УДК 621.771.23

Василев Я. Д.
Дементиенко А. В.
Самокиш Д. Н.

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ СРЕДНЕГО КОЭФФИЦИЕНТА НАТЯЖЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ

Продольные растягивающие напряжения, приложенные к полосе при холодной прокатке, оказывают большое влияние на силовые и кинематические параметры процесса. Взаимосвязь между главными нормальными напряжениями σ_1 и σ_3, и сопротивлением деформации $\beta\sigma_T$ (где β, σ_T – соответственно коэффициент Лоде и напряжение текучести материала полосы), при двухмерной прокатке с натяжением выражается уравнением пластичности [1]:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \beta\sigma_T - q\,, \tag{1}$$

где q – удельное натяжение.

В большинстве случаев при решении теоретических задач напряжение σ_T принимают постоянным и равным среднему значению напряжения текучести в очаге деформации σ_{Tcp}. Тогда уравнение (1) записывается в виде:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \beta\sigma_{Tcp} - q_{cp} = \beta\sigma_{Tcp}\xi_{cp}\,; \tag{2}$$

$$\text{где } \xi_{cp} = 1 - \frac{q_{cp}}{\beta\sigma_{Tcp}}\,, \tag{3}$$

q_{cp}, ξ_{cp} – среднее удельное натяжение и средний коэффициент натяжения при прокатке.

С использованием уравнения (2) получены практически все теоретические формулы для определения среднего контактного нормального напряжения при холодной и горячей тонколистовой прокатке с натяжением $p_{cpн}$. Структура этих формул такова:

$$p_{cpн} = n_\sigma \beta\sigma_{Tcp}\xi_{cp}\,, \tag{4}$$

где n_σ – коэффициент напряженного состояния.

Для расчетного определения n_σ, β, σ_{Tcp} при холодной и горячей тонколистовой прокатке в литературе предложены соответствующие формулы (модели) и методики. Основные трудности при расчете $p_{cpн}$ связаны с определением коэффициента ξ_{cp}. Влияние натяжения на величину коэффициента ξ_{cp} в настоящее время изучено недостаточно, в связи с этим опубликованные модели коэффициента ξ_{cp} являются приближенными, что снижает точность расчета $p_{cpн}$ и других силовых параметров прокатки с натяжением, и практически исключает возможность теоретического определения энергетической эффективности данного процесса.

Для определения коэффициента ξ_{cp} известны модели:

– М. Д. Стоуна [1, 2]:

$$\xi_{cp} = 1 - \frac{q_0 + q_1}{2\beta\sigma_{Tcp}}\,, \tag{5}$$

где q_0, q_1 – заднее и переднее удельное натяжение полосы;

– Д. Блэнда и Г. Форда [2, 3]:

$$\xi_{cp} = \xi_0\left(1{,}05 + 0{,}1\frac{\xi_1}{\xi_0} - 0{,}15\frac{\xi_0}{\xi_1}\right); \quad (6)$$

где $$\xi_0 = 1 - \frac{q_0}{\beta\sigma_{T0}}; \quad (7)$$

$$\xi_1 = 1 - \frac{q_1}{\beta\sigma_{T1}}, \quad (8)$$

σ_{T0}, σ_{T1} – напряжение текучести материала полосы на входе и выходе из очага деформации.

– В. Робертса [2, 3]:

где $$\xi_{cp} = 1 - \frac{1}{\beta\sigma_{Tcp}(2-\varepsilon)}\left[q_0 + q_1(1-\varepsilon)\right]. \quad (9)$$

Модели (5), (6), (9) не учитывают фактическую протяженность зон очага деформации, на которую распространяется действия заднего и переднего удельного натяжения при определении ξ_{cp}. Поэтому они могут быть использованы только для приближенного определения коэффициента ξ_{cp}.

Целью работы является теоретическое определение коэффициента ξ_{cp} при холодной прокатке с учетом фактической протяженности зон очага деформации, на которые распространяется действие заднего и переднего удельного натяжения, и сравнительному исследованию точности новой модели и моделей (5), (6), (9).

При теоретическом определении коэффициента ξ_{cp} воспользовались моделью очага деформации при холодной прокатке, приведенной в работе [3], и полагали, что действие заднего удельного натяжения распространяется только на зону отставания l_{om}, а переднего – только на зону опережения l_{on}:

$$\frac{q_{cp}}{\beta\sigma_{Tcp}}l_c = \frac{q_0}{\beta\sigma_{T0}}\left(l_c - l_{on}\right) + \frac{q_1}{\beta\sigma_{T1}}l_{on}, \quad (10)$$

где l_c – длина очага деформации при холодной прокатке, подсчитанная с учетом влияния упругих деформаций валков и полосы $(l_c = l_{om} + l_{on})$.

Учитывая, что [3]:

$$l_{on} = R\gamma_c + x_1, \quad (11)$$

после подстановки (11) в (10) получим:

$$\frac{q_{cp}}{\beta\sigma_{Tcp}} = \frac{q_0}{\beta\sigma_{T0}}\left(1 - \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - \frac{x_1}{l_c}\right) + \frac{q_1}{\beta\sigma_{T1}}\left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c}\right), \quad (12)$$

где α_c, γ_c – угол контакта и нейтральный угол при прокатке с натяжением, подсчитанные с учетом влияния упругих деформаций валков и полосы; x_1 – приращение длины очага деформации за линией, соединяющей центры валков, вызванное упругим сжатием валков и упругим восстановлением полосы.

Решая совместно (3), (7), (8) и (12) находим:

$$\xi_{cp} = \xi_0 + (\xi_1 - \xi_0)\left(\frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c}\right). \tag{13}$$

Из формулы (13) следует, что значение коэффициента ξ_{cp} зависят не только от коэффициентов ξ_0 и ξ_1, но и от относительной протяженности зон опережения и отставания. Этим она выгодно отличаются от моделей (5), (6), (9).

О точности модели (13) и моделей (5), (6), (9) судили, сравнивая данные расчета ξ_{cp} по этим моделям. Расчеты производили по методике [3, 4] для случая холодной прокатки полос из стали 08кп при следующих исходных данных: $h_0 = 0{,}25$; 0,5; 1,0; и 2,0 мм; $\varepsilon = 0{,}01 \div 0{,}50$; $\varepsilon_{np} = 0$; 0,75 и 0,90; R = 300 мм; $f = 0{,}04$; 0,06; 0,08; и 0,12; $\frac{q_0}{\beta\sigma_{T0}}\left(\frac{q_1}{\beta\sigma_{T1}}\right) = 0{,}1 \div 0{,}5\,\sigma_{T0}\,(\sigma_{T1})$.

Результаты расчета коэффициента ξ_{cp} по моделям разных авторов представили в виде графических зависимостей данного параметра (рис. 1–3) от $\frac{q_0}{\beta\sigma_{T0}}$ (а), $\frac{q_1}{\beta\sigma_{T1}}$ (б) и от совместного действия переднего и заднего натяжения, когда $\frac{q_0}{\beta\sigma_{T0}} = \frac{q_1}{\beta\sigma_{T1}}$ (в): –◇– по формуле (5); –□–то же (6); –△– то же (9); –○– то же (13).

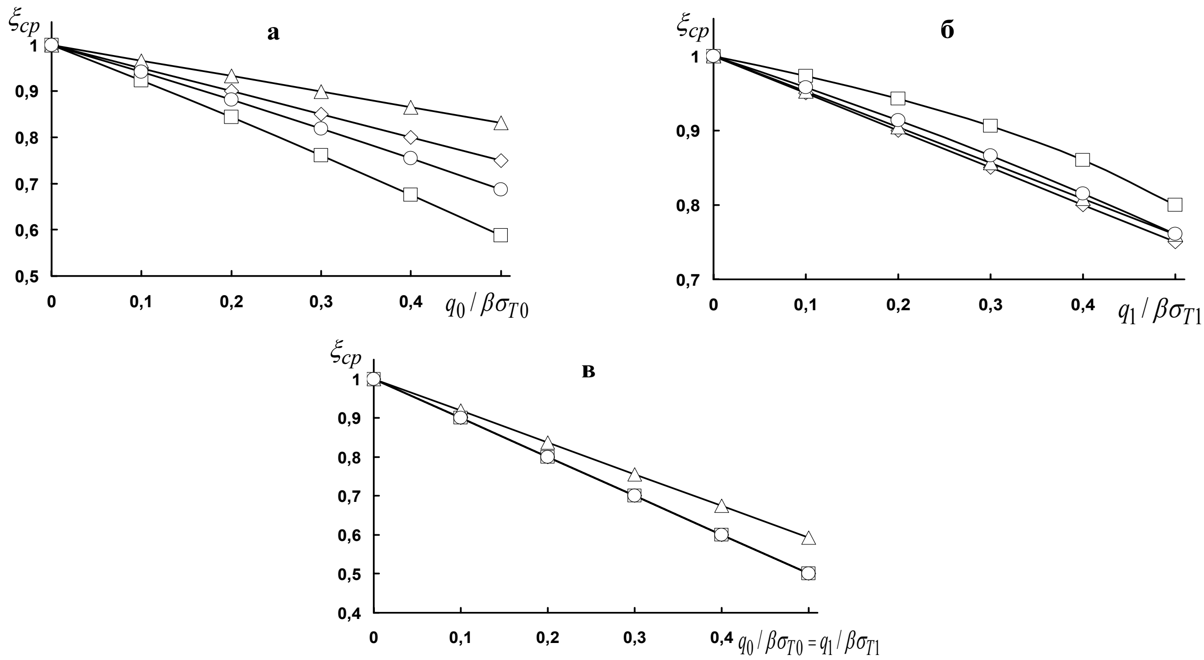

Рис. 1. Зависимости $\xi_{cp} = \varphi\left(\frac{q}{\beta\sigma_T}\right)$, построенные по результатам расчетов при холодной прокатке полосы толщиной 2,0 мм из ненаклепанной ($\varepsilon_{np} = 0$) стали 08кп ($R = 300$ мм; $f = 0{,}12$; $\varepsilon = 0{,}4$)

Было установлено, что зависимости $\xi_{cp} = \varphi\left(\frac{q}{\beta\sigma_T}\right)$, построенные по всем исследованным моделям, имеют одинаковый характер изменения. Они отличаются между собой только количественно. На рис. 1–3 в качестве примера приведены зависимости $\xi_{cp} = \varphi\left(\frac{q}{\beta\sigma_T}\right)$, отражающие особенности прокатки относительно толстых ($\frac{R}{h_0} = 150$) (рис. 1) и тонких ($\frac{R}{h_0} = 1200$) (рис. 2–3) полос из ненаклепанной ($\varepsilon_{np} = 0$), и предварительно наклепанной (ε_{np} = 0,75) стали 08кп.

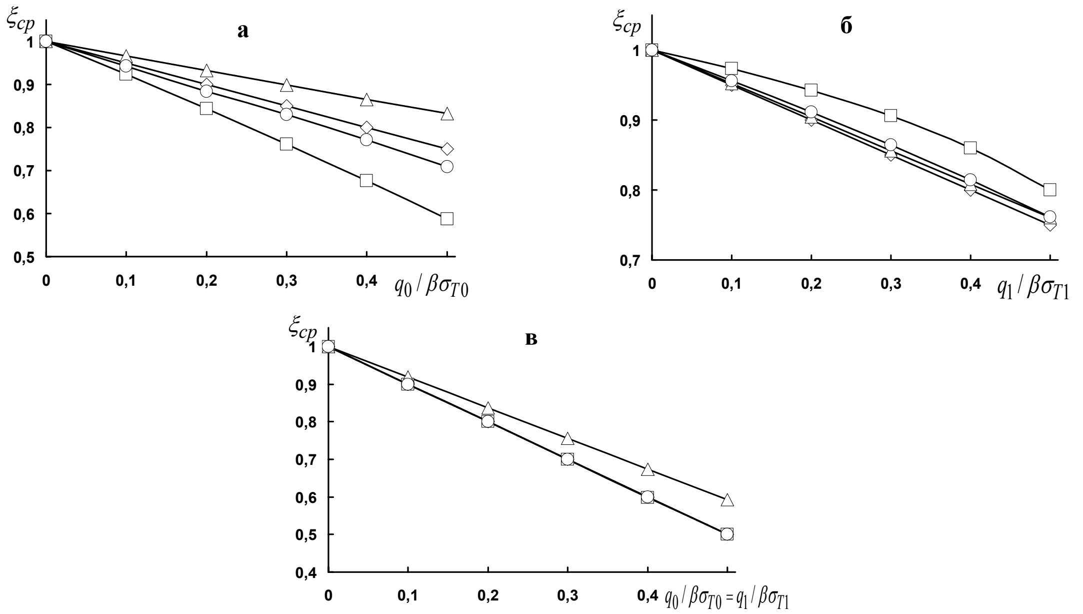

Рис. 2. Зависимости $\xi_{cp} = \varphi\left(\frac{q}{\beta\sigma_T}\right)$, построенные по результатам расчетов при холодной прокатке полосы толщиной 0,25 мм из ненаклепанной (ε_{np} = 0) стали 08кп (R = 300 мм; f = 0,04; ε = 0,4)

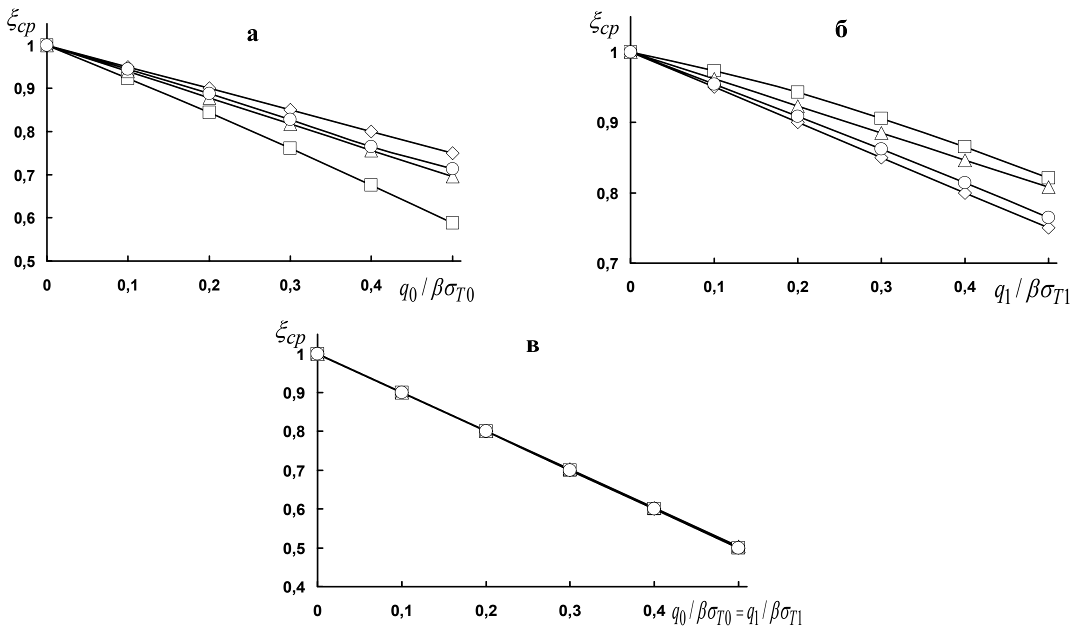

Рис. 3. Зависимости $\xi_{cp} = \varphi\left(\frac{q}{\beta\sigma_T}\right)$, построенные по результатам расчетов при холодной прокатке полосы толщиной 0,25 мм из предварительно наклепанной (ε_{np} = 0,75) стали 08кп (R = 300 мм; f = 0,04; ε = 0,4)

Анализ результатов исследований коэффициента ξ_{cp} позволяет отметить следующее:

1. Значения коэффициента ξ_{cp} уменьшаются с ростом относительного удельного натяжения, наибольшее уменьшение достигается при прокатке с двумя одинаковыми относительными удельными натяжениями, наименьшее – с одним передним натяжением.
2. При прокатке полос из не наклепанной стали с одним задним и с двумя одинаковыми относительными удельными натяжениями (рис. 1, а, в и 2, а, в) наибольшие значения коэффициента ξ_{cp} дает модель В. Робертса, наименьшие – модель Д. Блэнда и Г. Форда. Коэффициент ξ_{cp} по формулам (5) и (6) от частного и предварительного обжатия не зависит.
3. Значения ξ_{cp} по модели (13) зависят от уровня удельных натяжений, а также от деформационных ($\frac{R}{h_0};\varepsilon;\varepsilon_{np}$) и фрикционных ($f$) условий прокатки. Модель (13) обеспечивает получение более точных и более надежных данных о коэффициенте ξ_{cp} при холодной прокатке с натяжением, что дает основания рассматривать ее в качестве условно точной.
4. При прокатке с одним передним натяжением наибольшее значение среднего коэффициента ξ_{cp} дает формула Д. Блэнда и Г. Форда. Это свидетельствует о том, что влияние коэффициента ξ_1 в формуле этих авторов искусственно завышено.

ВЫВОДЫ

Выполнен анализ формул для определения среднего коэффициента натяжения при холодной прокатке. Показано, что формулы (5), (6), (9) не обеспечивают получение расчетных данных о среднем коэффициенте натяжения с удовлетворительной точностью.

Предложена новая формула для определения среднего коэффициента натяжения при холодной прокатке. Сравнительные исследования показали, что новая формула обеспечивает более высокую точность расчета, поэтому она может быть рекомендована для практического применения.

Установлено, что заднее удельное натяжение оказывает более существенное влияние на величину среднего коэффициента натяжения, чем переднее. При прокатке наклепанной стали с двумя одинаковыми относительными удельными натяжениями ($\frac{q_0}{\beta\sigma_{T0}}=\frac{q_1}{\beta\sigma_{T1}}$), значения среднего коэффициента натяжения по всем сравниваемым формулам получаются одинаковыми.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Целиков А. И. Теория прокатки / А. И. Целиков, А. И. Гришков. – М. : Металлургия,1970. – 358 с.*
2. *Белосевич В. К. Совершенствование процесса холодной прокатки / В. К. Белосевич, Н. П. Нетесов. – М. : Металлургия, 1971. – 272 с.*
3. *Василев Я. Д. Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки / Я. Д. Василев. – М. : Металлургия, 1995. – 368 с.*
4. *Василев Я. Д. Непрерывная прокатка тонких и особо тонких полос : монография / Я. Д. Василев, А. В. Дементиенко. – Дніпропетровськ : Дніпро-ВАЛ, 2002. – С. 137–290.*

Василев Я. Д. – д-р техн. наук, проф. НМетАУ;
Дементиенко А. В. – канд. техн. наук, доц. НМетАУ;
Самокиш Д. Н. – магистр НМетАУ.

НМетАУ – Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск.

E-mail: danform@a–teleport.com