



УДК 621.771.014:621.771.016

DOI 10.17073/0368-0797-2026-3-272-279



Оригинальная статья

Original article

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ РАСЧЁТА УСИЛИЙ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ С УЧЁТОМ ВЛИЯНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ НА УПРУГИЕ СВОЙСТВА ПОЛОС ИЗ ЛЕГИРОВАННЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ

И. Д. Поспелов

■ Череповецкий государственный университет (Россия, 162600, Вологодская обл., Череповец, пр. Луначарского, 5)

✉ idpospelov@chsu.ru

Аннотация. В работе представлено усовершенствование базовой методики энергосилового расчёта процесса горячей прокатки, основанной на упругопластической модели очага деформации, путём повышения точности определения усилий указанного процесса за счёт уточнения зависимости упругих свойств полосы от температуры её нагрева. Для оценки снижения упругих свойств материала полосы от температуры прокатки были построены графические зависимости изменения модуля упругости для сталей марок 30ХГСА и 50ХФА. Данные графические зависимости автор получил путём анализа классической справочной литературы по изменению механических свойств сталей при обработке давлением. Проверка эффекта от применения новых зависимостей на точность определения усилий была осуществлена путём вычислительного эксперимента для технологических режимов горячей прокатки в чистовой группе действующего непрерывного широкополосного стана двумя способами. В первом способе расчёта усилий используется полученная ранее общая зависимость модуля упругости от температуры для низкоуглеродистых сталей, в то время как во втором способе используются новые адекватные регрессионные зависимости, определенные из графиков изменений для каждой из исследованных сталей 30ХГСА и 50ХФА. В ходе экспериментальных расчетов была определена погрешность между расчетными и измеренными значениями усилий прокатки, и затем эти погрешности были сопоставлены. В результате автор пришел к выводу, что применение новых зависимостей изменения модуля упругости полосы от температуры горячей прокатки, в сравнении с применением общей зависимости для низкоуглеродистых сталей, дает повышение точности расчёта усилия прокатки только для стали 50ХФА. Снижение погрешности расчёта усилий с использованием такой зависимости было подтверждено путём статистической оценки сопоставления расчётных и измеренных значений усилий для 10 технологических режимов прокатки конструкционной легированной стали 50ХФА.

Ключевые слова: модуль упругости, конструкционные легированные стали 30ХГСА и 50ХФА, температуры горячей прокатки, регрессионные уравнения, усилие прокатки, относительная точность расчёта, непрерывный широкополосный стан

Для цитирования: Поспелов И.Д. Совершенствование методики расчёта усилий горячей прокатки с учётом влияния температуры на упругие свойства полос из легированных конструкционных сталей. *Известия вузов. Черная металлургия.* 2026;69(3):272–279.
<https://doi.org/10.17073/0368-0797-2026-3-272-279>

IMPROVEMENT OF THE METHOD FOR CALCULATING HOT ROLLING FORCE TAKING INTO ACCOUNT THE EFFECT OF TEMPERATURE ON ELASTIC PROPERTIES OF ALLOYED CONSTRUCTION STEEL STRIPS

I. D. Pospelov

■ Cherepovets State University (5 Lunacharskogo Ave., Cherepovets, Vologda Region 162600, Russian Federation)

✉ idpospelov@chsu.ru

Abstract. The paper presents an improvement of the basic methodology for energy-force calculation of hot rolling process, based on the elastic-plastic model of the deformation zone, by increasing the accuracy of determining the forces of this process with refining the dependence of the strip elastic properties on its heating temperature. To assess the decrease in the elastic properties of the strip material with respect to the rolling temperature,

graphical dependencies of the change in the modulus of elasticity for 0.3–Cr–Mn–Si and 0.5–Cr–V high quality alloyed steels were obtained. These graphical dependencies were received by analyzing the classical reference literature on the change in the steels mechanical properties during pressure treatment. The author tested the effect of applying new dependencies on the accuracy of determining forces by conducting a computational experiment for the technological modes of hot rolling in finishing group of an operating continuous wide-strip mill using two methods. The first method of calculating the forces uses the previously obtained general dependence of the modulus of elasticity on temperature for low-carbon steels, while the second method uses new adequate regression dependencies determined from the graphs of changes for each of the studied 0.3–Cr–Mn–Si and 0.5–Cr–V high quality alloyed steels. During the experimental calculations, the error between the calculated and measured values of the rolling forces was determined, and these errors were then compared. As a result, the author concluded that the use of new dependencies of the modulus of elasticity of the strip on the hot rolling temperature, in comparison with the use of a general dependence for low-carbon steels, gives an increase in the accuracy of the rolling force calculation only for 0.5–Cr–V high quality alloyed steel. The reduction of the error in calculating the forces using such a dependence was verified by a statistical assessment of the comparison of the calculated and measured values of the forces for 10 technological rolling modes for 0.5–Cr–V high quality construction alloyed steel.

Keywords: modulus of elasticity, 0.3–Cr–Mn–Si and 0.5–Cr–V high quality construction alloyed steels, hot rolling temperature, regression equations, rolling force, relative calculation accuracy, continuous wide-strip mill

For citation: Pospelov I.D. Improvement of the method for calculating hot rolling force taking into account the effect of temperature on elastic properties of alloyed construction steel strips. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*. 2026;69(3):272–279.

<https://doi.org/10.17073/0368-0797-2026-3-272-279>

ВВЕДЕНИЕ

Важным фактором при производстве высокопрочной полосы из конструкционных марок сталей является обеспечение необходимых технологических режимов, которые определяют возможность горячей прокатки на конкретном широкополосном стане, затраты энергии на прокатку стальной полосы, достижения требуемых прочностных и качественных характеристик проката.

При проектировании технологических режимов горячей прокатки нового сортамента высокопрочных полос на начальном этапе проводят энергосиловой расчёт и оценивают предельно допустимый уровень контактных напряжений в очаге деформации, чтобы избежать негативных факторов разрушения рабочих валков и перегрузок основного оборудования станов [1–4]. Повышение точности энергосилового расчёта позволяет снижать погрешности, что повышает вероятность успешной прокатки, например, при промышленном эксперименте. Также энергосиловой расчёт производят при реконструкции и обновлении оборудования для оценки новых возможностей стана.

В работах [5–8] установлено, что при горячей деформации прокаткой полосы в очагах деформации необходимо учитывать упругие характеристики стали, данная особенность не учитывалась в классических методах [9–12] расчёта энергосиловых параметров.

В результате развития базовой методики энергосилового расчёта горячей прокатки [5–8] установлено, что модуль упругости при температурах горячей прокатки почти в два раза меньше, чем при комнатной температуре. Учёт такой особенности, а также фактического химического состава стали и упругих свойств рабочих валков клетей «кварто» позволяет снизить погрешность расчёта усилий прокатки [13]. Также определено, что температура прокатываемой полосы, особенно в последних клетях чистовых групп станов горячей прокатки, увеличивает максимальную долю упругих участков до 40 % от всей длины очага деформации.

Энергосиловой расчёт по методике, представленной в работах [5–8], с учётом указанных выше особенностей работы [13] позволил усовершенствовать базовую методику расчёта мощности двигателей главного привода клетей «кварто» [14–17] применительно к семиклетевой чистовой группе непрерывного широкополосного стана горячей прокатки 2000 ПАО «Северсталь» [18]. Однако следует заметить, что зависимость модуля упругости от температуры [13] была получена только для полос из низкоуглеродистых сталей, преимущественно используемых при дальнейшем производстве холоднокатаного проката.

Определение усилия процесса горячей прокатки в каждой клетки на начальной стадии энергосилового расчёта [6–8] начинают с вычисления контактных нормальных напряжений на втором упругом участке очага деформации $x_{2упр}$ (рис. 1). Указанные напряжения напрямую зависят от модуля упругости (Юнга); повышение точности определения модуля Юнга позволит снизить погрешность прогнозирования усилия прокатки при прокатке полос из новых высокопрочных марок сталей, упругопластические характеристики которых не соответствуют изначальным паспортным характеристикам непрерывных широкополосных станов горячей прокатки.

При анализе работы [19] модуль Юнга стали St60Mn определяется в зависимости от технологических параметров прокатки (суммарного обжатия, температуры, скорости деформации). Однако диапазон температур 1250–922 °С в работе не охватывает всю чистовую прокатку, так как в работе сделан упор на вариативность скоростей прокатки и суммарного обжатия при конкретной температуре. В публикации [20] модуль упругости в диапазоне температур горячей прокатки 1100–800 °С заменён функцией распределения касательного модуля упругости. Применять такую функцию в методике энергосилового расчёта [5–8] не представляется возможным, так как касательные напряжения практически не влияют на определение усилий горячей прокатки.

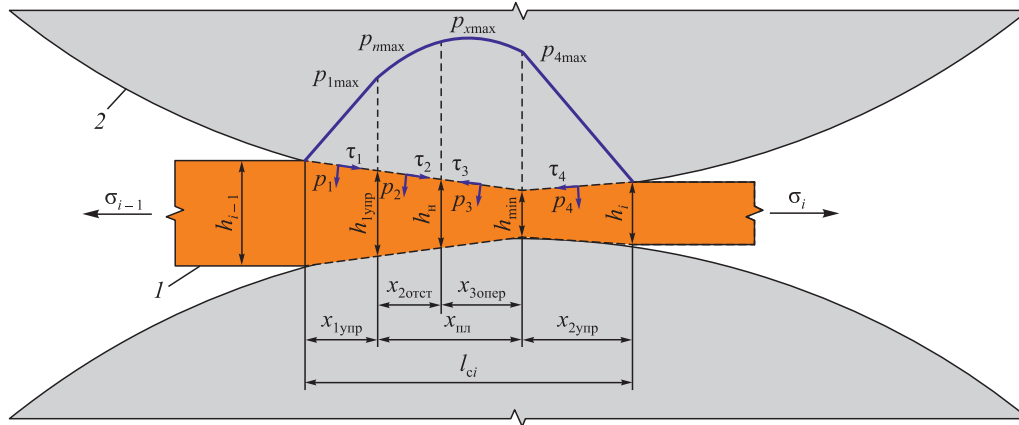


Рис. 1. Графическая схема очага деформации при горячей прокатке:

1 – полоса; 2 – рабочий валок; h_{i-1} , h_i – исходная и конечная толщины прокатываемой полосы;
 $h_{1упр}$, $h_{мин}$ – толщины на границах первого и второго упругих участков, мм; h_n – толщина в нейтральном сечении, мм;
 $x_{1упр}$, $x_{2упр}$ – длины упругих участков, мм; $x_{2отст}$, $x_{3опер}$ – длины пластических участков отставания и опережения, мм;
 τ_i – контактное касательное напряжение на i -ом участке очага деформации, МПа;
 p_i – контактное нормальное напряжение на i -ом участке очага деформации, МПа;
 p_{imax} – максимальное значение контактного нормального напряжения на i -ом участке очага деформации, МПа;
 σ_i , σ_{i-1} – переднее и заднее натяжения, МПа

Fig. 1. Graphical scheme of deformation zone during hot rolling:

1 – strip; 2 – working roll; h_{i-1} , h_i – thickness of the strip before and after rolling, mm;
 $h_{1упр}$, $h_{мин} = h_{2упр}$ – thicknesses at boundaries of the first and second elastic deformation zones, mm; h_n – thickness in neutral section, mm;
 $x_{1упр}$, $x_{2упр}$ – lengths of elastic zones, mm; $x_{2отст}$, $x_{3опер}$ – lengths of plastic sections of lag and advance, mm;
 τ_i – contact tangential stresses at the i -th section of deformation zone, MPa;
 p_i – normal contact stresses at the i -th section of deformation zone, MPa;
 p_{imax} – maximal normal contact stresses at the i -th section of deformation zone, MPa; σ_i , σ_{i-1} – front and back tensions, MPa

В работе [21] изменение модуля упругости в зависимости от температуры представлено в диапазоне температур 200 – 1400 °С, однако исследования выполнены только для IF-сталей. Из анализа представленных выше работ [19 – 21] можно сделать вывод, что для точного расчёта нормальных контактных напряжений на упругих участках очага деформации и усилий прокатки при производстве высокопрочных конструкционных легированных марок сталей необходимо получить зависимости изменения их модуля упругости при всём диапазоне температур горячей прокатки.

Целью данной работы является исследование влияния модуля упругости при температурах горячей прокатки высокопрочных конструкционных легированных марок сталей для совершенствования методики расчёта усилий.

МАТЕРИАЛ И МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ

Усилие горячей прокатки по модели напряжённо-деформированного состояния полосы в контакте с рабочими валками определяется формулой [5 – 8]:

$$P = l_c b p_{cp}, \quad (1)$$

где l_c – длина дуги очага деформации (рис. 1), мм; b – ширина полосы, мм; p_{cp} – среднее значение нормальных контактных напряжений в очаге деформации, МПа:

$$p_{cp} = \frac{x_{1упр}p_1 + x_{пл}p_{23} + x_{2упр}p_4}{l_c}, \quad (2)$$

где $x_{1упр}$, $x_{пл}$ и $x_{2упр}$ – длины первого упругого, пластического и второго упругого участка восстановления части толщины полосы (рис. 1), мм; p_1 , p_{23} и p_4 – средние значения нормальных контактных напряжений для соответствующих участков длинами x_1 , $x_{пл}$ и $x_{2упр}$ (рис. 1), МПа.

Уравнения, которые выражают связь нормальных контактных напряжений с модулем упругости E_{II} на участках длинами $x_{1упр}$ и $x_{2упр}$, представлены в табл. 1.

Результаты расчёта контактных напряжений p_1 и p_4 при известных значениях частных абсолютных обжатий Δh_i и межклетевых удельных натяжений σ_{i-1} и σ_i зависят от правильного определения коэффициента контактного трения μ_i , фактического сопротивления пластической деформации $\sigma_{ф.пл}$, зависящим от химического состава прокатываемой стали, и модуля упругости полосы E_{II} . Определение значений μ_i и $\sigma_{ф.пл}$ с учётом особенностей деформационно-скоростных параметров горячей прокатки и химического состава полосы представлено в работах [13; 18].

В общем случае модуль упругости полосы из низкоуглеродистой стали в зависимости от температуры t_i в i -ой клетки стана вычисляется по уравнению

$$E_{Pi} = E_{Пбаз} f\left(\frac{t_i}{t_{баз}}\right), \quad (3)$$

Таблица 1. Формулы для расчёта средних значений напряжений p_1 и p_4 для каждого из упругих участков длинами $x_{1упр}$ и $x_{2упр}$

Table 1. Formulas for calculating the average values of stresses p_1 and p_4 for each of elastic sections with lengths $x_{1упр}$ and $x_{2упр}$

<p>Участок упругого сжатия длиной $x_{1упр}$</p>	$p_1 = 1,15E_{II} \left\{ \frac{1}{\delta_{i-1}} + \frac{L}{\delta_{i-1} + 1} \left[\left(\frac{\delta_{i-1} - 1}{(\delta_{i-1} + 1)\delta_{i-1}} - \frac{\sigma_{i-1}}{1,15E_{II}} \right) (D^{\delta_{i-1} + 1} - 1) - 2 \ln D \right] \right\},$ <p>где $\delta_{i-1} = \frac{\mu_i}{\text{tg}\left(\frac{\alpha}{2}\right)}$; $L = \frac{E_{II} - \sigma_{ф.пл.}}{E_{II}}$; $D = \frac{E_{II}}{E_{II} - \sigma_{ф.пл.}}$</p>
<p>Участок упругого восстановления части толщины полосы длиной $x_{2упр}$</p>	$p_4 = 1,15E_{II} \left\{ \frac{1}{\delta_i} + \frac{L}{\delta_i + 1} \left[\left(\frac{\delta_i - 1}{(\delta_i + 1)\delta_i} - \frac{\sigma_i}{1,15E_{II}} \right) (D^{\delta_i + 1} - 1) - 2 \ln D \right] \right\},$ <p>где $\delta_i = \frac{\mu_i}{\text{tg}\beta}$; $L = \frac{E_{II} - \sigma_{ф.пл.}}{E_{II}}$; $D = \frac{E_{II}}{E_{II} - \sigma_{ф.пл.}}$</p>

где $E_{IIбаз} = 215\ 000$ МПа – базовая величина модуля упругости стали при комнатной температуре; $t_{баз} = 20$ °С – базовое значение температуры полосы; $f\left(\frac{t_i}{t_{баз}}\right)$ – функциональная зависимость, характеризующая влияние температуры полосы (t_i , °С) из низкоуглеродистой стали на модуль упругости [13]:

$$f\left(\frac{t_i}{t_{баз}}\right) = 1,008 - 1,29 \cdot 10^{-4} \left(\frac{t_i}{t_{баз}}\right)^2 - 6,71 \cdot 10^{-3} \left(\frac{t_i}{t_{баз}}\right)^3. \quad (4)$$

Для исследования изменения модуля упругости полос E_{II} из конструкционных легированных сталей

30ХГСА и 50ХФА и их аналогов в диапазоне температур горячей прокатки 1050 – 750 °С, характерных для чистовых групп широкополосных станов, на основе справочных данных [22 – 24] были построены кривые, показанные на рис. 2.

Вычислительный эксперимент для проверки влияния изменения модуля упругости (рис. 2) на точность расчёта усилия [13] проводили для технологических режимов горячей прокатки сталей следующего химического состава, мас. %, 30ХГСА: 0,29 С, 0,84 Мн, 0,93 Si, 0,83 Cr, 0,06 Ni, 0,001 W; 50ХФА: 0,51 С, 0,67 Мн, 0,27 Si, 0,81 Cr, 0,07 Ni, 0,16 V, 0,007 W (табл. 2).

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

В табл. 3 представлены достоверные регрессионные уравнения с высокими коэффициентами детерминации R^2 функций влияния температуры полосы на модуль упругости для сталей 30ХГСА и 50ХФА, полученные на основе аппроксимации кривых, показанных на рис. 2.

Из рис. 2 видно, что кривые 2 и 3 изменения модуля упругости в диапазоне температур 800 – 1050 °С горячей прокатки в чистовой группе клетей стана 2000 (табл. 2) для стали 50ХФА отличаются от кривых изменения модуля упругости стали 30ХГСА. При этом кривая 2 для стали 30ХГСА в указанном диапазоне температур почти совпадает с кривой 1 общей зависимости изменения модуля упругости для низкоуглеродистых сталей (рис. 2).

Чтобы проверить, на сколько изменилась погрешность расчета усилия прокатки ΔP_i между измеренным значением $P_{i(изм)}$ из табл. 2 и расчётным $P_{i(расч)}$, был проведен вычислительный эксперимент. С использованием функции влияния температуры полосы на модуль упругости для низкоуглеродистых сталей (4) определены усилия P_i' и значения погрешностей расчета таких усилий $\Delta P_i'$. Аналогичные расчёты P_i и ΔP_i проведены

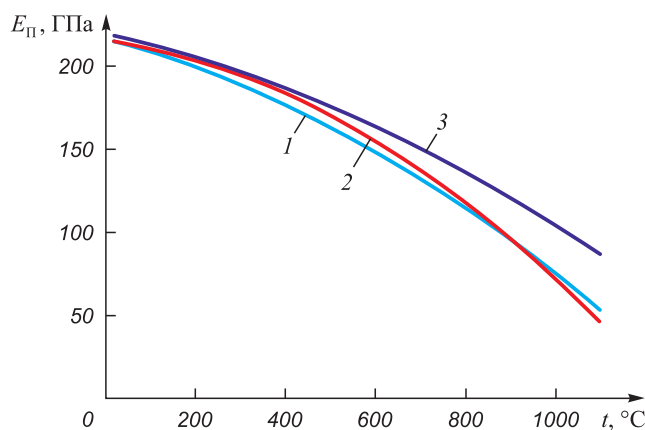


Рис. 2. Изменение модуля упругости конструкционных низкоуглеродистых и легированных сталей в зависимости от температуры нагрева:

- 1 – кривая зависимости для низкоуглеродистых сталей;
- 2 – кривая зависимости для стали 30ХГСА;
- 3 – кривая зависимости для стали 50ХФА

Fig. 2. Change in modulus of elasticity of structural low-carbon and alloyed steels depending on heating temperature:

- 1 – influence curve for low-carbon steels;
- 2 – influence curve for 0.3–Cr–Mn–Si high quality alloyed steel;
- 3 – influence curve for 0.5–Cr–V high quality alloyed steel

Таблица 2. Технологические режимы горячей прокатки в чистовой группе широкополосного стана 2000

Table 2. Technological modes of hot rolling in finishing group of wide-strip mill 2000

Сталь	Номер клетки	b , мм	h_i , мм	ε_i , %	v_i , м/с	t_i , °C	σ_{i-1} , МПа	σ_i , МПа	$P_{i(\text{изм})}$, МН
30ХГСА	6	1269	20,69	40	1,83	934,56	–	8	28,03
	7		12,69	39	2,95	904,44	8	12	30,54
	8		8,66	32	4,33	894,12	12	15	23,33
	9		6,62	24	5,75	860,18	15	22	18,91
	10		5,21	21	7,29	855,74	22	25	16,90
	11		4,35	16	8,83	834,43	25	25	14,84
	12		4,04	7,1	9,85	810,30	25	13	7,33
50ХФА	6	1300	19,95	44	1,40	1023,25	–	8	22,33
	7		12,90	35	2,18	1000,07	8	12	19,18
	8		8,92	31	3,16	947,93	12	15	17,99
	9		6,65	26	4,24	885,94	15	30	17,79
	10		5,11	23	5,52	886,56	30	30	15,86
	11		4,32	15	6,61	823,98	30	30	14,36
	12		3,97	8,1	7,36	801,54	30	14	8,63

Примечание: v_i – скорость прокатки, м/с; $P_{i(\text{изм})}$ – измеренное усилие прокатки, МН

Таблица 3. Регрессионные уравнения $f\left(\frac{t_i}{t_{\text{баз}}}\right)$ для сталей 30ХГСА и 50ХФА

Table 3. Regression equations $f\left(\frac{t_i}{t_{\text{баз}}}\right)$ for 0.3–Cr–Mn–Si and 0.5–Cr–V high quality alloyed steels

Сталь	Уравнение регрессии	R^2
30ХГСА	$f\left(\frac{t_i}{t_{\text{баз}}}\right) = 1,0006 - 2,0 \cdot 10^{-4} \left(\frac{t_i}{t_{\text{баз}}}\right)^2 - 3,3 \cdot 10^{-3} \left(\frac{t_i}{t_{\text{баз}}}\right)^3$	0,9966
50ХФА	$f\left(\frac{t_i}{t_{\text{баз}}}\right) = 1,0205 - 1,0 \cdot 10^{-4} \left(\frac{t_i}{t_{\text{баз}}}\right)^2 - 5,7 \cdot 10^{-3} \left(\frac{t_i}{t_{\text{баз}}}\right)^3$	0,9876

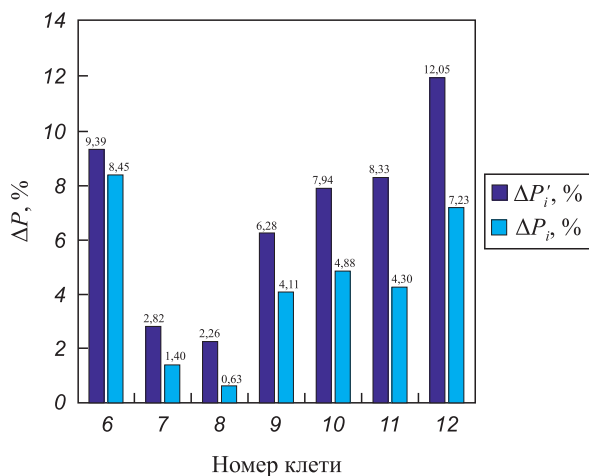


Рис. 3. Гистограмма распределения погрешностей расчёта усилий $\Delta P'_i$ и ΔP_i по клетям при прокатке полосы из стали 50ХФА

Fig. 3. Histogram of distribution of errors in calculating the forces $\Delta P'_i$ and ΔP_i across the working stands when rolling a 0.5–Cr–V high quality alloyed steel strip

с использованием зависимостей из табл. 3. Для сравнения и оценки в табл. 4 представлены относительные значения погрешностей расчёта усилий $\Delta P'_i$ и ΔP_i .

Таблица 4. Значения погрешностей расчёта усилий $\Delta P'_i$ и ΔP_i

Table 4. Values of errors in calculating the forces $\Delta P'_i$ and ΔP_i

Номер клетки	30ХГСА		50ХФА	
	$\Delta P'_i$, %	ΔP_i , %	$\Delta P'_i$, %	ΔP_i , %
6	10,51	10,54	9,39	8,45
7	3,48	3,46	2,82	1,40
8	1,08	1,02	2,26	0,63
9	4,18	3,98	6,28	4,11
10	7,75	7,46	7,94	4,88
11	5,73	5,24	8,33	4,30
12	9,50	8,80	12,05	7,23

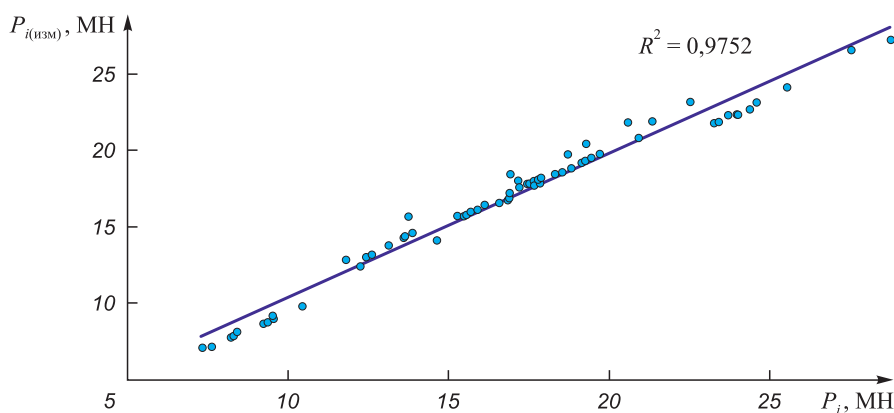


Рис. 4. Диаграмма соответствия измеренных $P_{i(\text{изм})}$ и расчетных P_i значений усилий прокатки с применением новой зависимости учёта влияния температуры на модуль упругости стали 50ХФА

Fig. 4. Comparison diagram of the measured $P_{i(\text{изм})}$ and calculated P_i values of rolling forces using new dependence of the effect of temperature on modulus of elasticity of 0.5–Cr–V high quality alloyed steel

Из табл. 4 видно, что для горячекатаных полос из стали 50ХФА использование зависимости из табл. 3 в уравнении (3) повышает точность расчёта усилия прокатки P_i , а для полос из стали 30ХГСА без существенной потери точности определения величины P_i можно использовать полученную ранее функциональную зависимость для низкоуглеродистых сталей (4).

Для наглядного представления на рис. 3 представлена гистограмма распределения погрешностей расчёта усилий $\Delta P'_i$ и ΔP_i (табл. 4) по клетям для технологического режима (табл. 2) прокатки полосы из стали 50ХФА. Из рис. 3 и табл. 4 видно, что минимальное значение погрешности расчёта ΔP_i удалось снизить с 2,26 до 0,63 %, максимальное значение ΔP_i – с 12,05 до 7,23 %, а среднее значение ΔP_i снизилось с 7,01 до 4,43 %. Повышение точности расчета усилия прокатки обусловлено высокими упругими свойствами данной стали, применяемой для изготовления деталей, к которым предъявляют требования повышенной износостойкости, обеспеченными большими содержаниями углерода 0,62 – 0,70 % и марганца 0,90 – 1,20 %.

На рис. 4 показана диаграмма соответствия измеренных на стане $P_{i(\text{изм})}$ и расчётных P_i значений усилий прокатки с применением новой зависимости $f\left(\frac{t_i}{t_{\text{баз}}}\right)$ из

табл. 3 для стали 50ХФА. Расчёт указанных значений P_i проведён для технологических режимов прокатки полос в диапазоне толщины 4,0 – 6,5 мм и ширины 1300 – 1320 мм. Статистический ряд расхождений содержит (количество режимов 10 умножено на число клетей 7) 70 членов. При анализе изображения на рис. 4 видно, что расчётные и измеренные значения усилий прокатки различаются слабо $R^2 = 0,9752$, при этом фактическое значение критерия Фишера $F = 1353,75$ значительно превосходит табличное значение $F_{\text{кр}}(1; 68) = 3,97$ при $\alpha = 0,05$ и степенях свободы $k_1 = 1$ и $k_2 = 68$.

Выводы

Методика расчета усилий процесса горячей прокатки для конструкционных легированных сталей 30ХГСА и 50ХФА, основанная на упругопластической модели очага деформации, дополнена зависимостью изменения модуля упругости полос от температуры.

На основе графических изображений кривых получены достоверные функциональные зависимости в виде уравнений регрессии для расчёта значений модуля упругости указанных сталей в функции диапазона температур горячей прокатки.

Установлено, что величины модуля упругости в диапазоне температур горячей прокатки в чистой группе клетей стана 2000 для стали 50ХФА значительно отличаются от значений, полученных для низкоуглеродистых сталей и стали 30ХГСА.

Для проверки точности новых функциональных зависимостей изменения модуля упругости нагретых полос рассчитаны усилия для технологических режимов горячей прокатки сталей 30ХГСА и 50ХФА. Установлено, что применение новой зависимости учёта влияния температуры на модуль упругости стали 50ХФА позволяет повысить точность определения усилия прокатки. Среднее значение погрешности расчёта снизилось с 7,01 до 4,43 %. Для стали 30ХГСА без потери точности расчёта усилия можно применять ранее полученную зависимость изменения модуля упругости от температуры для низкоуглеродистых конструкционных сталей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ / REFERENCES

1. Palit P., Jugade H.R., Jha A.K., Souvik D., Mukhopadhyay G. Failure analysis of work rolls of a thin hot strip mill. *Case Studies in Engineering Failure Analysis*. 2015;3(C):39–45. <https://doi.org/10.1016/j.csefa.2015.01.001>
2. 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;5(1): 28–34. <https://doi.org/10.24036/jptk.v5i1.27023>
3. Salehbrahimnejad 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;99(9):53–64. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2023.04.084>
 4. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Тарасов П.А. Эффективные режимы горячей прокатки тонких полос на широкополосных станах. *Производство проката*. 2009;(1):10–16. Garber E.A., Kozhevnikova I.A., Tarasov P.A. Effective hot rolling modes for thin strips at wide-strip mills. *Proizvodstvo prokata*. 2009;(1):10–16. (In Russ.).
 5. 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):10–15. Garber E.A., Kozhevnikova I.A. Comparative analysis of metal stress-strain state and energy-force parameters of hot and cold rolling processes of thin wide strips. *Proizvodstvo prokata*. 2008;(1):10–15. (In Russ.).
 6. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Завражнов А.А., Траино А.И. Напряжённое состояние в очаге деформации при прокатке высокопрочной толстолистовой стали. *Металлы*. 2007;(3):33–39. Garber E.A., Kozhevnikova I.A., Tarasov P.A., Zavrazhnov A.A., Traino A.I. State of stress in the deformation zone during rolling of high-strength plate steel. *Russian Metallurgy (Metally)*. 2007;2007(3):194–200. <https://doi.org/10.1134/S0036029507030068>
 7. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Тарасов П.А. Расчет усилий горячей прокатки тонких полос с учетом напряженно-деформированного состояния в зоне прилипания очага деформации. *Производство проката*. 2007;(4):7–15. Garber E.A., Kozhevnikova I.A., Tarasov P.A. Calculation of hot rolling forces for thin strips taking into account the stress-strain state in adhesion area of deformation zone. *Proizvodstvo prokata*. 2007;(4):7–15. (In Russ.).
 8. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Тарасов П.А., Завражнов А.А., Траино А.И. Моделирование контактных напряжений и усилий горячей прокатки тонких широких полос с учетом зоны прилипания и упругих участков очага деформации. *Металлы*. 2007;(2):26–36. 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;2007(2):47–56. <https://doi.org/10.1134/S003602950702005X>
 9. Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян С.Е. Теория продольной прокатки. Москва: Металлургия; 1980:320.
 10. Королев А.А. Механическое оборудование прокатных и трубных цехов: Учебник для вузов. Москва: Металлургия; 1987:480.
 11. Целиков А.И., Полухин П.И., Гребеник В.М. и др. Машины и агрегаты металлургических заводов: Учебник для студентов металлургических и машиностроительных специальностей вузов: В 3-х томах. Москва: Альянс; 2018:679.
 12. Коновалов Ю.В., Остапенко А.Л., Пономарев В.И. Расчет параметров листовой прокатки: Справочник. Москва: Металлургия; 1986:430.
 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):2–7. Garber E.A., Pospelov I.D., Kozhevnikova I.A. Influence of chemical composition and elastic properties of strip and rolls on energy-force parameters of wide strip hot rolling mills. *Proizvodstvo prokata*. 2011;(8):2–7. (In Russ.).
 14. Garber E.A., Samarin S.N., Ermilov V.V., Traino A.I. Simulation of rolling friction in the working stands of wide-strip mills. *Russian Metallurgy (Metally)*. 2007;(2):120–126. <https://doi.org/10.1134/S0036029507020061>
 15. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Тарасов П.А., Траино А.И. К вопросу о влиянии трения первого и второго рода на энергосиловые параметры горячей прокатки в клетях кварто. *Металлы*. 2007;(6):47–56. 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;2007(6):484–491. <https://doi.org/10.1134/S0036029507060080>
 16. Гарбер Э.А., Самарин С.Н., Ермилов В.В. Определение затрат энергии на трение качения в клетях кварто. *Производство проката*. 2007;(2):25–32. Garber E.A., Samarin S.N., Ermilov V.V. Determination of energy consumption for friction rolling in four-high stands. *Proizvodstvo prokata*. 2007;(2):25–32. (In Russ.).
 17. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Тарасов П.А. Новая методика расчета энергосиловых параметров широкополосовых станов горячей прокатки. *Сталь*. 2009;(9):54–60. Garber E.A., Kozhevnikova I.A., Tarasov P.A. Calculating the energy parameters of broad-strip hot-rolling mills. *Steel in Translation*. 2009;39(9): 795–802. <https://doi.org/10.3103/S0967091209090150>
 18. Поспелов И.Д., Нечаев Р.Р. Совершенствование методики расчета мощности чистовой группы непрерывного широкополосного стана горячей прокатки. *Сталь*. 2024;(2):25–30. 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;54(2): 151–156. <https://doi.org/10.3103/S0967091224700396>
 19. Nwachukwu P., Oluwole L. Effects of rolling process parameters on the mechanical properties of hot-rolled St60Mn steel. *Case Studies in Construction Materials*. 2017;6:134–146. <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2017.01.006>
 20. Liu C., Wu H., He A., Jing F., Sun W., Shao J., Chihuan Y. Effect of uneven distribution of material property on buckling behavior of strip during hot finishing rolling. *ISIJ International*. 2023;63(1):102–110. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2022-221>
 21. Yin Y., Zhang J. Finite Element analysis on inclusion migration during hot-rolling process of ultralow carbon steel. *Pro-*

cesses. 2023;11(3):934.

<https://doi.org/10.3390/pr11030934>

22. Сорокин В.Г., Гервасьев М.А. и др. Стали и сплавы. Марочник: Справочное издание. Москва: Интермет Инжиниринг; 2001:608.
23. Зубченко А.С. Марочник сталей и сплавов. Москва: Машиностроение; 2001:672.
24. Третьяков А.В., Зюзин В.И. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением. Москва: Металлургия; 1973:224.

Сведения об авторе

Information about the Author

Иван Дмитриевич Поспелов, к.т.н., доцент, Череповецкий государственный университет

ORCID: 0009-0000-5974-5718

E-mail: idpospelov@chsu.ru

Ivan D. Pospelov, Cand. Sci. (Eng.), Assist. Prof., Cherepovets State University

ORCID: 0009-0000-5974-5718

E-mail: idpospelov@chsu.ru

Поступила в редакцию 09.07.2025

После доработки 09.09.2025

Принята к публикации 03.04.2026

Received 09.07.2025

Revised 09.09.2025

Accepted 03.04.2026