

УДК 621.771.23

Василев Я. Д.
Коноводов Д. В.**РАСПРЕДЕЛЕНИЕ КОНТАКТНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ
ПО МЕТОДИКЕ Э. А. ГАРБЕРА**

Исследованию контактных напряжений в теории прокатки посвящено несколько десятков работ. Наибольшую известность в литературе и инженерной практике получили решения А. И. Целикова, А. А. Королева, А. В. Третьякова, Е. С. Рокотяна, М. Д. Стоуна, Д. Блэнда и Г. Форда, В. Робертса. Исследования, выполненные в последние годы, показали, что эти методики позволяют прогнозировать с удовлетворительной точностью уровень и распределение контактных напряжений при холодной прокатке относительно толстых полос. При прокатке более тонких полос все указанные методики дают завышенные результаты расчетов. С целью устранения этого недостатка многие авторы искусственно занижают коэффициент трения, добиваясь удовлетворительного совпадения расчетных и экспериментальных данных.

В последние несколько лет появились публикации Э. А. Гарбера с сотрудниками, в которых представлена новая методика для расчета контактных напряжений при холодной прокатке [1–3], призванная, по мнению авторов, устранить вышеуказанные недостатки. В этой методике авторы попытались уточнить влияние упруго-пластического контакта полосы с валком на уровень и распределение контактных напряжений. При разработке методики авторы [1] использовали известное решение А. И. Целикова для определения длины дуги контакта полосы с валком при холодной прокатке:

$$l_c = x_1 + x_2; \quad (1)$$

$$x_1 = \sqrt{R\Delta h + x_2^2}; \quad (2)$$

$$x_2 = 8p_{cp}R \left(\frac{1 - \nu_6^2}{\pi E_6} + \frac{1 - \nu_n^2}{\pi E_n} \right), \quad (3)$$

где x_1 – длина упруго-пластического участка очага деформации, включающего участок упругого сжатия полосы x_{1yup} и участок пластической деформации полосы x_{nl} ; x_2 – длина участка упругого восстановления нормального напряжения, ν_6 , ν_n – коэффициенты Пуассона материала валков и полосы; E_6 , E_n – модуль упругости материала валков и полосы.

Протяженность участка упругого сжатия полосы определяли по формуле [2]:

$$x_{1yup} = \frac{\Delta h_{1yup} x_1}{\Delta h + \Delta h_{2yup}}, \quad (4)$$

где Δh_{1yup} , Δh_{2yup} – максимальные значения абсолютных упругих деформаций полосы по толщине на участках x_{1yup} и x_2 .

Созданная методика была использована авторами [1] для исследования контактных напряжений при холодной прокатке полос на непрерывном стане 1700 ОАО «Северсталь» (Россия) (рис. 1, 2, кривые 1).

Целью статьи является сравнение распределения контактных напряжений при холодной прокатке по методике Э. А. Гарбера и методике, разработанной на кафедре обработки металлов давлением Национальной металлургической академии Украины [4].

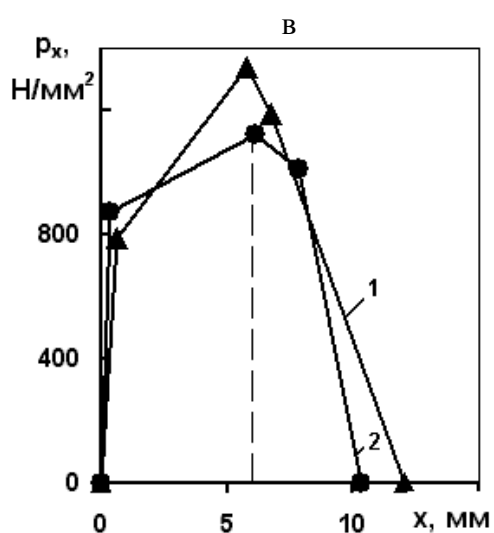
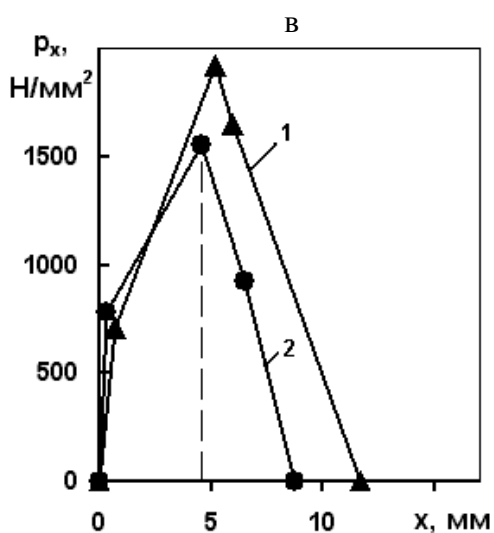
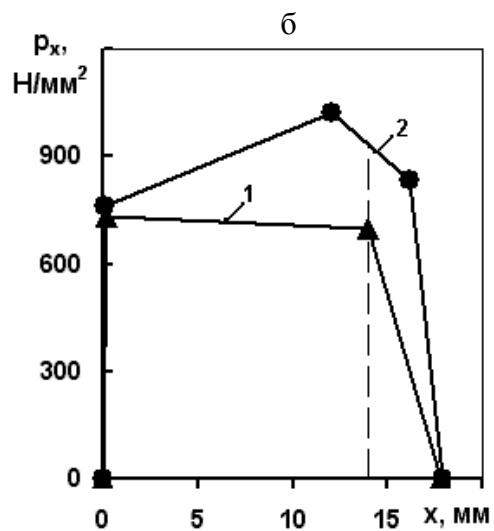
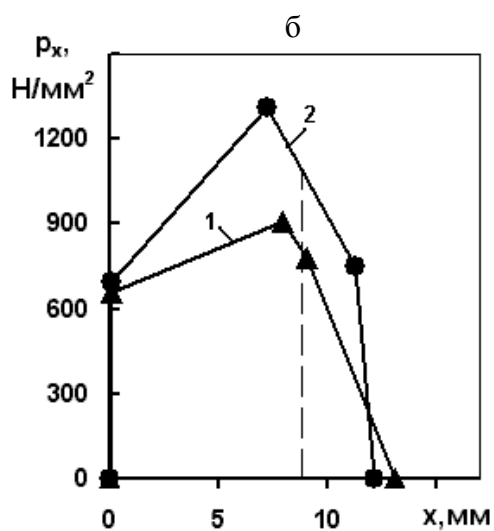
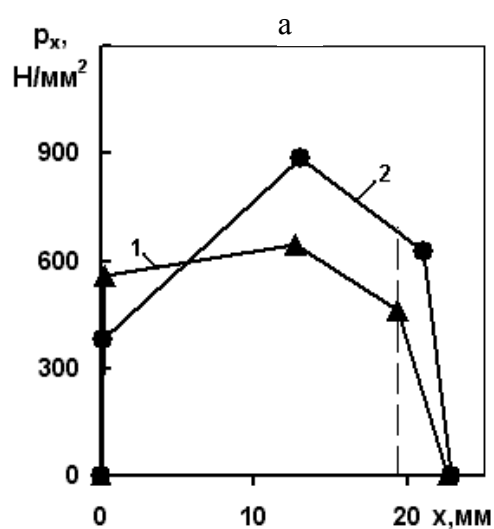
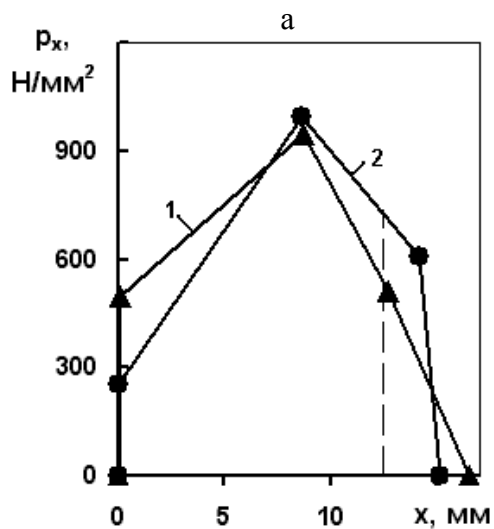


Рис. 1. Эпюры нормальных напряжений, построенных по методике Э. А. Гарбера (кривая 1) и методике, разработанной на кафедре ОМД НМетАУ (кривая 2), при прокатке полосы 0,309 × 1020 мм из стали 08пс: а – 1-я клеть; б – 3-я клеть; в – 5-я клеть

Рис. 2. Эпюры нормальных напряжений, построенных по методике Э. А. Гарбера (кривая 1) и методике, разработанной на кафедре ОМД НМетАУ (кривая 2), при прокатке полосы 1,522 × 1000 мм из стали 08ю: а – 1-я клеть; б – 3-я клеть; в – 5-я клеть

Эпюры нормальных напряжений (рис. 1, 2, кривые 1) по методике Э. А. Гарбера построены для режимов обжатий на пятиклетевом непрерывном стане 1700 при прокатке полос с размерами $0,309 \times 1020$ мм и $1,522 \times 1000$ мм из углеродистых марок сталей [1]. Исходные данные представлены в табл 1.

Таблица 1

Исходные данные для режимов обжатий при холодной прокатке полос на пятиклетевом стане 1700 «Северсталь», для которых построены эпюры контактных напряжений ($R_{a1} = 3,5$ мкм; $R_{a3} = 1,0$ мкм; $R_{a5} = 3,2$ мкм)*

№ кл.	h_0 , мм	h_1 , мм	ε , %	ε_{Σ} %	q_0 , Н/мм ²	q_1 , Н/мм ²	V_1 , м/с	$\sigma_{фср,2}$, Н/мм ²	f	l_c , мм
1	2	3	4	5	6	7	6	7	8	9
Режим 1. Прокатка полосы $0,309 \times 1020$ мм из подката $1,504 \times 1020$ мм на пятиклетевом стане 1700 «Северсталь» из стали 08пс [$\sigma_T = 280 + 71,5(100\varepsilon)^{0,44}$]										
1	1,504	1,014	32,58	32,58	91	151	2,25	510	$\frac{0,066}{0,108}$	$\frac{16,49}{15,15}$
3	0,681	0,462	32,16	69,28	166	168	5,05	718	$\frac{0,0257}{0,0531}$	$\frac{13,12}{12,17}$
5	0,318	0,309	2,83	79,45	173	41	7,65	770	$\frac{0,0332}{0,0700}$	$\frac{11,69}{8,74}$
Режим 2. Прокатка полосы $1,522 \times 1000$ мм из подката $4,648 \times 1000$ мм на пятиклетевом стане 1700 «Северсталь» из стали 08ю [$\sigma_T = 330 + 44,0(100\varepsilon)^{0,58}$]										
1	4,648	3,443	25,93	25,93	32	141	3,76	513	$\frac{0,0548}{0,0950}$	$\frac{22,61}{22,80}$
3	2,601	1,997	23,22	57,04	143	149	6,64	760	$\frac{0,0235}{0,0503}$	$\frac{17,83}{17,92}$
5	1,58	1,522	3,67	67,25	159	42	8,55	831	$\frac{0,0784}{0,0714}$	$\frac{12,03}{10,34}$

* Числитель – данные Э. А. Гарбера, знаменатель – данные, полученные по методике, разработанной на кафедре ОМД НМетАУ.

Анализ представленных эпюр контактных напряжений (рис. 1, 2, кривые 1) показал, что уровень нормальных напряжений является чрезмерно высоким, а их распределение в некоторых случаях необъяснимым (рис. 1, б, 2, б, кривая 1). При этом с уменьшением толщины полосы максимальные значения нормальных напряжений p_{\max} достигают очень высоких значений (рис. 1, в, кривая 1), соизмеримых с допускаемыми напряжениями на контактную прочность валков. Среднее значение нормальных напряжений в этом случае также является чрезмерно высоким и должно приводить к нереальным значениям силы прокатки. Таким образом, предложенная Э. А. Гарбером методика не решает поставленных задач – определения контактных напряжений при тонколистовой прокатке.

Недостатками данной методики является следующее:

- 1) необоснованное применение модели напряжений трения:

$$\tau_x = fp_x, \quad (5)$$

где f – коэффициент трения; p_x – нормальное напряжение.

Данная модель с уменьшением толщины полосы чрезмерно повышает влияние напряжений трения на нормальные напряжения.

2) Использование грубой модели для определения длины дуги контакта полосы с валком l_c , которая дает завышенные значения и не учитывает влияние толщины полосы при определении упругих деформаций последней.

Анализ и экспериментальная проверка формул (1) – (3) [5] показали, что расчеты по ним приводят к искусственному завышению длины дуги контакта полосы с валком на 20–40 %.

3) Определение величины сопротивления деформации σ_ϕ производится без учета влияния температурно-скоростных условий прокатки, что приводит к завышению σ_ϕ и как следствие – p_{cp} .

Принятие авторами [1] указанных допущений привело к искусственному завышению влияния напряжений трения, длины дуги контакта и коэффициента трения на среднее нормальное напряжение и силу прокатки.

В связи с этим, методика авторов приводит к явно завышенным значениям силы при прокатке полос толщиной 0,3–0,5 мм, что подтверждается данными самих авторов [1].

Непонятно, из каких соображений исходил автор [1] при определении значений коэффициента трения. Вызывает сомнение изменение величины коэффициента трения в одной и той же пятой клетки стана от 0,033 до 0,078 при прокатке с близкими по величине обжатиями. Кроме того, применяемые авторами коэффициенты трения, являются заниженными. К сожалению, в работе [1] отсутствует модель, по которой производились расчеты коэффициента трения, что затрудняет анализ. По нашему мнению и имеющимся в литературе экспериментальным данным, величина коэффициента трения при холодной прокатке с эмульсиями должна находиться на уровне 0,09 – 0,11 при прокатке в насеченных валках и 0,04 – 0,06 при прокатке в шлифованных валках.

Представляет интерес сравнительная оценка точности методики авторов [1] с методикой, созданной на кафедре ОМД НМетАУ, основанной на использовании новых решений для определения l_c , σ_ϕ , f и p_{cp} . Широкая апробация этой методики для расчета энергосиловых параметров на станах для холодной прокатки полос обыкновенной толщины (0,5–1,5 мм) и при прокатке особо тонких полос (0,15–0,3 мм и менее) показала, что данная методика отличается широким диапазоном работоспособности и обеспечивает прогнозирование параметров процесса с удовлетворительной точностью. Методика, предложенная на кафедре ОМД НМетАУ, базируется на следующих основных моделях:

$$l_c = x_1 + \sqrt{R\Delta h + x_1^2}; \quad (6)$$

$$x_1 = x_{1n} + 6 \frac{1 - v_\varepsilon^2}{\pi E_\varepsilon} p_{cp} R \left(1 - 2 \frac{x_{1n}}{l_c} \right) \left[4 \frac{x_{1n}}{l_c} \left(1 - \frac{x_{1n}}{l_c} \right) + 1 \right]; \quad (7)$$

$$\sigma_{\phi cp} = \sigma_{mix} k_{exp} k_{tcr} k_{ucr}; \quad (8)$$

$$p_{cp} = \frac{\beta}{2(1 - v_n^2)} \left(\sigma_{m0} \xi_0 \frac{x_{0n}}{l_c} + \sigma_{m1} \xi_1 \frac{x_{1n}}{l_c} \right) + \frac{\beta \sigma_{\phi cp} \xi_{cp}}{1 - v_n^2} \left[1 + \frac{f l_\varepsilon}{3 h_{cp}} (1 + 0,5 \varepsilon) \right] \frac{l_\varepsilon}{l_c}, \quad (9)$$

где x_{1n} – приращение длины дуги контакта за линией, соединяющей центры вращения валков, вызванное упругим восстановлением полосы; σ_{mix} – исходный предел текучести материала полосы (после горячей прокатки или термической обработки); k_{exp} , k_{tcr} , k_{ucr} – коэффициенты, учитывающие соответственно влияние упрочнения, средней температуры и средней скорости деформации на сопротивление деформации; ε – частное относительное обжатие полосы;

σ_{m0} , σ_{m1} – сопротивление деформации на входе и выходе из очага деформации; ξ_0 , ξ_1 – соответственно, коэффициент заднего и переднего натяжения; β , h_{cp} – коэффициент Лодэ и средняя высота полосы в очаге деформации; l_0 – длина участка пластической деформации в очаге.

Контактные напряжения по обоим методикам были рассчитаны для одинаковых исходных данных, приведенных в работе [1]. Из указанной работы непонятно, какой моделью описывали упрочнение при прокатке моделируемых марок сталей. Поэтому данная модель подбиралась исходя из данных авторов [1] о среднем значении σ_ϕ и имеющихся в справочной литературе данных. Для корректного сравнения влиянием температуры и скорости деформации на σ_ϕ пренебрегали ($k_{tcp} = k_{ucp} = 1,0$).

Из рис. 1 и 2 видно, что при расчете по методике Э. А. Гарбера даже использование очень низких значений коэффициента трения приводит к завышенным значениям контактных напряжений на границах упругих и пластического участков. Длина дуги контакта при расчете по методике Э. А. Гарбера выше, причем протяженность участка упругого восстановления полосы x_2 в последней клетки достигает половины всей длины дуги контакта, что трудно объяснимо. При расчете нормальных напряжений по методике, предложенной на кафедре ОМД НМетАУ, отсутствуют эпюры с одной зоной отставания в очаге деформации, которые имеют место в третьей клетки при расчете по методике Э. А. Гарбера. Существование эпюр с одной зоной отставания при холодной прокатке в данной клетки сомнительно, не подтверждается экспериментальными данными и требует дополнительного обоснования.

ВЫВОДЫ

1. Вызывает сомнение существование коэффициентов трения при холодной прокатке с эмульсией на уровне: 0,06–0,08 в шероховатых или насеченных валках; 0,02–0,04 – в шлифованных валках. Применение таких низких значений коэффициента трения обусловлено необоснованным использованием для описания напряжений трения при прокатке модели (5).

2. Методика Э. А. Гарбера не учитывает влияние на сопротивление деформации температурно-скоростных условий прокатки, что существенно снижает точность определения контактных напряжений.

3. Методика Э. А. Гарбера требует дополнительного обоснования и критического анализа. Неточное определение протяженности упругих участков очага деформации приводит к завышению длины очага деформации при холодной прокатке, а, следовательно, к завышению силовых параметров процесса.

ЛИТЕРАТУРА

1. Василев Я. Д. Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки / Я. Д. Василев. – М. : Металлургия, 1995. – 368 с.
2. Гарбер Э. А. Станы холодной прокатки (теория, оборудование, технология) / Э. А. Гарбер. – М. : ОАО «Черметинформация» : Череповец : ГОУ ВПО ЧГУ, 2004. – 416 с.
3. Гарбер Э. А. Энергосиловые параметры процесса холодной прокатки стальных полос толщиной менее 0,5 мм / Э. А. Гарбер, И. А. Шадрюнова // Производство проката. – 2002. – № 3. – С. 13–18.
4. Гарбер Э. А. Распределение контактных напряжений по длине очага деформации при прокатке тонких широких полос / Э. А. Гарбер // Производство проката. – 2005. – № 5. – С. 3–12.
5. Василев Я. Д. Инженерная модель средних нормальных контактных напряжений при холодной прокатке / Я. Д. Василев, Д. В. Коноводов, А. В. Дементенко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2006. – № 1. – С. 46–48.

Василев Я. Д. – д-р техн. наук, проф. НМетАУ;

Коноводов Д. В. – канд. техн. наук, доц. НМетАУ.

НМетАУ – Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск.

E-mail: danform@a-teleport.com