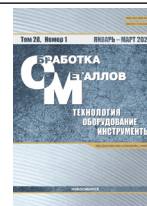




Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

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



Совершенствование методики расчета температурных напряжений в рабочих валках при нестационарном тепловом режиме стана горячей прокатки

Иван Поспелов^{1, а, *}, Юлия Бабайлова^{2, б}, Вадим Румянцев^{1, с}, Марина Мащенко^{1, д}

¹ Череповецкий государственный университет, пр. Луначарского, 5, г. Череповец, 162600, Россия

² ПАО «Северсталь», ул. Мира, 30, г. Череповец, 162608, Россия

^а <https://orcid.org/0009-0000-5974-5718>, idospeltov@chsu.ru; ^б <https://orcid.org/0009-0003-6718-6700>, iuf.babailova@severstal.com;

^с <https://orcid.org/0009-0004-0724-8727>, vvrumiantcev@chsu.ru; ^д <https://orcid.org/0009-0008-4391-2700>, mamashchenko@chsu.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.771.016.3:536.24

История статьи:

Поступила: 14 августа 2025

Рецензирование: 11 ноября 2025

Принята к печати: 14 февраля 2026

Доступно онлайн: 15 марта 2026

Ключевые слова:

Температурные напряжения
Нестационарный тепловой режим
Рабочий валок
Горячая прокатка
Непрерывный широкополосный стан

Благодарности

Часть исследований выполнены в условиях ПАО «Северсталь».

АННОТАЦИЯ

Введение. Значительное повышение производительности и интенсификация технологического процесса требуют учета температурного режима работы валков станов горячей прокатки. В этой связи расчет температурных напряжений приобретает особое значение для выбора оптимальных конструктивных параметров и технологических режимов при эксплуатации валков современных станов. **Предмет.** Решение задачи расчета температурных напряжений, возникающих в рабочих валках станов горячей прокатки, возможно на основе совершенствования существующей математической модели для станов холодной прокатки, основанной на аналитическом решении дифференциального уравнения теплопроводности, учитывая, что их температурное поле осесимметрично. Особенность аналитического решения состоит в том, что заранее задать график изменения поверхностной температуры валков не представляется возможным, поскольку она является сложной функцией режимов прокатки. Заранее предполагают известным лишь вид графика функции, который задают в форме непрерывной ломаной линии. В данной работе рассматривается усовершенствованная модель, построенная на основе численно-аналитического решения задачи о температурном режиме рабочих валков. **Цель работы.** Разработка усовершенствованной методики расчета температурных напряжений в рабочих валках при нестационарном тепловом режиме, характерном для непрерывных чистовых групп станов горячей прокатки, для оценки их контактно-усталостной прочности. **Материал и методика исследований.** Исследование построено на основе указанной усовершенствованной численно-аналитической модели и уравнений расчета температурных напряжений для определенного слоя рабочего валка действующего стана горячей прокатки в поперечном сечении с учетом его конструктивных особенностей и физико-механических параметров его материала. **Результаты и обсуждение.** Показано преимущество усовершенствованной методики расчета температурных напряжений в плане их определения в любой момент времени работы валка. Представлены результаты вычислительного эксперимента в виде расчета эквивалентных напряжений $\sigma_{экв}$ по классической и усовершенствованной методикам и выполнена сравнительная оценка контактно-усталостной прочности рабочих валков по представленным методикам для реального режима работы чистовой группы действующего стана. С учетом ранее проведенных исследований теплового режима работы чистовой группы стана горячей прокатки 2000 рекомендовано отключение коллекторов охлаждения в моменты пауз между прокатками полос.

Для цитирования: Совершенствование методики расчета температурных напряжений в рабочих валках при нестационарном тепловом режиме стана горячей прокатки / И.Д. Поспелов, Ю.Ф. Бабайлова, В.В. Румянцев, М.А. Мащенко // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2026. – Т. 28, № 1. – С. 207–219. – DOI: 10.17212/1994-6309-2026-28.1-207-219.

Введение

Рабочие валки четырехвалковых клетей «кварто» тонколистовых станов работают в условиях сложного напряженного состояния, вы-

званного совместным действием контактных и тепловых нагрузок. В исследовании и расчетах валков чистовой группы непрерывного широкополосного стана горячей прокатки [1] показано решающее влияние на их прочность и стойкость нормальных контактных напряжений, зачастую достигающих предельных допустимых значений контактной прочности. Однако на современных высокопроизводительных станах горячей и холодной прокатки тепловой режим также

*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: idospeltov@chsu.ru

оказывает непосредственное влияние на стойкость рабочих валков [2–4].

В ряде современных зарубежных публикаций [5–14] представлены исследования температурных напряжений, возникающих в рабочих валках при горячей прокатке. Большинство результатов, полученных в работах, основано на методах статистического, аналитического или численного моделирования с помощью ЭВМ [5–9], а также на экспериментах в лаборатории или на действующих станах горячей прокатки [10–14]. Использование вариантов таких исследований направлено на решение отдельных задач в рамках статической компьютерной модели без указания закономерностей физического моделирования или условий работы стана определенной конструкции, что исключает их универсальность в применении к совершенствованию существующих фундаментальных физико-математических моделей [15–17].

Анализ работы [15], посвященной повышению точности размеров листового проката на основе динамической модели теплового профиля валков, показал, что при существующих скоростях горячей прокатки, как и в случае холодной прокатки [16], распределение температуры относительно оси валка практически симметричное. Материал работ [15–17], основанный на решении дифференциального уравнения теплопроводности и принципе балансного построения модели теплового режима, является универсальным для станов горячей и холодной прокатки различной конструкции и получил практическое применение [2–4]. Однако все расчеты тепловых напряжений в исследованиях [15–17] проводились упрощенно для ряда частных случаев линейного, параболического и логарифмического изменения температуры от поверхности к оси рабочего валка, которые имеют место при определенных стационарных условиях нагрева и охлаждения.

Другая отличительная особенность современных станов горячей прокатки заключается в том, что в конструкциях современных валковых систем «кварто» применяются чугунные рабочие валки с разными увеличенными диаметрами и отличными от стальных валков физико-механическими свойствами их материала [18–20], расчет и исследования температурных напряжений для которых ранее по методикам

[15–17] не проводились. Механические свойства чугуна ниже, чем у стали, поэтому дополнительные термические напряжения негативно сказываются на долговечности (работоспособности) рабочих валков.

Цель работы заключается в разработке усовершенствованной методики расчета температурных напряжений в рабочих валках при нестационарном тепловом режиме, характерном для непрерывных чистовых групп станов горячей прокатки, для оценки их контактно-усталостной прочности.

Задачами работы являются совершенствование методики расчета температурных напряжений при нестационарном технологическом режиме работы стана горячей прокатки; численно-аналитический расчет и графическое построение функции температурных напряжений для определенного рабочего валка действующего стана горячей прокатки; вычисление температурных напряжений в поверхностном слое валка с учетом особенностей существующего режима охлаждения рабочих валков; сравнительная оценка расчетных значений температурных напряжений и рекомендация по эффективному использованию системы охлаждения рабочих валков на основе данного сравнения.

Методика исследований

Общая схема горячей прокатки в чистовой группе непрерывного широкополосного стана представлена на рис. 1. В указанную группу клетей поступает предварительно нагретая полоса 1, температура которой в зависимости от марки стали колеблется в диапазоне 950...1100 °С. Температура рабочих 2 и опорных 4 валков системы «кварто» определяется соотношением между интенсивностью их нагрева и охлаждения. Нагрев рабочих валков, а через них и опорных, происходит главным образом от теплового потока, отдаваемого полосой контактным теплообменом с рабочим валком, и в меньшей степени от тепла, выделяемого по длине дуги очага упругопластической деформации l_c (рис. 1) при совершении удельных работ прокатки деформации полосы с толщины h_{j-1} до толщины h_j [21–24]. Охлаждение валков осуществляется водой, подаваемой на всю длину бочки рабочего и опорного валков через коллекторы 3.

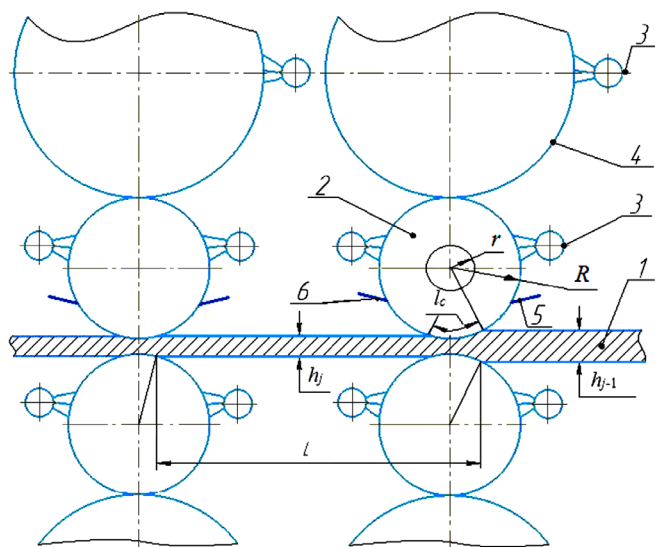


Рис. 1. Схема горячей прокатки и охлаждения валков в клетях «кварто»:

1 – прокатываемая полоса; 2 – рабочий валок; 3 – коллекторы охлаждения; 4 – опорный валок; 5 и 6 – проводки-водостекатели; L – межклетевое расстояние при прокатке полосы

Fig. 1. Scheme of hot rolling and roll cooling in a four-high mill stand:

1 – rolled strip; 2 – working roll; 3 – cooling headers; 4 – back-up roll; 5 and 6 – wiring-water cutters; L – interstand distance during strip rolling

С целью предотвратить попадание охлаждающей жидкости на прокатываемую раскаленную стальную полосу устанавливаются на разном уровне проводки-водостекатели 5 и 6.

Для расчета осесимметричных температурных напряжений в рабочем валке с учетом постоянного радиуса внутреннего слоя валка $r = \text{const}$ (рис. 1), применяются известные формулы из теории упругости [17]:

$$\sigma_t = \frac{E\alpha}{1-\mu} \left[\frac{1}{r^2} \int_r^{\rho R} tr dr + \frac{(\rho R)^2 - r^2}{(\rho R)^2 (R^2 - r^2)} \int_r^R tr dr - t \right]; \quad (1)$$

$$\sigma_r = \frac{E\alpha}{1-\mu} \left[-\frac{1}{r^2} \int_r^{\rho R} tr dr + \frac{(\rho R)^2 - r^2}{(\rho R)^2 (R^2 - r^2)} \int_r^R tr dr \right]; \quad (2)$$

$$\sigma_z = \sigma_t + \sigma_r = \frac{E\alpha}{1-\mu} \left[\frac{2}{R^2 - r^2} \int_r^R tr dr - t \right], \quad (3)$$

причем на наружном и внутреннем слое валка (рис. 1) при $\rho = 1$ и $\rho = r/R$:

$$\sigma_r = 0, \quad \sigma_t = \sigma_z, \quad (4)$$

где σ_r , σ_r и σ_z – соответственно окружное, осевое и радиальное главные нормальные напряжения, МПа; E – модуль упругости рабочего валка, МПа; μ – коэффициент Пуассона материала рабочего валка; α – коэффициент теплового расширения $1/^\circ\text{C}$; $\rho = r_i/R$ – безразмерный радиус (рис. 2); r_i – произвольный радиус внутреннего слоя валка, мм; R – радиус наружной поверхности бочки валка, мм.

Для упрощенной оценки температурных напряжений можно сделать допущение, что температура, согласно исследованиям из работы [16], в поперечном сечении валка (рис. 2) изменяется по логарифмической кривой. Если в выражения (1–3) подставить в качестве $t = t(r)$ аппроксимирующее выражение указанной кривой распределения температур по сечению, то величина и знак температурных напряжений в таком случае являются функцией прежде всего перепада температур в поперечном сечении, т. е. разности $(t_2 - t_1)$. При этом температурные напряжения в опасных сечениях, принимая $\rho = k = r/R$ (рис. 2), можно рассчитать по следующим простым формулам из работы [3]:

– у наружной поверхности бочки рабочего валка

$$\sigma_{r1} = 0; \quad \sigma_{t1} = \sigma_{z1} = (t_2 - t_1) \frac{E\alpha}{1-\mu} \left(\frac{1}{2 \ln k} + \frac{k^2}{1 - k^2} \right); \quad (5)$$

– у внутреннего слоя рабочего валка с безразмерным радиусом ρ

$$\sigma_{r2} = 0; \quad \sigma_{t2} = \sigma_{z2} = (t_2 - t_1) \frac{E\alpha}{1-\mu} \left(\frac{1}{2 \ln k} + \frac{1}{1 - k^2} \right). \quad (6)$$

Следует заметить, что выражения (5) и (6) позволяют рассчитывать температурные напряжения только для определенных стационарных условий нагрева и охлаждения.

Для расчета температурных напряжений в рабочем валке в любой момент времени рассмотрим непрерывную кусочно-ломаную линию $\varphi(\tau)$, $^\circ\text{C}$, на рис. 3, представляющую собой графическое изменение во времени поверхностной

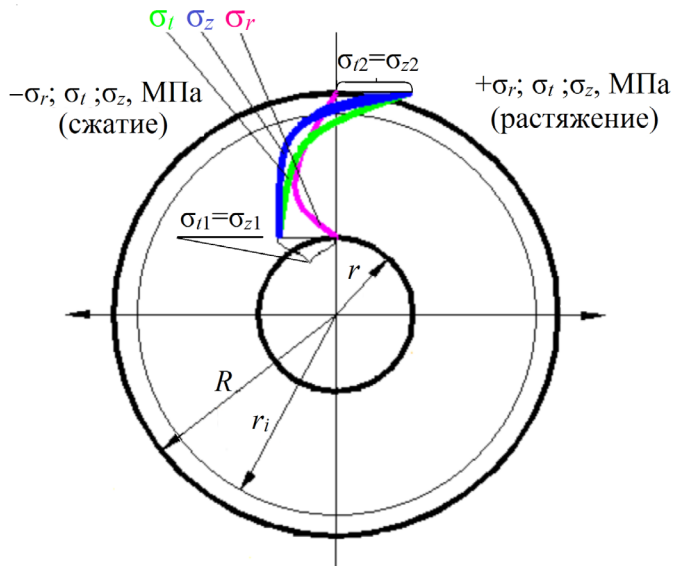


Рис. 2. Распределение температурных напряжений по сечению вала для случая $t_2 < t_1$

Fig. 2. Schematic distribution of temperature stresses across the roll section for the case $t_2 < t_1$

осесимметричной температуры основной зоны вала за каждый оборот, нагреваемой температурой на поверхности бочки рабочего вала.

Подставив в формулы (1–3) вместо t выражение температурного поля $F_1(\rho, \tau)$, из работы [17] получаем:

– для первого промежутка времени $0 \dots \tau_1$ (нагрев со скоростью c_0 на рис. 3):

$$t_1(\rho, \tau) = c_0 F_1(\rho, \tau); \quad (7)$$

– для любого промежутка времени $\tau_{i-1} \dots \tau_i$

$$t_i(\rho, \tau) = c_0 F_1(\rho, \tau) + c_1 F_2(\rho, \tau - \tau_1) + \dots + c_{i-1} F_1(\rho, \tau - \tau_{i-1}). \quad (8)$$

Произведя интегрирование и простейшие преобразования, получаем

$$\sigma_{t1} = \frac{E\alpha}{1-\mu} c_0 F_2(\rho, \tau) = \frac{E\alpha}{1-\mu} c_0 \times \left[\frac{1}{f_2} \left(f_3 + e^{-f_2 v_1^2 \tau f_4} + e^{-f_2 v_2^2 \tau f_5} \right) \right]; \quad (9)$$

$$\sigma_{r1} = \frac{E\alpha}{1-\mu} c_0 F_2(\rho, \tau) = \frac{E\alpha}{1-\mu} c_0 \times \left[\frac{1}{f_2} \left(f_6 + e^{-f_2 v_1^2 \tau f_7} + e^{-f_2 v_2^2 \tau f_8} \right) \right]; \quad (10)$$

$$\sigma_{t(r)i} = \frac{E\alpha}{1-\mu} \left[c_0 F_{2(4)}(\rho, \tau) + c_1 F_{2(4)}(\rho, \tau - \tau_1) + \dots + c_{i-1} F_{2(4)}(\rho, \tau - \tau_{i-1}) \right], \quad (11)$$

где $F_2(\rho, \tau)$ и $F_4(\rho, \tau)$ – функции окружных (тангенциальных) и радиальных температурных напряжений, с;

$$f_2 = \frac{a}{R^2}; \quad (12)$$

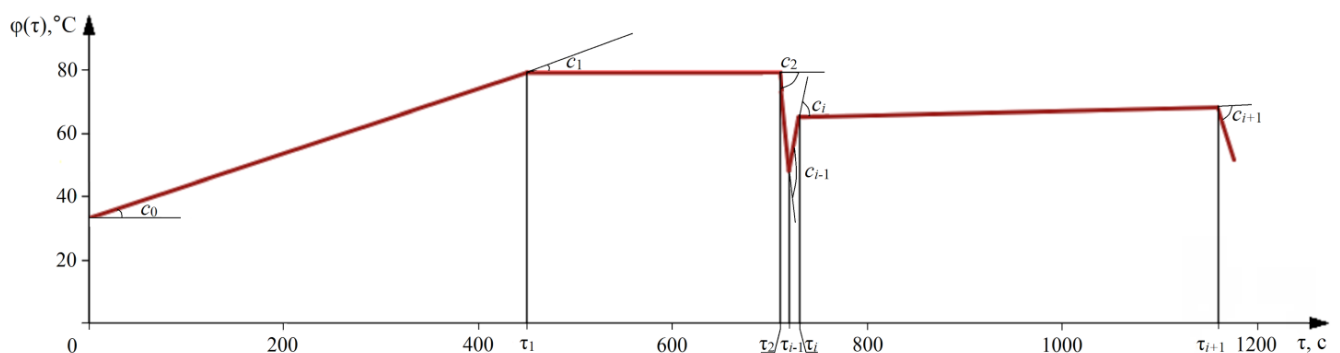


Рис. 3. График изменения температуры на поверхности рабочего вала при горячей прокатке, представленный в виде ломаной линии:

c_0 – скорость нагрева в начальный момент времени τ_0 , °C/s; c_i – изменение скорости при переходе от i -го отрезка к смежному $(i + 1)$, °C/s; τ_i – определенный момент времени, соответствующий переходу от нагрева со скоростью $c_0 + c_1 + \dots + c_{i-1}$ к нагреву со скоростью $c_0 + c_1 + \dots + c_{i-1} + c_i$

Fig. 3. Temperature curve on the surface of the working roll during hot rolling, represented as a polygonal line: c_0 is the heating rate at the initial time τ_0 , °C/s; c_i is the change in heating rate from the i -th polygon leg to the adjacent $(i+1)$ -th polygon leg, °C/s; τ_i is the specific time corresponding to the transition from heating at the rate of $c_0 + c_1 + \dots + c_{i-1}$ to heating at the rate of $c_0 + c_1 + \dots + c_{i-1} + c_i$

$$f_3 = \frac{1}{8} \left[\frac{1}{2} \left(1 + \frac{k^2}{\rho^2} - 3\rho^2 + 5k^2 \right) + 2k^2 \left(\ln \rho + \left(\frac{k^2}{\rho^2} \right) \left(\frac{1 + \rho^2}{1 - k^2} \right) \ln k \right) \right]; \quad (13)$$

$$f_6 = \frac{1}{8} \left[\frac{1 - \rho^2}{2} \left(1 - \frac{k^2}{\rho^2} \right) + 2k^2 \left(\ln \rho - \left(\frac{k^2}{\rho^2} \right) \left(\frac{1 - \rho^2}{1 - k^2} \right) \ln k \right) \right]; \quad (14)$$

$$f_4 = \frac{2}{\rho(1 - k^2)} \times \frac{(1 - k^2)\{6\}_{v_1} + \frac{\rho^2 - k^2}{\rho}\{2\}_{v_1} + \rho(1 - k^2)v_1\{4\}_{v_1}}{v_1^4(\{2\}_{v_1} + k\{3\}_{v_1})}; \quad (15)$$

$$f_5 = \frac{2}{\rho(1 - k^2)} \times \frac{(1 - k^2)\{5\}_{v_2} + \frac{\rho^2 - k^2}{\rho}\{2\}_{v_2} + \rho(1 - k^2)v_2\{4\}_{v_2}}{v_2^4(\{2\}_{v_2} + k\{3\}_{v_2})}; \quad (16)$$

$$f_7 = \frac{1 - \frac{k^2}{\rho^2}}{2 \frac{\rho^2}{1 - k^2} \{2\}_{v_1} - \frac{1}{\rho^2} \{5\}_{v_1}} \times \frac{1}{v_1^4(\{2\}_{v_1} + k\{3\}_{v_1})}; \quad (17)$$

$$f_8 = \frac{1 - \frac{k^2}{\rho^2}}{2 \frac{\rho^2}{1 - k^2} \{2\}_{v_2} - \frac{1}{\rho^2} \{5\}_{v_2}} \times \frac{1}{v_2^4(\{2\}_{v_2} + k\{3\}_{v_2})}; \quad (18)$$

$$\{1\} = J_0(\lambda)Y_1(\lambda k) - J_1(\lambda k)Y_0(\lambda); \quad (19)$$

$$\{2\} = J_1(\lambda k)Y_1(\lambda) - J_1(\lambda)Y_1(\lambda k);$$

$$\{3\} = J_0(\lambda)Y_0(\lambda k) - J_0(\lambda k)Y_0(\lambda); \quad (20)$$

$$\{4\} = J_0(\lambda \rho)Y_1(\lambda k) - J_1(\lambda k)Y_0(\lambda \rho); \quad (21)$$

$$\{5\} = J_1(\lambda k)Y_1(\lambda \rho) - J_1(\lambda \rho)Y_1(\lambda k), \quad (22)$$

где a – коэффициент температуропроводности валка, мм²/с; $J_0(x)$ и $J_1(x)$ – функции Бесселя первого рода нулевого и первого порядков; $Y_0(x)$ и $Y_1(x)$ – функции Бесселя второго рода нулевого и первого порядков; v_1 и v_2 – два первых корня функции $\{1\}$, т. е. два первых значения λ , при

которых $\{1\} = 0$. Индексы v_1 и v_2 при выражениях $\{2\}$, $\{3\}$, $\{4\}$ и $\{5\}$ в формулах (15–18) показывают, что в этих выражениях вместо переменной λ подставляются значения $v_1 = 2,40482$ и $v_2 = 5,52007$ [25].

Поскольку напряженное состояние материала рабочего валка в зоне действия контактных напряжений – объемное всестороннее сжатие [1], то эквивалентное напряжение $\sigma_{\text{эКВ}}$, характеризующее опасность напряженного состояния, приближенно может определяться как разность максимального и минимального контактных напряжений [3]:

$$\sigma_{\text{эКВ}} \approx \sigma_{1\text{К}} - \sigma_{3\text{К}}, \quad (23)$$

где $\sigma_{1\text{К}}$ – максимальное (с учетом знака) контактное напряжение (как правило, $\sigma_{1\text{К}} = \sigma_{\phi} + \sigma_r$, где σ_{ϕ} – окружное или тангенциальное контактное напряжение), МПа; $\sigma_{3\text{К}}$ – минимальное контактное напряжение (при условии $\sigma_r = 0$ (рис. 2) $\sigma_{3\text{К}}$ – максимальное по модулю, но с учетом знака являющееся минимальным), МПа.

Особенность такого напряженного состояния заключается в том, что его опасность в значительной степени зависит от величины и знака дополнительных, в частности температурных окружных напряжений σ_r , даже если эти напряжения в сравнении с контактными невелики.

На основании выражения (23) для оценки опасного напряженного состояния следует исключить предполагаемое опасное сечение внутреннего слоя валка с безразмерным радиусом $\rho = k = r/R$ (рис. 2), так как в этом слое окружные напряжения отсутствуют, а контактные напряжения резко снижаются и практически исчезают при приближении к оси валка [3]. Таким образом, наиболее опасные напряжения $\sigma_{12} = \sigma_{z2}$ действуют в зоне непосредственного контакта поверхностей прокатываемой полосы и рабочего валка (рис. 2).

Величину допускаемого эквивалентного напряжения $[\sigma_{\text{эКВ}}]$, МПа, можно принять с учетом практики расчета контактно-усталостной прочности валков станов холодной прокатки [3] в зависимости от твердости поверхности бочки рабочих валков:

$$[\sigma_{\text{эКВ}}] = 10 HSh_p, \quad (24)$$

где HSh_p – твердость бочки рабочих валков по шкале Шора.

Расчет контактных и окружных напряжений, действующих на внешней поверхности вала, проводили по методикам [1, 23], а температуру во внутренних слоях определяли по материалу работы [27].

Исследования температурных напряжений по существующей упрощенной и усовершенствованной методикам, а также их влияние на стойкость проводили для нижнего рабочего вала наиболее нагруженной клетки № 10 [26] чистой группы широкополосного стана 2000 ПАО «Северсталь» при прокатке полосы из высокопрочной стали 30ХГСА с частным обжатием $\varepsilon = 21,3 \%$ при температуре полосы $t = 834^\circ\text{C}$. Технологические параметры и физико-механические свойства указанного вала представлены в табл. 1.

Графическое изменение температуры на поверхности указанного вала, фиксируемое автоматизированной системой управления непрерывным станом горячей прокатки, представлено на рис. 3.

Результаты и их обсуждение

В качестве примера применения классической методики [3], успешно используемой в современной технологической практике станов горячей и холодной прокатки [2, 4], для определения температурных напряжений по формулам (5)

и (6) в табл. 2 представлены расчетные значения $t_1, t_2, \sigma_{t2} = \sigma_{t2}$ и $\sigma_{t1} = \sigma_{z1}$ для значений безразмерных радиусов $\rho = 1,0$ и $\rho = 0,25$ в случае паузы между прокатками двух полос в момент времени $\tau_{i-1} = \tau_3 = 720$ с (рис. 3).

Для подтверждения результатов расчетов в табл. 2 получим выражения для определения напряжений $\sigma_{t2} = \sigma_{t2}$ и $\sigma_{t1} = \sigma_{z1}$ в любой момент времени τ_n . Из записи формулы (11) видно, что порядок расчета температурных напряжений σ_{ri} и σ_{ti} такой же, как и для температурных полей по формулам (5) и (6) из работы [17]. Следует заметить, что согласно (4) радиальные напряжения σ_{ri} при $\rho = 1$ и $\rho = r/R$ (рис. 1) равны нулю, поэтому дальнейшее вычисление вышеуказанных напряжений упрощается и достаточно ограничиться только зависимостью $F_2(\rho, \tau)$ – функцией температурных напряжений. График такой функции $F_2(\rho, \tau)$ для различных значений ρ строится при помощи формул (9–19) для рассматриваемого рабочего вала из табл. 1 и представлен на рис. 4.

Для проверки достоверности и целесообразности использования графических построений из рис. 4 в усовершенствованной методике и для обоснования опасности случая $t_2 < t_1$ (рис. 2) существующего технологического режима охлаждения рабочего вала с точки зрения контактно-усталостной прочности авторы провели вычислительный эксперимент для случая

Таблица 1

Table 1

Технологические и физико-механические характеристики рабочего вала

Technological and physical-mechanical characteristics of the working roll

Материал рабочего вала / Material of the working roll	Hi-Cr-чугун / Hi-Cr-cast iron
Радиус бочки R , мм / Barrel radius R , mm	400
Начальная температура бочки $t_{\text{нач}}$, $^\circ\text{C}$ / Initial barrel temperature t_{init} , $^\circ\text{C}$	35
Коэффициент температуропроводности a , $\text{мм}^2/\text{с}$ / Thermal diffusivity coefficient a , $\text{мм}^2/\text{s}$	13,050
Модуль упругости E , МПа / Modulus of elasticity E , MPa	175 000
Коэффициент Пуассона μ / Poisson's ratio μ	0,28
Коэффициент теплового расширения α , $1/^\circ\text{C}$ / Coefficient of thermal expansion α , $1/^\circ\text{C}$	$11,6 \cdot 10^{-6}$
Твердость по Шору / Shore hardness	81,3...83,9
Допускаемое эквивалентное напряжение $[\sigma_{\text{эkv}}]$, МПа / Permissible equivalent compression stress $[\sigma_{\text{eqv}}]$, MPa	813...839

Таблица 2

Table 2

Расчетные значения $t_1, t_2, \sigma_{i2} = \sigma_{z2}$ и $\sigma_{i1} = \sigma_{z1}$ при $\rho = 1,0$ и $\rho = 0,25$ в момент времени $\tau_{i-1} = \tau_3 = 720$ с
 Calculated values of $t_1, t_2, \sigma_{i2} = \sigma_{z2}$ and $\sigma_{i1} = \sigma_{z1}$ for $\rho = 1.0$ and $\rho = 0.25$ at time $\tau_{i-1} = \tau_3 = 720$ s

$t_1, ^\circ\text{C}$	$t_2, ^\circ\text{C}$	$\sigma_{i2} = \sigma_{z2}, \text{МПа} / \sigma_{i2} = \sigma_{z2}, \text{МПа}$	$\sigma_{i1} = \sigma_{z1}, \text{МПа} / \sigma_{i1} = \sigma_{z1}, \text{МПа}$
41	47	7,44	-6,91

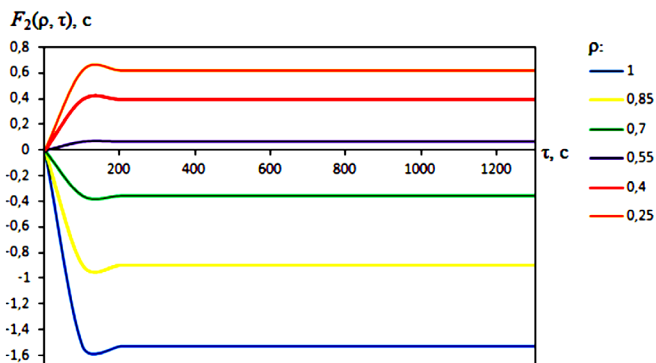


Рис. 4. График функции $F_2(\rho, \tau)$ рассматриваемого рабочего вала

Fig. 4. Graph of the $F_2(\rho, \tau)$ function of the working roll under consideration

паузы между прокатками двух полос в момент времени $\tau_{i-1} = \tau_3 = 720$ с (рис. 3). Для подтверждения этого предположения были рассчитаны представленные в табл. 3 значения $\Delta\tau_p, c_p, F_2(\rho, \tau), \sigma_{i1} = \sigma_{z1}$ и $\sigma_{i2} = \sigma_{z2}$ при $\rho = 1,0$ и $\rho = 0,25$ для случая изменения измеренных температур t_i на поверхности рабочего вала в момент времени $\tau_3 = 720$ с (рис. 2).

Как видно из данных табл. 3, при горячей прокатке во временном интервале $\tau_i = 450 \dots 710$ с (рис. 3) на наружной поверхности возникают незначительные плюсовые растягивающие напряжения $\sigma_{i2} = \sigma_{z2} < 1$ МПа, которые во временной момент паузы $\tau_{i-1} = \tau_3 = 720$ с значительно уве-

личиваются: $\sigma_{i2} = \sigma_{z2} > 12$ МПа. В дальнейшем при используемом варианте охлаждения такие колебания повторяются, что негативно сказывается на стойкости поверхности рабочего вала. Причиной этих колебаний напряжений является интенсивный прогрев внутренних зон рабочего вала [27].

Для подтверждения негативного влияния растягивающих напряжений $\sigma_{i2} = \sigma_{z2}$ на контактно-усталостную прочность в поверхностном слое вала с безразмерным радиусом $\rho = 1$ определены по методикам [19, 23] максимальные нормальное контактное напряжение $\sigma_{3к}$, окружное контактное напряжение $\sigma_{1к} = \sigma_\phi + \sigma_{i2}$ и эквивалентное напряжение $\sigma_{эКВ}$ (табл. 4) в случаях использования классического и усовершенствованного методов расчета температурных напряжений $\sigma_{i2} = \sigma_{z2}$. Сопоставление полученных результатов и допускаемых напряжений $[\sigma_{эКВ}]$ позволяет сделать вывод, что наибольшую опасность представляют эквивалентные напряжения в рабочих валах при прокатке высокопрочных марок сталей [1], так как они находятся ближе к верхней границе диапазона допускаемых значений $[\sigma_{эКВ}]$ (табл. 1).

Опасность дальнейшего увеличения $\sigma_{эКВ}$ с превышением диапазона допускаемых значений $[\sigma_{эКВ}]$ значительно возрастает при горячей прокатке участков полос с увеличенной про-

Таблица 3

Table 3

Расчетные значения $\Delta\tau_p, c_p, F_2(\rho, \tau), \sigma_{i1} = \sigma_{z1}$ и $\sigma_{i2} = \sigma_{z2}$ при $\rho = 1,0$ и $\rho = 0,25$
 Calculated values of $\Delta\tau_p, c_p, F_2(\rho, \tau), \sigma_{i1} = \sigma_{z1}$ and $\sigma_{i2} = \sigma_{z2}$ for $\rho = 1.0$ and $\rho = 0.25$

$\tau_p, \text{с} / \tau_p, \text{s}$	$t_p, ^\circ\text{C}$	$\Delta\tau_p, \text{с} / \Delta\tau_p, \text{s}$	$c_p, ^\circ\text{C}/\text{с} / c_p, ^\circ\text{C}/\text{s}$	$F_2(0,25, \tau), \text{с} / F_2(0,25, \tau), \text{s}$	$F_2(1,0, \tau), \text{с} / F_2(1,0, \tau), \text{s}$	$\sigma_{i2} = \sigma_{z2}, \text{МПа} / \sigma_{i2} = \sigma_{z2}, \text{МПа}$	$\sigma_{i1} = \sigma_{z1}, \text{МПа} / \sigma_{i1} = \sigma_{z1}, \text{МПа}$
0	33	720	0,155	0	0	0	0
450	70	270	-0,155	0,62	-1,5	0,32	-0,13
710	70	10	-2,9	0,62	-1,5	0,32	-0,13
720	41	0	2,4	0,62	-1,5	12,42	-5,13

Таблица 4

Table 4

Расчетные значения $\sigma_{3к}$, σ_{ϕ} , σ_{l2} , $\sigma_{1к}$ и $\sigma_{экв}$ на поверхности валка при $\rho = 1,0$

Calculated values of σ_{3c} , σ_{ϕ} , σ_{l2} , σ_{1c} and σ_{eqv} on the roll surface at $\rho = 1.0$

Методика / Methodology	σ_r , МПа / σ_r , МПа	$\sigma_{3к}$, МПа / σ_{3c} , МПа	σ_{ϕ} , МПа / σ_{ϕ} , МПа	σ_{l2} , МПа / σ_{l2} , МПа	$\sigma_{1к}$, МПа / σ_{1c} , МПа	$\sigma_{экв}$, МПа / σ_{eqv} , МПа
Классическая / Classical	0	–1168,3	350,54	7,44	–343,1	825,2
Усовершенствованная / Improved	0	–1168,3	350,54	12,42	–338,12	830,2

дольной разнотолщинностью. Связано данное увеличение с колебаниями усилий и температур по всей длине полос [1], поэтому при таком нагружении рабочих валков и возникновении значительных растягивающих температурных напряжений увеличиваются риски повреждения или разрушения поверхностного слоя рабочих валков, что приводит к внеплановым переделкам.

Вопросы оптимизации теплового режима валков на широкополосных станах горячей прокатки, в том числе с учетом изменения подачи охлаждающей жидкости на валковую систему клеток «кварто» при возникновении временных пауз, подробно решены в работах [3, 4, 20, 24, 27]. На основании проведенной авторами работы по оценке температурных напряжений в различные моменты времени работы τ_i чистовой группы клеток стана 2000 (табл. 3) рекомендуется отключение коллекторов наружного охлаждения во время пауз процесса горячей прокатки полос, так как в поверхностном слое рабочего валка в этом случае практически исключается возникновение опасных растягивающих напряжений $\sigma_{l2} = \sigma_{z2}$.

Выводы

1. Усовершенствована и адаптирована применительно к чистовой группе непрерывного широкополосного стана методика расчета температурных напряжений в рабочих валках при нестационарном тепловом режиме горячей прокатки.

2. Построены графики функций температурных напряжений $F_2(\rho, \tau)$ для различных значений безразмерных радиусов ρ рабочего валка.

3. Показано, что функциональная зависимость $F_2(\rho, \tau)$ обладает важным свойством уни-

версальности, заключающимся в том, что с ее помощью могут быть вычислены температурные напряжения в любой момент времени графика $\phi(\tau)$, представленного в виде ломаной линии изменения температуры поверхности рабочего валка в процессе горячей прокатки полос.

4. Выполнены расчеты температурных напряжений по классической и по усовершенствованной методике, учитывающей реальный нестационарный тепловой режим работы стана горячей прокатки. Сравнительный анализ свидетельствует о большей точности расчета температурных напряжений по усовершенствованной методике.

5. На основании анализа данных вычислительного эксперимента с целью повышения контактно-усталостной прочности валков разработана рекомендация по использованию более эффективного режима охлаждения рабочих валков. В частности, рекомендуется отключение коллекторов наружного охлаждения во время пауз процесса горячей прокатки полос.

Список литературы

1. 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.

2. Исследование и моделирование теплового режима непрерывного стана холодной прокатки / Э.А. Гарбер, В.О. Гусаров, В.В. Кузнецов, А.И. Трайно // Производство проката. – 2004. – № 10. – С. 15–22.

3. Гарбер Э.А., Хлопотин М.В. Моделирование и совершенствование теплового режима и профи-



лировок валков: монография. – М.: Теплотехник, 2013. – 114 с. – ISBN 978-5-85341-523-2.

4. Simulation of the thermal conditions of rolls in a wide-strip hot-rolling mill to determine their effective cooling conditions / E.A. Garber, M.V. Khlopotin, A.I. Traino, E.S. Popov, A.F. Savinykh // *Russian Metallurgy (Metally)*. – 2009. – Vol. 2009 (3). – P. 208–219. – DOI: 10.1134/S0036029509030045.

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

6. On the evolution of temperature and combined stress in a work roll under cyclic thermo-mechanical loadings during hot strip rolling and idling / K. Hu, Q. Shi, W. Han, F. Zhu, J. Chen // *Materials*. – 2020. – Vol. 13 (21). – P. 5054. – DOI: 10.3390/ma13215054.

7. 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.

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

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

10. 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: 10.1007/s00170-019-03305-0.

11. 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.

12. 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.

13. Experimental study of heat transfer in hot rolling / P. Kotrbacek, J. Horsky, M. Raudensky, M. Po-

hanka // *Revue de Métallurgie*. – 2006. – Vol. 103 (7). – P. 333–341.

14. 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.

15. Савранский К.Н., Гарбер Э.А., Ламинцев В.Г. Пути экономии металла при производстве толстых листов. – М.: Metallurgiya, 1983. – 120 с.

16. Третьяков А.В., Гарбер Э.А., Позина Э.А. Расчет температурных напряжений в рабочих валках при холодной прокатке // *Вестник машиностроения*. – 1962. – № 7. – С. 22–25.

17. Третьяков А.В., Гарбер Э.А., Давлетбаев Г.Г. Расчет и исследование прокатных валков. – М.: Metallurgiya, 1976. – 256 с.

18. Pospelov I.D. Stiffness modulus of stands in finishing group of continuous wide-strip hot rolling mill // *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. – 2025. – Vol. 68 (1). – P. 14–20. – DOI: 10.17073/0368-0797-2025-1-14-20.

19. Гарбер Э.А., Поспелов И.Д., Кожевникова И.А. Влияние фактического химического состава и упругих свойств полосы и валков на точность расчетов энергосиловых параметров широкополосных станов горячей прокатки // *Производство проката*. – 2011. – № 8. – С. 2–7.

20. Shalaevskii D.L. Investigation of thermal mode of hot-rolling mill working rolls in order to improve the accuracy of calculating the thermal profile of their barrels' surface // *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. – 2023. – Vol. 66 (3). – P. 283–289. – DOI: 10.17073/0368-0797-2023-3-283-289.

21. 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.

22. 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. 47–56. – DOI: 10.1134/S003602950702005X.

23. 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.

24. Stabilization of conditions in broad-strip mills to improve the transverse profile of hot-rolled strip / E.A. Garber, M.V. Khlopotin, A.V. Kozhevnikov,

E.S. Popov, A.F. Savinykh, R.B. Paligin // Steel in Translation. – 2010. – Vol. 40 (8). – P. 753–758. – DOI: 10.3103/S0967091210080152.

25. Нестационарная теплопроводность: справочные материалы для решения задач / сост.: В.В. Бухмиров, Д.В. Ракутина, Ю.С. Солнышкова. – Иваново: Иванов. гос. энергет. ун-т, 2013. – 36 с.

26. Ермушин Д.Ю., Болобанова Н.Л. Исследование поверхностного деформационного упрочне-

ния бочки опорных валков чистовой группы широкополосного стана горячей прокатки // Черные металлы. – 2023. – № 2. – С. 27–32. – DOI: 10.17580/chm.2023.02.04.

27. Поспелов И.Д. Совершенствование методики расчета температурных полей в рабочих валках непрерывного широкополосного стана горячей прокатки // Сталь. – 2025. – № 9. – С. 21–25.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2026 Авторы. 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 -

Metal Working and Material Science

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



Improving the methodology for calculating temperature stresses in working rolls under non-stationary thermal conditions in a hot rolling mill

Ivan Pospelov^{1, a, *}, Yulia Babailova^{2, b}, Vadim Rumyantsev^{1, c}, Marina Mashchenko^{1, d}

¹ Cherepovets State University, 5 Lunacharsky pr., Cherepovets, 162600, Russian Federation

² PJSC Severstal, 30 Mira str., Cherepovets, 162608, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0009-0000-5974-5718>, idpospelov@chsu.ru; ^b <https://orcid.org/0009-0003-6718-6700>, iuf.babailova@severstal.com;
^c <https://orcid.org/0009-0004-0724-8727>, vvrumyantsev@chsu.ru; ^d <https://orcid.org/0009-0008-4391-2700>, mamashchenko@chsu.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 14 August 2025

Revised: 11 November 2025

Accepted: 14 February 2026

Available online: 15 March 2026

Keywords:

Temperature stresses

Unsteady temperature condition

Working roll

Hot rolling

Continuous wide-strip mill

Acknowledgements

Part of this research was carried out under the operating conditions of PJSC Severstal.

ABSTRACT

Introduction. A significant increase in productivity and intensification of the technological process require taking into account the temperature conditions of the rolls in hot rolling mills. In this regard, the calculation of temperature stresses becomes particularly important for selecting optimal design parameters and technological regimes during the operation of the rolls in modern mills. **Study object.** The solution to the problem of calculating the temperature stresses that occur in the working rolls of hot rolling mills can be achieved by improving the existing mathematical model for cold rolling mills, which is based on the analytical solution of the differential heat conduction equation, taking into account that their temperature field is axially symmetric. A special feature of the analytical solution is that it is not possible to set the graph of the change in the surface temperature of the rolls in advance, because it is a complex function of the rolling regimes. In advance, only the graph of the function is known, which is given in the form of a continuous angled line. In this paper, we consider an improved model based on a numerical and analytical solution of the problem of the temperature regime of the working rolls. **The aim of the work** is to develop an improved method for calculating temperature stresses in the working rolls under a non-stationary thermal regime typical of continuous finishing groups of such mills, in order to assess their contact-fatigue strength. **Material and methods of research.** The study is based on the specified improved numerical-analytical model and equations for calculating temperature stresses for a specific layer of the working roll of an operating hot rolling mill in a cross-section, taking into account its design features and the physical and mechanical parameters of its material. **Results and its discussion.** The advantage of the improved method of calculating temperature stresses in terms of their determination at any given time during the roll work is shown. The results of the computational experiment are presented in the form of the calculation of equivalent stresses σ_{eq} using the classical and improved methods, and a comparative assessment of the contact-fatigue strength of the working rolls using the presented methods for the actual operating mode of the finishing group of the current mill is performed. Based on previous studies of the thermal regime of the finishing group of the 2000 hot rolling mill, it is recommended to turn off the cooling collectors during pauses between strips rolling.

For citation: Pospelov I.D., Babailova Yu.F., Rumyantsev V.V., Mashchenko M.A. Improving the methodology for calculating temperature stresses in working rolls under non-stationary thermal conditions in a hot rolling mill. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty)* = *Metal Working and Material Science*, 2026, vol. 28, no. 1, pp. 207–219. DOI: 10.17212/1994-6309-2026-28.1-207-219. (In Russian).

References

1. 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.

* Corresponding author

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

2. Garber E.A., Gusarov V.O., Kuznetsov V.V., Traino A.I. Issledovanie i modelirovanie teplovogo rezhima nepreryvnogo stana kholodnoi prokatki [Investigation and modeling of thermal regimes at continuous cold rolling mill]. *Proizvodstvo prokata = Rolling*, 2004, no. 10, pp. 15–22.
3. Garber E.A., Khlopotin M.V. *Modelirovanie i sovershenstvovanie teplovogo rezhima i profilirovok valkov* [Modeling and improvement of thermal conditions and roll profiles]. Moscow, Teplotekhnika Publ., 2013. 114 p. ISBN 978-5-85341-523-2.
4. Garber E.A., Khlopotin M.V., Traino A.I., Popov E.S., Savinykh A.F. Simulation of the thermal conditions of rolls in a wide-strip hot-rolling mill to determine their effective cooling conditions. *Russian Metallurgy (Metally)*, 2009, vol. 2009 (3), pp. 208–219. DOI: 10.1134/S0036029509030045.
5. Mercado-Solis R., Talamantes-Silva J., Beynon J., Hernandez-Rodriguez M. Modelling surface thermal damage to mill rolls. *Wear*, 2007, vol. 263 (17–20), pp. 1560–1567. DOI: 10.1016/j.wear.2006.12.062.
6. Hu K., Shi Q., Han W., Zhu F., Chen J. On the evolution of temperature and combined stress in a work roll under cyclic thermo-mechanical loadings during hot strip rolling and idling. *Materials*, 2020, vol. 13 (21), p. 5054. DOI: 10.3390/ma13215054.
7. 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.
8. Weidlich F., Braga A.P., Silva Lima L.G., Boccacini 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.
9. Dünckelmeyer M., Krempaszyk 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. 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: 10.1007/s00170-019-03305-0.
11. 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, p. 012090. DOI: 10.1088/1757-899X/393/1/012090.
12. 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.
13. Kotrbacek P., Horsky J., Raudensky M., Pohanka M. Experimental study of heat transfer in hot rolling. *Revue de Métallurgie*, 2006, vol. 103 (7–8), pp. 333–341.
14. 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.
15. Savranskii K.N., Garber E.A., Lamintsev V.G. *Puti ekonomii metalla pri proizvodstve tolstykh listov* [Economy drive to save metal during the production of plates]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1983. 120 p.
16. Tret'yakov A.V., Garber E.A., Pozina E.A. Raschet temperaturnykh napryazhenii v rabochikh valkakh pri kholodnoi prokatke [Calculation of temperature stresses in the working rolls during cold rolling]. *Vestnik mashinostroeniya = Russian Engineering Research*, 1962, no. 7, pp. 22–25. (In Russian).
17. Tret'yakov A.V., Garber E.A., Davletbaev G.G. *Raschet i issledovanie prokatnykh valkov* [Calculation and investigation of rolling rolls]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1976. 256 p.
18. Pospelov I.D. Stiffness modulus of stands in finishing group of continuous wide-strip hot rolling mill. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*, 2025, vol. 68 (1), pp. 14–20. DOI: 10.17073/0368-0797-2025-1-14-20.
19. Garber E.A., Pospelov I.D., Kozhevnikova I.A. Vliyanie fakticheskogo khimicheskogo sostava i uprugikh svoystv polosity i valkov na tochnost' raschetov energosilovykh parametrov 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.
20. Shalaevskii D.L. Investigation of thermal mode of hot-rolling mill working rolls in order to improve the accuracy of calculating the thermal profile of their barrels' surface. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*, 2023, vol. 66 (3), pp. 283–289. DOI: 10.17073/0368-0797-2023-3-283-289.
21. Garber E.A., Kozhevnikova I.A., Tarasov P.A., Traino A.I. Effect of sliding and rolling friction on the energy-force parameters during hot rolling in four-high stands. *Russian Metallurgy (Metally)*, 2007, vol. 2007 (6), pp. 484–491. DOI: 10.1134/S0036029507060080.



22. 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. 47–56. DOI: 10.1134/S003602950702005X.

23. 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.

24. Garber E.A., Khlopotin M.V., Kozhevnikov A.V., Popov E.S., Savinykh A.F., Paligin R.B. Stabilization of conditions in broad-strip mills to improve the transverse profile of hot-rolled strip. *Steel in Translation*, 2010, vol. 40 (8), pp. 753–758. DOI: 10.3103/S0967091210080152.

25. Bukhmirov V.V., Rakutina D.V., Solnyshkova Yu.S., comp. *Nestatsionarnaya teploprovodnost': spravochnye materialy dlya resheniya zadach* [Unsteady-state thermal conductivity. Reference materials for solving problems]. Ivanovo, Ivanovo State Power University Publ., 2013. 36 p.

26. Ermushin D.Yu., 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*, 2023, no. 2, pp. 27–32. DOI: 10.17580/chm.2023.02.04. (In Russian).

27. Pospelov I.D. Sovershenstvovanie metodiki rascheta temperaturnykh polei v rabochikh valkakh nepreryvnogo shirokopolosnogo stana goryachei prokatki [Improvement of the methodology for calculating temperature fields in the work rolls of continuous wide-strip hot rolling mill]. *Stal' = Steel in Translation*, 2025, no. 9, pp. 21–25. (In Russian).

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2026 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0>).