in the continuous group of a broad-strip mill. *Russian Metallurgy* (*Metally*), 2012, vol. 2012 (9), pp. 831–836. DOI: 10.1134/S0036029512090042.

20. Garber E.A., Pospelov I.D., Savinykh A.F., Nikolaev N.Yu., Mishnev P.A. Optimizatsiya rezhima goryachei prokatki stal'nykh polos na shirokopolosnom stane po kriteriyu «minimum prodol'noi raznotolshchinnosti» [Optimization of hot rolling condition of steel strip on wide-strip mill by «minimum longitudinal crowing» criteria]. *Proizvodstvo prokata = Rolling*, 2012, no. 5, pp. 15–21.

21. Palit P., Jugade H.R., Jha A.K., Das S., Mukhopadhyay G. Failure analysis of work rolls of a thin hot strip mill. *Case Studies in Engineering Failure Analysis*, 2015, vol. 3, pp. 39–45. DOI: 10.1016/j.csefa.2015.01.001.

22. Setiawan R., Siradj E., Iman F. Failure analysis of ICDP work roll of hot strip mill: case study of shell-core interface spalling. *Jurnal Pendidikan Teknologi Kejuruan*, 2022, vol. 5 (1), pp. 28–34. DOI: 10.24036/jptk.v5i1.27023.

23. Salehebrahimnejad B., Doniavi A., Moradi M., Shahbaz M. Investigation of the initial residual stress effects on a work roll maximum in-service stress in hot rolling process by a semi-analytical method. *Journal of Manufacturing Processes*, 2023, vol. 99 (9), pp. 53–64. DOI: 10.1016/j.jmapro.2023.04.084.

24. Garber E.A., Khlopotin M.V., Popov E.S., Savinykh A.F., Golovanov A.V. Povyshenie effektivnosti okhlazhdeniya valkov shirokopolosnogo stana goryachei prokatki s ispol'zovaniem adaptivnykh matematicheskikh modelei teplovogo balansa [Improving the efficiency of cooling rolls in a wide-strip hot rolling mill using adaptive mathematical models of heat balance]. *Proizvodstvo prokata = Rolling*, 2009, no. 4, pp. 12–24.

Conflicts of Interest

The author declare no conflict of interest.

© 2024 The Author. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (http://creativecommons.org/licenses/by/4.0).