

УДК 621.771.23

Василев Я. Д.  
Коноводов Д. В.  
Завгородний М. И.

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ СРЕДНЕГО НОРМАЛЬНОГО НАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ ТОНКИХ ПОЛОС

В последние 10–15 лет произошли существенные структурные изменения в сортаменте тонкого плоского проката. Эти изменения связаны с созданием и широким распространением литейно-прокатных агрегатов, на которых было освоено массовое производство горячекатаных полос толщиной менее 1,2–1,5 мм, вплоть до 0,8–1,0 мм. Тонкие горячекатаные полосы уже заняли часть ниши плоского холоднокатаного проката на международном рынке металлопродукции [1]. В связи с этим востребованный сортament холоднокатаного проката сместился в сторону меньших толщин. Сегодня можно утверждать, что на станах холодной прокатки впредь будут производить исключительно тонкие и особо тонкие полосы, а также тонкую и особо тонкую жесть толщиной соответственно 0,25–0,80 мм и 0,08–0,20 мм.

Холодная прокатка тонких и особо тонких полос характеризуется большими значениями параметра  $\frac{R}{h_0}$  ( $\frac{R}{h_0} > 500–3000$ , где  $R$ ,  $h_0$  – соответственно радиус рабочего вала

и толщина полосы на входе в очаг деформации) и осуществляется с малыми абсолютными обжатиями  $\Delta h$  ( $\Delta h < 0,01–0,50$  мм) и с большими средними контактными нормальными напряжениями  $p_{срс}$  ( $p_{срс} > 500–1500$  Н/мм<sup>2</sup>). В этих условиях прокатки радиальные деформации упругого сжатия рабочих валков приобретают значения, соизмеримые с абсолютными обжатиями, в результате чего происходит искажение формы контактной линии полосы с валком и значительное увеличение длины очага деформации  $l_c$ . Существенное увеличение длины очага деформации вызывают и упругие деформации полосы. В настоящее время установлено, что длина упруго-пластического очага деформации  $l_c$  при холодной прокатке превышает длину очага деформации  $l$  ( $l = \sqrt{R\Delta h}$ ) при прокатке жестко-пластической полосы в идеально жестких валках в 1,5–3,0 раза и более [2, 3]. С увеличением длины очага деформации  $l_c$  увеличивается подпирющее действие напряжений контактного трения на параметры процесса, что создает очень жесткие условия для осуществления пластической деформации металла валками при холодной прокатке тонких полос. Этот факт подтверждается высоким уровнем средних контактных нормальных напряжений ( $p_{срс} \geq 750–1500$  Н/мм<sup>2</sup>) и большими значениями погонной силы ( $P_{сгног} = \frac{P_c}{b} \geq 7,5–15,0$  кН/мм), а также большими удельным расходом

электрической энергии ( $a \geq 150–300$  кВт·ч/т) при холодной прокатке тонких полос и жести [4]. Количественное влияние отмеченных особенностей упруго-пластического взаимодействия тонкой полосы с валками на параметры процесса, прежде всего на  $p_{срс}$ , в настоящее время изучено недостаточно и предложенные формулы не всегда обеспечивают прогнозирование данного параметра с требуемой точностью. Поэтому исследования, направленные на повышение точности прогнозирования среднего контактного нормального напряжения при холодной прокатке тонких полос являются актуальными.

Для определения  $p_{срс}$  при холодной прокатке в отечественной и зарубежной практике известность получили формулы А. И. Целикова [5], М. Д. Стоуна [2, 5], В. Робертса [6] и В. М. Луговского [7]. В основу этих формул положено допущение о пропорциональности напряжений трения  $\tau$  и нормальных напряжений  $p$ . Как показали последующие исследования использование условия  $t = fp$  (где  $f$  – коэффициент трения) при теоретическом определении нормальных напряжений приводит к получению завышенных значений  $p_{срс}$  при  $\frac{R}{h_0} > 500$

и  $f > 0,04-0,05$  [2]. По этой причине применение моделей А. И. Целикова и М. Д. Стоуна для прогнозирования  $p_{cpc}$  при холодной прокатке тонких полос нецелесообразно. С целью устранения этого недостатка В. Робертс и В. М. Луговской предложили следующие упрощенные, по существу эмпирические, формулы для прогнозирования  $p_{cpc}$  при холодной прокатке тонких полос:

формула В. Робертса:

$$p_{cp} = b\sigma_{mcp} \left( 1 - 1,25e + \frac{f l_g}{2h_0} \right) \frac{1}{1-e}; \quad (1)$$

формула В. М. Луговского:

$$p_{cp} = b\sigma_{mcp} \left( 1 + \frac{f l_g}{2h_{cp}} \right), \quad (2)$$

где  $\sigma_{mcp}$ ,  $\varepsilon$  – средние значения напряжения текучести материала полосы в очаге деформации и частное относительное обжатие при прокатке;  $\beta$ ,  $l_g$  – коэффициент Лоде и длина пластической составляющей очага деформации при холодной прокатке.

Формулы (1) и (2) отличаются более широким диапазоном работоспособности. Однако расчетные значения  $p_{cpc}$  при холодной прокатке тонких полос и по этим формулам получаются всегда существенно завышенными, особенно при  $\frac{l_g}{h_{cp}} > 15-20$  и  $f > 0,04$ . Поэтому при

выполнении расчетов  $p_{cpc}$  по формулам (1) и (2) приходится принимать более низкие значения коэффициента трения [2, 8], возможность существования которых в большинстве случаев не доказана.

Из изложенного следует, что в настоящее время отсутствует надёжная и достаточно точная формула для прогнозирования среднего контактного нормального напряжения при холодной прокатке тонких полос.

Целью настоящей статьи является определение среднего контактного нормального напряжения при холодной прокатке тонких полос, когда значения параметра  $\frac{l_c}{h_{cp}}$  достигают 40–50.

Теоретическое определение среднего контактного нормального напряжения при холодной прокатке тонких полос осуществляли на основе решения дифференциального уравнения равновесия продольных сил [3, 5] с использованием уточнённой модели напряжений трения [3, 9]:

для зоны отставания:

$$t = fp_x \frac{h_0}{h_0 - h_g} \left( \frac{h_g}{h_x} - 1 \right); \quad (3)$$

для зоны опережения:

$$t_x = fp_x \frac{h_1}{h_g - h_1} \left( \frac{h_g}{h_x} - 1 \right), \quad (4)$$

где  $h_0$ ,  $h_\gamma$ ,  $h_1$ ,  $h_x$  – толщина полосы на входе, в нейтральном сечении, на выходе и её текущее значение в очаге деформации;  $p_x$  – нормальное напряжение.

В результате совместного решения дифференциального уравнения равновесия с уточнёнными моделями напряжений трения при холодной прокатке (3), (4) получили уравнения, выражающие распределение нормальных напряжений  $\frac{p_x}{b\sigma_T}$  по дуге контакта в зонах отставания и опережения [3, 10]. Решение этих уравнений в явном виде оказалось невозможным.

Поэтому решение полученных уравнений производили численным методом, в данном случае методом Рунге-Кутты, с использованием следующих исходных данных:  $R = 300$  мм;  $\frac{R}{h_0} = 50-3000$ ;

$\varepsilon = 0,01-0,40$ ;  $f = 0,04-0,12$ . По полученным расчетным значениям контактных нормальных напряжений строили эпюры  $\frac{p}{bs_{mcp}} = j \left( \frac{x}{l} \right)$ . Далее вычисляли площадь этих эпюр и определяли величину среднего нормального напряжения при прокатке. Затем строили зависимости

$n_{scp} = \frac{p_{cpв}}{bs_{mcp}} = j \left( \frac{1}{h_{cp}} \right)$  при  $f = \text{const}$ . Оказалось, что зависимости  $n_{scp} = j \left( \frac{l}{h_{cp}} \right)$  имеют вид

вогнутой параболы, причем значения  $n_{scp}$  с ростом  $\frac{l}{h_{cp}}$ ,  $\varepsilon$  и  $f$  при  $\frac{R}{h_0} = \text{const}$  увеличиваются.

Аппроксимация зависимостей  $n_{scp} = j \left( \frac{l}{h_{cp}} \right)$  позволила получить формулы для определения

$n_{scp}$  и  $p_{cpв}$  на участке пластического контакта полосы с валками  $l_g$ :

$$n_{scp} = 1 + \frac{f l_g}{3h_{cp}} [1 + 0,5e(1+e)]; \quad (5)$$

$$p_{cpв} = bs_{mcp} \left\{ 1 + \frac{f l_g}{3h_{cp}} [1 + 0,5e(1+e)] \right\}. \quad (6)$$

Фактор формы очага деформации  $\frac{l}{h_{cp}}$  является функцией двух независимых параметров  $\frac{R}{h_0}$  и  $\varepsilon$ . Однако пользоваться параметром  $\frac{l}{h_{cp}}$  целесообразно, поскольку он позволяет

учесть влияние упругих деформаций валков и полосы на длину очага деформации  $l_c$ .

Для расчетного определения  $l_c$  рекомендуется формула [2, 3]:

$$l_c = x_1 + \sqrt{R\Delta h + x_1^2}, \quad (7)$$

где 
$$x_1 = x_{1n} + 6 \frac{1-n_g^2}{pE_g} p_{cpс} R \left( 1 - 2 \frac{x_{1n}}{l_c} \right) \left[ 4 \frac{x_{1n}}{l_c} \left( 1 - \frac{x_{1n}}{l_c} \right) + 1 \right]; \quad (8)$$

$$\frac{x_{1n}}{l_c} = \frac{1}{1 + \sqrt{1 + \frac{e}{1-e} \frac{E_n}{bs_{m1}x_1}}}; \quad (9)$$

$n_b$ ,  $E_g$  – коэффициент Пуассона и модуль упругости материала валков.

Если в выражение (6) вместо  $l_g$  подставить  $l_c$  и учесть, что в очаге деформации, наряду с участком пластического контакта протяженностью  $l_g$ , имеются участки упругого сжатия и упругого восстановления полосы протяженностью  $x_{0n}$  и  $x_{1n}$ , соответственно, и воспользоваться подходами, принятыми в работах [2, 3], получим формулу для расчета  $p_{cpс}$  при холодной прокатке тонких полос с учетом влияния упругих деформаций валков и полосы:

$$p_{cpс} = \frac{b}{2(1-n_n^2)} \left( s_{m0} x_0 \frac{x_{0n}}{l_c} + s_{m1} x_1 \frac{x_{1n}}{l_c} \right) + \frac{bs_{mcp} x_{cp}}{1-n_n^2} \left\{ 1 + \frac{f l_g}{3h_{cp}} [1 + 0,5e(1+e)] \frac{l_g}{l_c} \right\} \frac{l_g}{l_c}, \quad (10)$$

$$\text{где} \quad \left( \frac{x_{0n}}{l_c} \right) = \left( 1 - \frac{x_{1n}}{l_c} \right) \left[ 1 - \sqrt{1 - \frac{b s_{m0} x_0}{e E_n + b s_{m1} x_1 (1 - e)}} \right]; \quad (11)$$

$$\frac{l_e}{l_c} = 1 - \frac{x_{0n}}{l_c} - \frac{x_{1n}}{l_c}, \quad (12)$$

где  $\sigma_{m0}$ ,  $\sigma_{m1}$  – напряжение текучести материала полосы на входе и выходе из очага деформации;  $\xi_0$ ,  $\xi_1$  – соответственно, коэффициент заднего и переднего натяжения;  $\sigma_{тср}$ ,  $\xi_{ср}$  – среднее значение напряжения текучести материала полосы и коэффициента натяжения в очаге деформации;  $h_{ср}$  – средняя толщина полосы в очаге деформации;  $\nu_n$ ,  $E_n$  – коэффициент Пуассона и модуль упругости материала полосы.

Формула (10) предназначена для расчетного определения  $p_{срс}$  при холодной прокатке тонких полос, когда  $\frac{l_c}{h_{ср}} < 40-50$ .

С использованием модели (10) были выполнены расчеты  $p_{срс}$  и силы  $P_c$  ( $P_c = p_{срс} l_c b$ , где  $b$  – ширина прокатываемой полосы;  $l_c$  – длина очага деформации с учетом упругих деформаций валков и полосы) при холодной прокатке жести  $0,18 \times 855$  мм и полосы  $0,35 \times 790$  мм на непрерывных станах 1400 и 1200. Результаты выполненных расчетов представлены в табл. 1.

Таблица 1

Сравнение результатов расчета  $p_{срс}$  и  $P_c$  с экспериментальными данными

№ кл	$h_0$ , мм	$\epsilon$	$\frac{q_0}{\text{мм}^2}$ , Н	$\frac{q_1}{\text{мм}^2}$ , Н	$V_l$ , м/с	$\frac{S_{фср}}{\text{мм}^2}$ , Н	$f$	$l_c$ , мм	$t_{nl}$ , °C	$\frac{P_{срс}}{\text{мм}^2}$ , Н	$P$ , МН	$P_{экср}$ , МН	$\Delta$ , %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
Режим 1. Прокатка полосы $0,18 \times 855$ мм из подката $2,4 \times 855$ мм на 6-ти клетевом стане 1400 комбината ОАО «Миттал Стил Темиртау» [ $\sigma_T = 260 + 34,6 (100\epsilon)^{0,6}$ ]													
1	2,400	0,140	23	143	2,86	437	0,087	12,7	55	437	5,28	5,40	-2,2
2	2,064	0,400	143	132	4,77	557	0,073	18,7	111	664	10,61	11,10	-4,4
3	1,238	0,414	132	138	8,14	629	0,049	15,7	161	803	10,8	10,9	-1,1
4	0,726	0,400	138	176	13,56	670	0,048	12,9	199	916	10,1	10,3	-1,9
5	0,435	0,330	176	143	20,24	695	0,058	11,1	217	1092	10,34	10,9	-5,1
6	0,292	0,380	143	50	32,60	711	0,043	11,4	238	1341	13,0	12,3	+5,7
Режим 2. Прокатка полосы $0,35 \times 920$ мм из подката $2,2 \times 920$ мм на 5-ти клетевом стане 1200 Магнитогорского металлургического комбината [ $\sigma_T = 230 + 34,6 (100\epsilon)^{0,6}$ ]													
1	2,20	0,200	20	87,0	3,58	402	0,088	12,7	65	503	5,89	5,46	+7,9
2	1,76	0,340	87,0	94,5	5,42	522	0,048	14,7	108	617	8,31	7,56	+9,9
3	1,16	0,350	94,5	145,0	8,34	596	0,047	12,7	150	735	8,60	7,90	+8,9
4	0,76	0,336	145,0	130,4	12,57	700	0,057	10,9	186	848	8,51	8,40	+1,3
5	0,50	0,300	130,4	52	18,00	664	0,044	9,5	197	934	8,14	8,40	-3,1

Из табл. 1 видно, что формула (10) работоспособна при изменении значений параметра  $\frac{l_c}{h_{ср}}$  в диапазоне от 5 до 48. Видно также, что расхождения между расчетными

и экспериментальными величинами силы прокатки  $P_c$  не превышают 2–10 %. Это служит подтверждением удовлетворительной точности формулы (10) и дает основание рекомендовать ее для практического применения.

### ВЫВОДЫ

Показано, что допущение о пропорциональности напряжений трения  $t$  и нормальных напряжений  $p$  при теоретическом определении среднего контактного нормального напряжения  $p_{срс}$  приводит к искусственному увеличению количественного влияния  $t$  на  $p_{срс}$  по мере уменьшения толщины прокатываемой полосы. Поэтому расчетные значения  $p_{срс}$  по формулам, в основу которых положено условие  $t = f p$ , получаются всегда существенно завышенными, особенно при  $l_c/h_{cp} > 15 - 20$  и  $f > 0,04$ .

В результате совместного решения дифференциального уравнения равновесия с моделью напряжений трения, учитывающей кинематические условия на контакте полосы с валком, получена новая формула для расчета среднего контактного нормального напряжения  $p_{срс}$  при холодной прокатке тонких полос. Для обеспечения высокой точности расчета  $p_{срс}$  по формуле (10) рекомендуется использовать зависимость (7), корректность которой была подтверждена нами ранее.

Установлено, что новая теоретическая формула для определения среднего нормального напряжения при холодной прокатке работоспособна при изменении значений параметра  $l_c/h_{cp}$  в диапазоне от 5 до 48 и обеспечивает прогнозирование силы прокатки  $P_c$  с точностью в пределах 2–10 %. Это позволяет рекомендовать ее для расчета  $p_{срс}$  при холодной прокатке тонких полос, когда значения параметра  $l_c/h_{cp}$  не превышают 40–50.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Василев Я. Д. Непрерывная прокатка тонких и особо тонких полос : монография / Я. Д. Василев, А. В. Дементенко. – Днепропетровськ : РВА «Дніпро – ВАЛ», 2002. – С. 137–290.
2. Василев Я. Д. Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки / Я. Д. Василев. – М. : Металлургия, 1995. – 368 с.
3. Василев Я. Д. Теория продольной прокатки / Я. Д. Василев, А. А. Минаев. – Донецьк : УНИТЕХ, 2010. – 466 с.
4. Василев Я. Д. Производство полосовой и листовой стали / Я. Д. Василев, М. М. Сафьян. – К. : Вища школа, 1976. – 192 с.
5. Целиков А. И. Теория прокатки / А. И. Целиков, А. И. Гришков. – М. : Металлургия, 1970. – 356 с.
6. Робертс В. Холодная прокатка стали / В. Робертс; пер. с англ. – М. : Металлургия, 1982. – 544 с.
7. Луговской В. М. Алгоритмы систем автоматизации листовых станов / В. М. Луговской. – М. : Металлургия, 1974. – 320 с.
8. Гарбер Э. А. Станы холодной прокатки (теория, оборудование, технология) / Э. А. Гарбер. – М. : ОАО «Черметинформация»; Череповец: ГОУ ВПО ЧГУ, 2004. – 416 с.
9. Василев Я. Д. Уточнение модели напряжений трения при прокатке / Я. Д. Василев // Известия вузов. Черная металлургия. – 2001. – № 5. – С. 19–23.
10. Василев Я. Д. Определение контактных напряжений при тонколистовой прокатке / Я. Д. Василев, Д. В. Коноводов, А. В. Дементенко // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : тематичний зб. наук. праць. – Краматорськ, 2002. – С. 277–283.

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

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

Завгородний М. И. – аспирант НМетАУ.

НМетАУ – Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск.

E-mail: [danform@a-teleport.com](mailto:danform@a-teleport.com)