

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ПРОДОЛЬНОЙ ПРОКАТКИ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ПОЛОС ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНЫ С НАРАСТАЮЩИМ ОБЖАТИЕМ

Докт. техн. наук, проф. ИСАЕВИЧ Л. А.,
кандидаты техн. наук СИДОРЕНКО М. И., ИВАНИЦКИЙ Д. М., асп. МАЛЕКИАН М. М.

Белорусский национальный технический университет

При прокатке полос переменной толщины с нарастающим обжатием происходит непрерывное изменение расстояния между двумя вращающимися валками (рис. 1) [1]. В связи с этим изменяются геометрические размеры очага деформации, в том числе и критический угол. Поэтому получение полос переменной толщины с указанными размерами требует определения критического угла на разных участках длины заготовки, поскольку от него зависит величина опережения, а, значит, и точность формообразуемого профиля. Таким образом, знание мгновенного значения критического угла играет большую роль не только в теории, но и в практике прокатки.

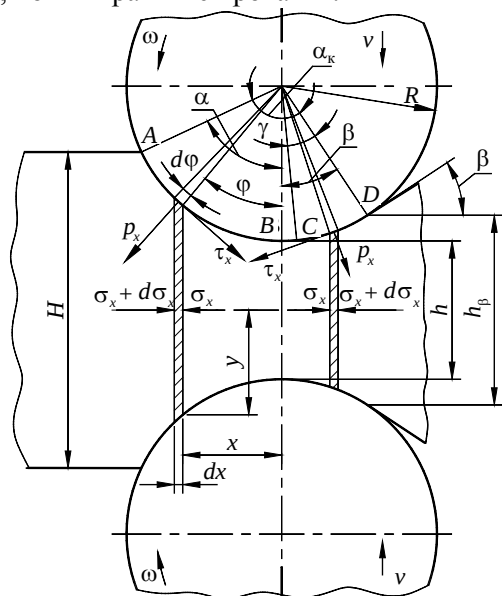


Рис. 1. Схема действия сил в очаге деформации при прокатке с нарастающим обжатием

Определение значений критического угла γ может быть осуществлено, если известно распределение нормальных контактных напряжений по длине очага деформации [2]. При выводе формулы для расчета значений нормальных контактных напряжений при продольной прокатке полосы переменной толщины в приводных валках равного диаметра с нарастающим обжатием рассмотрим схему, представленную на рис. 1. Примем, что контактные касательные напряжения по дуге касания постоянны и заданы условием Зибеля [2]

$$\tau_x = 2fk, \quad (1)$$

где $k = \frac{1}{\sqrt{3}}\sigma_T$ – пластическая постоянная; f – среднее значение коэффициента контактного трения металла о валки.

Дифференциальное уравнение равновесия сил согласно Карману [2] имеет вид

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{2k}{y} \frac{dy}{dx} \pm \frac{\tau_x}{y} = 0, \quad (2)$$

где p_x – нормальное контактное напряжение по дуге касания металла с валком; x и y – текущие ординаты дуги касания.

Знак «+» перед τ_x относится к зоне отставания, а знак «-» – к зоне опережения.

Принимая

$$dx = R \cos \varphi d\varphi; \quad y = 0,5[h + 2R(1 - \cos \varphi)]$$

$$\text{и } \frac{dy}{dx} = \operatorname{tg} \varphi,$$

уравнение (2) с учетом выражения (1) будет иметь вид

$$\frac{dp_{\varphi}}{R \cos \varphi d\varphi} - \frac{4k}{h + 2R(1 - \cos \varphi)} (\operatorname{tg} \varphi \mp f) = 0,$$

где R – радиус вала.

Из этого уравнения можно записать

$$dp_{\varphi} = \frac{4kR}{h + 2R(1 - \cos \varphi)} (\sin \varphi \mp f \cos \varphi) d\varphi. \quad (3)$$

После подстановки соотношения $1 - \cos \varphi = 2 \sin^2 \frac{\varphi}{2}$ в (3) получим

$$dp_{\varphi} = \frac{4k}{\frac{h}{R} + 4 \sin^2 \left(\frac{\varphi}{2} \right)} (\sin \varphi \mp f \cos \varphi) d\varphi, \quad (4)$$

где знак « $\mp$ » относится к участку AB зоны отставания и к участку CD зоны опережения очага деформации, а знак « $+$ » – к участку BC зоны отставания при прокатке с нарастающим обжатием.

В результате интегрирования уравнения (4),

а также подстановки значений $\sin^2 \left(\frac{\varphi}{2} \right) \approx \left(\frac{\varphi}{2} \right)^2$

и $\operatorname{tg} \left(\frac{\varphi}{2} \right) \approx \frac{\varphi}{2}$ найдем:

- для участка AB зоны отставания

$$p_{\varphi} = 2k \ln \left(\frac{h}{R} + \varphi^2 \right) - \frac{4kf \left(1 + 2 \frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}}} \times \\ \times \operatorname{arctg} \left(\frac{\varphi}{2} \sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}} \right) + 2kf\varphi + c_{от1}; \quad (5)$$

- для участка CD зоны опережения

$$p_{\varphi} = 2k \ln \left(\frac{h}{R} + \varphi^2 \right) + 2kf\varphi - \\ - \frac{4kf \left(1 + 2 \frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left(\frac{\varphi}{2} \sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}} \right) + c_{оп1}; \quad (6)$$

- для участка BC зоны отставания

$$p_{\varphi} = 2k \ln \left(\frac{h}{R} + \varphi^2 \right) - 2kf\varphi + \\ + \frac{4kf \left(1 + 2 \frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left(\frac{\varphi}{2} \sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}} \right) + c_{от2}. \quad (7)$$

Постоянные интегрирования $c_{от1}$ и $c_{оп1}$ определяем из граничных условий, рассматривая процесс прокатки без натяжения полосы.

В точке A при $\varphi = \alpha_k - \beta$ получим $p_{\varphi} = 2k$, а в точке D при $\varphi = \beta$ тоже $p_{\varphi} = 2k$.

Подставив данные значения p_{φ} и φ в уравнения (5) и (6), запишем:

$$c_{от1} = 2k \left\{ 1 - \ln \left(\frac{h}{R} + \alpha^2 \right) + \right. \\ \left. + \frac{2f \left(1 + 2 \frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left(\frac{\alpha}{2} \sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}} \right) - f\alpha \right\}; \\ c_{оп1} = 2k \left\{ 1 - \ln \left(\frac{h}{R} + \beta^2 \right) + \right. \\ \left. + \frac{2f \left(1 + 2 \frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left(\frac{\beta}{2} \sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}} \right) - f\beta \right\}.$$

После подстановки из последних выражений постоянных интегрирования $c_{от1}$ и $c_{оп1}$ в (5) и (6) получим уравнения для определения распределения нормальных контактных напряжений по дуге касания:

- в зоне отставания на участке AB

$$p_{\varphi} = 2k \left\{ 1 + \frac{2f \left(1 + 2 \frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left[\frac{\frac{1}{2} \sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}} (\alpha - \varphi)}{1 + \frac{\alpha\varphi}{4} \left(1 + 4 \frac{R}{h} \right)} \right] - \right. \\ \left. - \ln \left(\frac{h}{R} + \alpha^2 \right) + f(\varphi - \alpha) \right\}; \quad (8)$$

• в зоне опережения на участке CD

$$p_{\varphi} = 2k \left\{ 1 + \frac{2f \left(1 + 2\frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4\frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left[\frac{\frac{1}{2}\sqrt{1 + 4\frac{R}{h}}(\beta - \varphi)}{1 + \left(1 + 4\frac{R}{h} \right) \frac{\beta\varphi}{4}} \right] - \right. \\ \left. - \ln \left(\frac{\frac{h}{R} + \beta^2}{\frac{h}{R} + \varphi^2} \right) + f(\varphi - \beta) \right\}, \quad (9)$$

где β – центральный угол, определяющий положение сечения выхода раската из валков (угол клиновидности), рад.

Решая для точки B (при $\varphi = 0$) совместно уравнения (7) и (8), определяем постоянную интегрирования $c_{от_2}$:

$$c_{от_2} = 2k \left\{ 1 + \frac{2f \left(1 + 2\frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4\frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left(\frac{\alpha}{2} \sqrt{1 + 4\frac{R}{h}} \right) - \right. \\ \left. - \ln \left(\frac{h}{R} + \alpha^2 \right) - f\alpha \right\}.$$

Тогда уравнение (7) для определения нормальных контактных напряжений в зоне отставания на участке BC можно записать в следующем виде:

$$p_{\varphi} = 2k \left\{ 1 + \frac{2f \left(1 + 2\frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4\frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left[\frac{\frac{1}{2}\sqrt{1 + 4\frac{R}{h}}(\varphi + \alpha)}{1 - \frac{\varphi\alpha}{4} \left(1 + 4\frac{R}{h} \right)} \right] - \right. \\ \left. - \ln \left(\frac{\frac{h}{R} + \alpha^2}{\frac{h}{R} + \varphi^2} \right) - f(\varphi + \alpha) \right\}. \quad (10)$$

Если сечение будет расположено слева от плоскости осей валков (рис. 1), то для участка CB , в данном случае находящегося в зоне опережения, дифференциальное уравнение прокатки (4) нужно использовать со знаком «+».

После интегрирования (4) со знаком «+» запишем

$$p_{\varphi} = 2k \ln \left(\frac{h}{R} + \varphi^2 \right) - 2kf\varphi + \frac{4kf \left(1 + 2\frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4\frac{R}{h}}} \times \\ \times \operatorname{arctg} \left(\frac{\varphi}{2} \sqrt{1 + 4\frac{R}{h}} \right) + c_{оп_2}. \quad (11)$$

Постоянную интегрирования $c_{оп_2}$ определяем после совместного решения уравнений (9) и (11) для точки B при $\varphi = 0$. В этом случае

$$c_{оп_2} = 2k \left\{ 1 + \frac{2f \left(1 + 2\frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4\frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left(\frac{1}{2} \sqrt{1 + 4\frac{R}{h}} \beta \right) - \right. \\ \left. - \ln \left(\frac{h}{R} + \beta^2 \right) - f\beta \right\}.$$

После подстановки значения $c_{оп_2}$ в (11) получим уравнение для определения нормальных контактных напряжений по дуге касания в зоне опережения на участке CB

$$p_{\varphi} = 2k \left\{ 1 + \frac{2f \left(1 + 2\frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4\frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left[\frac{\frac{1}{2}\sqrt{1 + 4\frac{R}{h}}(\beta + \varphi)}{1 - \frac{\beta\varphi}{4} \left(1 + 4\frac{R}{h} \right)} \right] - \right. \\ \left. - \ln \left(\frac{\frac{h}{R} + \beta^2}{\frac{h}{R} + \varphi^2} \right) - f(\beta + \varphi) \right\}. \quad (12)$$

Мгновенное значение угла, характеризующего положение критического сечения и определяющего границу раздела между зоной опережения и зоной отставания, можно найти из условия, что в критическом сечении [2]

$$p_{оп_{\gamma}} = p_{от_{\gamma}}.$$

Тогда из совместного решения (8) и (12) при $\varphi = \gamma - \beta$ или уравнений (9) и (10) при $\varphi = \beta - \gamma$, в зависимости от положения критического сечения относительно плоскости осей валков,

после подстановки значений $\operatorname{tg}\left(\frac{\varphi A}{2B}\right) \approx \frac{\varphi A}{2B}$,

$\left(\frac{\varphi}{2}A\right)^2 \frac{\operatorname{tg}C}{B} \approx 0$ получим уравнение

$$\gamma = \frac{1+2\frac{R}{h}}{\frac{R}{h}\sqrt{1+4\frac{R}{h}}} \operatorname{tg} \left\{ \frac{\sqrt{1+4\frac{R}{h}}}{4f\left(1+2\frac{R}{h}\right)} \ln \left(\frac{\frac{h}{R} + \beta^2}{\frac{h}{R} + \alpha^2} \right) + \right. \\ \left. + 0,5 \left[\operatorname{arctg} \left(\frac{\alpha}{2} \sqrt{1+4\frac{R}{h}} \right) - \operatorname{arctg} \left(\frac{\beta}{2} \sqrt{1+4\frac{R}{h}} \right) \right] + \right. \\ \left. + \frac{\sqrt{1+4\frac{R}{h}}}{4\left(1+2\frac{R}{h}\right)} (\beta - \alpha) \right\} + \beta, \quad (13)$$

где

$$A = \sqrt{1+4\frac{R}{h}}; \quad B = 1+2\frac{R}{h}; \quad C = \frac{A}{4fB} \ln \left(\frac{\frac{h}{R} + \beta^2}{\frac{h}{R} + \alpha^2} \right) + \\ + \frac{1}{2} \left[\operatorname{arctg} \left(\frac{A\alpha}{2} \right) - \operatorname{arctg} \left(\frac{A\beta}{2} \right) \right] + \frac{A}{4B} (\beta - \alpha).$$

Введем дополнительные обозначения:

$$x = \frac{\frac{h}{R} + \beta^2}{\frac{h}{R} + \alpha^2}; \quad y = \frac{\alpha}{2} \sqrt{1+4\frac{R}{h}}; \\ z = \frac{\sqrt{1+4\frac{R}{h}}}{4f\left(1+2\frac{R}{h}\right)} \ln \left(\frac{\frac{h}{R} + \beta^2}{\frac{h}{R} + \alpha^2} \right) + \\ + 0,5 \left[\operatorname{arctg} \left(\frac{\alpha}{2} \sqrt{1+4\frac{R}{h}} \right) - \operatorname{arctg} \left(\frac{\beta}{2} \sqrt{1+4\frac{R}{h}} \right) \right] + \\ + \frac{\sqrt{1+4\frac{R}{h}}}{4\left(1+2\frac{R}{h}\right)} (\beta - \alpha).$$

Запишем разложение функций $\ln(x)$, $\operatorname{arctg}(y)$ и $\operatorname{tg}(z)$ в ряд:

$$\ln(x) = (x-1) - \frac{1}{2}(x-1)^2 + \dots;$$

$$\operatorname{arctg}(y) = y - \frac{y^3}{3} + \frac{y^5}{5} - \dots \quad (\text{если } y^2 < 1);$$

$$\operatorname{tg}(z) = z + \frac{1}{3}z^3 + \frac{2}{15}z^5 + \dots \quad (\text{если } z^2 < \frac{\pi^2}{4}).$$

Ограничиваясь первыми членами разложения этих функций в ряд, из (13) получаем упрощенное выражение

$$\gamma = \frac{\alpha_k}{2} \left(1 - \frac{\alpha_k}{2f} + \frac{\beta}{f} \right). \quad (14)$$

В табл. 1 представлены значения критического угла γ , рассчитанные по (13) и (14) и взятые по данным [3]. Как видно из этой таблицы, при увеличении значения коэффициента контактного трения разница между значением γ , рассчитываемым по формулам (13) и (14) и данным [3], увеличивается. Таким образом, использовать приближенную формулу (14) целесообразно в случае небольших значений коэффициента контактного трения.

Таблица 1

**Значения критического угла γ ,
рассчитанные по (13) и (14) и взятые по данным [3]
при $R/h = 10$, $\beta = 0,1$ и разных коэффициентах
контактного трения f**

f	Уравнение (13)	Уравнение (14)	Данные [3]
0,30	0,121991	0,130649244	0,100604
0,35	0,130686	0,144610283	0,112705
0,40	0,137235	0,155081062	0,121804
0,45	0,142349	0,163225002	0,128904
0,50	0,146454	0,169740153	0,134606

По полученным (13) и (14), а также по данным [3] построены графики, представленные на рис. 2. При построении этих графиков значения угла касания меняются, а отношение R/h остается неизменным. Это объясняется тем, что при исследовании были использованы образцы с разными начальными толщинами. Из представленных графических зависимостей следует, что для разных углов β и коэффициентов контактного трения f при заданном отношении $R/h = 10$ с ростом угла контакта α_k значения критического угла γ вначале возрастают, а затем уменьшаются. Такие же зависимости имеют место и при продольной прокатке полос

постоянной толщины с разными обжатиями [2]. Для различных коэффициентов контактного трения формула (13) и данные [3] дают близкие результаты. Однако при величине коэффициента контактного трения, равной 0,5, и больших значениях угла α_k контакта валков с металлом наблюдается некоторое несоответствие между графиками, построенным по формулам (13) и (14) и данным [3].

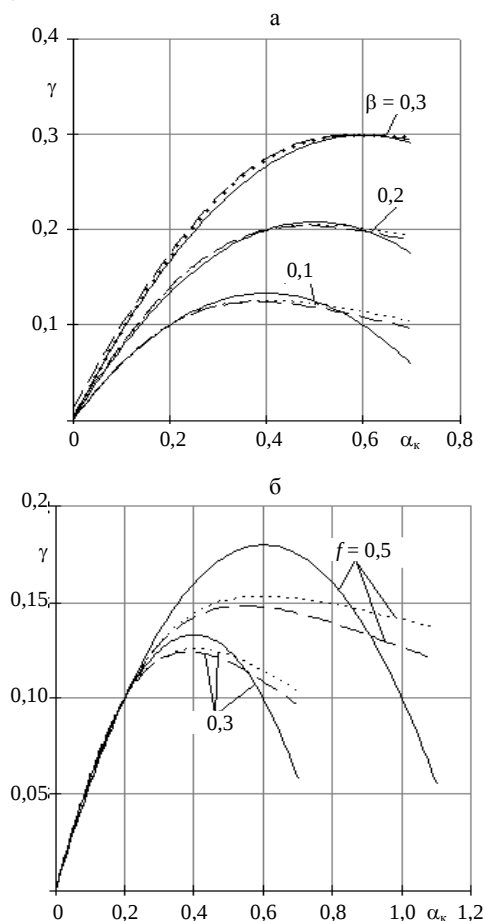


Рис. 2. Изменение мгновенных значений критического угла при прокатке с нарастающим обжатием в зависимости от угла касания α_k , рассчитанных по формулам (13) (---) и (14) (—) и взятых по данным [3] (.....): а – для разных значений угла β , определяющего положение сечения выхода при $f = 0,3$ и $R/h = 10$; б – в случае разных коэффициентов контактного трения f при $R/h = 10$ и $\beta = 0,1$

Анализ полученных уравнений, описывающих распределение нормальных контактных

напряжений по дуге касания, показывает, что они зависят от множества факторов, таких как коэффициент контактного трения, толщина прокатываемой полосы, радиус валков, угол захвата, угол клиновидности и сопротивление деформации.

По полученным формулам (8), (9) и (12) построены графики, представленные на рис. 3. Кроме того, при построении этих графиков использованы данные [4]. Из представленных графических зависимостей видно, что при прочих равных условиях увеличение коэффициента контактного трения и отношения R/h приводит к росту нормальных контактных напряжений. С увеличением угла клиновидности полосы β протяженность зоны опережения возрастает при одновременном увеличении нормальных контактных напряжений. Для различных коэффициентов контактного трения (8), (9), (12) и данные [4] дают близкие результаты.

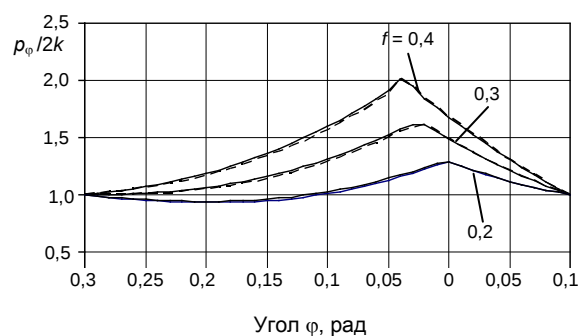


Рис. 3. Распределение значений $p_\phi / 2k$ по углу ϕ , рассчитанных по (8), (9) и (12) (—) и взятых из [4] (---), для разных коэффициентов контактного трения f при $R/h = 10$ и $\beta = 0,1$

Значение среднего нормального контактного напряжения определим по формуле [4]

$$p_{cp} = \frac{1}{\alpha_k} \left(\int p_{\phi_{оп}} + \int p_{\phi_{от}} \right) d\phi. \quad (15)$$

Для случая прокатки с нарастающим обжатием, когда критическое сечение расположено слева от осевой плоскости (рис. 1), с учетом (8), (9) и (12) получим

$$\frac{p_{cp}}{2k} = \frac{1}{\alpha_k} \left\{ \int_{\beta}^{\gamma-\beta} \left\langle 1 + D \left[\arctg \left(\frac{1}{2} \sqrt{E} \beta \right) + \arctg \left(\frac{1}{2} \sqrt{E} \phi \right) \right] + \ln \frac{\frac{h}{R} + \phi^2}{\frac{h}{R} + \beta^2} - f(\beta + \phi) \right\rangle d\phi + \right.$$

$$\begin{aligned}
 & + \int_{\gamma-\beta}^{\alpha} \left\langle 1 + D \left[\operatorname{arctg} \left(\frac{1}{2} \sqrt{E} \alpha \right) - \operatorname{arctg} \left(\frac{1}{2} \sqrt{E} \varphi \right) \right] + \ln \frac{\frac{h}{R} + \varphi^2}{\frac{h}{R} + \alpha^2} + f(\varphi - \alpha) \right\rangle d\varphi + \\
 & + \int_0^{\beta} \left\langle 1 + D \left[\operatorname{arctg} \left(\frac{1}{2} \sqrt{E} \beta \right) - \operatorname{arctg} \left(\frac{1}{2} \sqrt{E} \varphi \right) \right] + \ln \frac{\frac{h}{R} + \varphi^2}{\frac{h}{R} + \beta^2} + f(\varphi - \beta) \right\rangle d\varphi,
 \end{aligned} \quad (16)$$

где

$$D = \frac{2f \left(1 + 2 \frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}}}; \quad E = 1 + 4 \frac{R}{h}.$$

Интегрирование (16), подстановка пределов интегрирования и последующие преобразования приводят к конечной формуле

$$\begin{aligned}
 \frac{p_{\text{ср}}}{2k} = \frac{1}{\alpha_{\text{к}}} & \left\{ F - \alpha_{\text{к}} + D(\gamma - \beta) \operatorname{arctg} \times \right. \\
 & \times \left(\frac{0,5\sqrt{E}(\beta - \alpha)}{1 + 0,25E\beta\alpha} \right) + (\gamma - \beta) \ln \left(\frac{\frac{h}{R} + \alpha^2}{\frac{h}{R} + \beta^2} \right) + \\
 & + \frac{D}{\sqrt{E}} \ln \frac{(1 + 0,25E\beta^2)(1 + 0,25E\alpha^2)}{[1 + 0,25E(\gamma - \beta)^2]^2} + \\
 & \left. + \frac{2}{\sqrt{\frac{R}{h}}} \left[\operatorname{arctg} \left(\alpha \sqrt{\frac{R}{h}} \right) + \operatorname{arctg} \left(\beta \sqrt{\frac{R}{h}} \right) \right] \right\},
 \end{aligned} \quad (17)$$

где

$$\begin{aligned}
 F = 2D(\gamma - \beta) \operatorname{arctg} & \left[0,5(\gamma - \beta) \sqrt{E} \right] + \\
 & + f \left(-0,5\alpha_{\text{к}}^2 + \alpha_{\text{к}}\gamma - \gamma^2 \right).
 \end{aligned}$$

Для разных отношений R/h значения величины F представлены в табл. 2. Из данных таблицы видно, что F является крайне малой величиной и ею можно пренебречь. Таким образом, из (17) получаем более короткое выражение

$$\frac{p_{\text{ср}}}{2k} = \frac{1}{\alpha_{\text{к}}} \left\{ -\alpha_{\text{к}} + D(\gamma - \beta) \operatorname{arctg} \times \right.$$

$$\begin{aligned}
 & \times \left(\frac{0,5\sqrt{E}(\beta - \alpha)}{1 + 0,25E\beta\alpha} \right) + (\gamma - \beta) \ln \left(\frac{\frac{h}{R} + \alpha^2}{\frac{h}{R} + \beta^2} \right) + \\
 & + \frac{D}{\sqrt{E}} \ln \frac{(1 + 0,25E\beta^2)(1 + 0,25E\alpha^2)}{[1 + 0,25E(\gamma - \beta)^2]^2} + \\
 & \left. + \frac{2}{\sqrt{\frac{R}{h}}} \left[\operatorname{arctg} \left(\alpha \sqrt{\frac{R}{h}} \right) + \operatorname{arctg} \left(\beta \sqrt{\frac{R}{h}} \right) \right] \right\}.
 \end{aligned} \quad (18)$$

Таблица 2

Значение величины F , входящей в (17), для разных отношений R/h при $R = 110$ мм, $h = 25$ мм

h , мм	R/h	F
23	4,782609	-0,0035
19	5,789474	-0,0022
12	9,166667	-0,005

На рис. 4 представлены графики, которые построены по данным, рассчитанным с помощью (18), по данным [4] и результатам эксперимента [5]. Из указанных выше графических зависимостей следует, что при заданной исходной толщине полосы $h = 25$ мм, коэффициентов контактного трения $f = 0,3$ и $\beta = 0,1$ с ростом абсолютного обжатия Δh значения отношения

$\frac{p_{\text{ср}}}{2k}$ возрастают. Формула (18) и результат эксперимента дают более близкие значения, чем расчет по данным [4]. Однако при больших значениях абсолютного обжатия Δh расстояния между графиками увеличиваются. Для всех значений Δh кривая, построенная по (18), находится между кривой, построенной по расчет-

ным данным [4] и результатам эксперимента [5], что подчеркивает корректность решения.

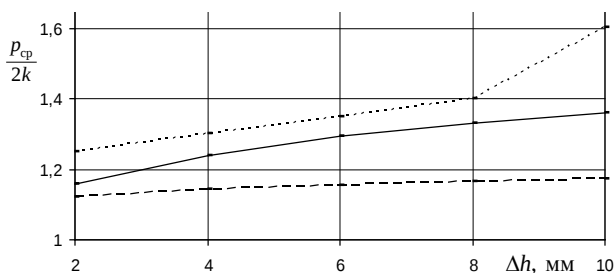


Рис. 4. Графики изменения отношения $p_{ср}/2k$ в зависимости от абсолютного обжатия Δh , которые построены по результатам эксперимента [5] (.....), данным, рассчитанным по (18) (—) и взятым из [4] (---), для случая прокатки стали 45 при $h = 25$ мм, $f = 0,3$ и $\beta = 0,1$

На рис. 5 показана зависимость отношения $\frac{p_{ср}}{2k}$ от коэффициента контактного трения f , построенная по результатам расчета с использованием формулы (18). Кроме того, при построении этих графиков использованы данные [4]. С увеличением коэффициента контактного трения полученные значения $\frac{p_{ср}}{2k}$ возрастают. При этом разница между значениями, рассчитываемыми по (18) и приведенными в [4], также увеличивается.

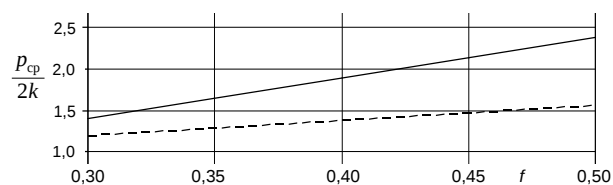


Рис. 5. Графики изменения отношения $p_{ср}/2k$ в зависимости от коэффициента контактного трения f , построенные по данным, рассчитанным по (18) (—) и взятым из [4] (---), для случая прокатки стали 45 при $\Delta h = 14$ мм, $R/h = 10$ и $\beta = 0,1$

В некоторых работах, например [6] и др., для определения усилия прокатки использованы формулы, пригодные для случая стационарного процесса, когда эту величину находят умножением среднего нормального контактного напряжения на горизонтальную проекцию площади контакта

$$P = p_{ср} b_{ср} l_{ср}, \quad (19)$$

где $b_{ср}$, $l_{ср}$ — средние значения ширины и длины проекции очага деформации.

На рис. 6 представлены графики зависимости усилия прокатки P от абсолютного обжатия Δh , построенные с использованием (19), в которой $p_{ср}$ рассчитано по (18) и данным [4], и результатам эксперимента [5]. При малых значениях абсолютного обжатия Δh результаты, полученные с помощью (18) и данных [4], близки. Когда $\Delta h > 4$ мм, расстояние между графиками, построенными с помощью данных (18) и результатов эксперимента [5], существенно меньше, чем с помощью [4, 5], что подчеркивает корректность формулы (18).

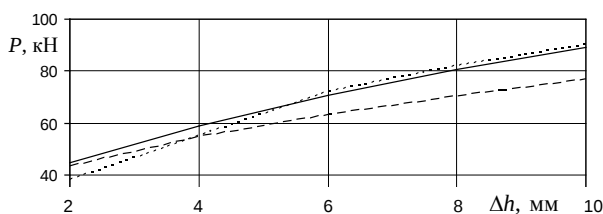


Рис. 6. Графики изменения усилия прокатки P в зависимости от абсолютного обжатия Δh , которые построены по результатам эксперимента [5] (.....), данным, рассчитанным с помощью (18) (—) и взятым из [4] (---), для случая прокатки стали 45 при $h = 25,7$ мм, $f = 0,3$, $b = 25$ мм и $\beta = 0,1$

На рис. 7 показаны графики зависимости усилия прокатки P от коэффициента контактного трения f , построенные с использованием формулы (19), в которой $p_{ср}$ рассчитано по (18) и данным [4]. Как видно из графиков (рис. 7), при увеличении коэффициента контактного трения $f > 0,3$ расхождение между значениями усилия прокатки, рассчитанными с помощью (18) и данных [4], увеличивается.

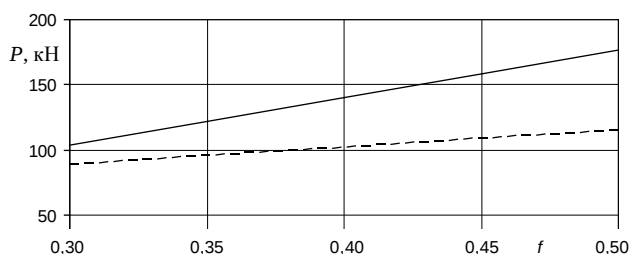


Рис. 7. Графики изменения усилия прокатки P в зависимости от коэффициента контактного трения f , которые построены по данным, рассчитанным с помощью (18) (—) и взятым из [4] (---), для случая прокатки стали 45 при $\Delta h = 14$ мм, $R/h = 10$, $b = 25$ мм и $\beta = 0,1$

В процессе прокатки в цилиндрических валках при переменном межосевом расстоянии равнодействующая давлений всегда проходит через ось вращения валка и не создает дополнительных моментов при нарастании или убывании обжатия. Изменения момента в этих случаях обусловлены различными значениями касательных напряжений на поверхности контакта, протяженностью дуги касания и соотношениями между зонами опережения и отставания [7].

Момент прокатки в валках постоянного радиуса при переменном межосевом расстоянии вычисляют по известным для стационарной прокатки формулам, например по формуле [7]

$$M = 2 p_{\text{ср}} b_{\text{ср}} R^2 f (\alpha_k - 2\gamma). \quad (20)$$

При малых значениях абсолютного обжатия Δh графики момента, построенные по данным, рассчитанным с помощью (18) и данных [4], близки (рис. 8). С увеличением Δh возрастает разница между этими значениями потому, что, когда Δh увеличивается, угол касания α_k также возрастает, допущения $\sin \varphi = \varphi$ и $\cos \varphi = 1$, использованные в [4], имеют большую погрешность. В итоге это приводит к большому расхождению между расчетными и данными.

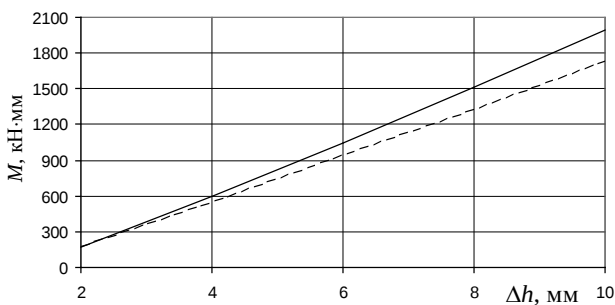


Рис. 8. Графики изменения момента прокатки в зависимости от абсолютного обжатия Δh , которые построены по данным, рассчитанным с помощью (18) (—) и взятым из [4] (---), для случая прокатки стали 45 при $h = 25$ мм, $f = 0,3$, $b = 25$ мм и $\beta = 0,1$

При увеличении коэффициента контактного трения значения момента, полученные с помощью (18) и данных [4], тоже возрастают. При этом разница между этими значениями также увеличивается (рис. 9).

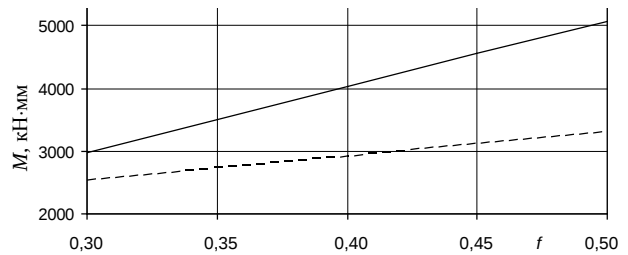


Рис. 9. Графики изменения момента прокатки в зависимости от коэффициента контактного трения f , построенные по данным, рассчитанным с помощью (18) (—) и взятым из [4] (---), для случая стали 45 при $\Delta h = 14$ мм, $R/h = 10$, $b = 25$ мм и $\beta = 0,1$

Таким образом, предлагаемое решение с использованием дифференциального уравнения равновесия при продольной прокатке полос переменной толщины с нарастающим обжатием позволяет существенно повысить точность определения значений критического угла, среднего нормального контактного напряжения, усилия и момента прокатки.

ВЫВОДЫ

1. Представлено решение для определения значений критического угла в случае прокатки полос переменной толщины с нарастающим обжатием. При этом точность получаемых результатов выше, чем в известных решениях.
2. Выведены уравнения для расчета значений среднего нормального контактного напряжения, усилия и момента прокатки с нарастающим обжатием. Достоверность полученных уравнений подтверждена сопоставлением расчетных значений с данными экспериментальных исследований.

ЛИТЕРАТУРА

1. Данилов, В. Д. Опережение при прокатке профилей переменного сечения / В. Д. Данилов // Черная металлургия. Изв. вузов. — 1974. — № 1. — С. 82–86.
2. Целиков, А. И. Теория продольной прокатки / А. И. Целиков, Г. С. Никитин, С. Е. Рокотян. — М.: Металлургия, 1980. — 319 с.
3. Данилов, В. Д. Критический угол при продольной прокатке профилей переменного сечения в приводных валках равного диаметра / В. Д. Данилов // Черная металлургия. Изв. вузов. — 1974. — № 8. — С. 43–46.
4. Данилов, В. Д. Давление при продольной прокатке профилей переменного сечения / В. Д. Данилов // Обра-

ботка металлов давлением: сб. науч. тр. Вып. XVIII / Ждановский металлургический институт; под ред. Д. И. Старченко. – М.: Metallurgy, 1969. – С. 5–15.

5. **Тарновский, И. Я.** Продольная прокатка профилей переменного сечения / И. Я. Тарновский, В. К. Смирнов, С. Л. Коцарь. – М.: Metallurgizdat, 1962. – 366 с.

6. **Смолянинов, А. Ф.** Обработка металлов давлением / А. Ф. Смолянинов, Г. Л. Лебедик, В. С. Лихан-

ский // ДМетИ. науч. тр. Metallurgy. – 1967. – № 53. – С. 255–262.

7. **Периодические** профили продольной прокатки (оборудование и технология) / Н. М. Воронцов [и др.]. – М.: Metallurgy, 1978. – 232 с.

Поступила 21.11.2007

УДК 621.9.048.4.06

ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА МАГНИТНО-ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ШЛИФОВАНИЯ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ЗАЩИТНЫХ ПОКРЫТИЙ

Докт. техн. наук, проф. СПИРИДОНОВ Н. В., асп. НЕРОДА М. В., инж. СОКОРОВ И. О.

*Белорусский национальный технический университет,
Барановичский государственный университет*

Развитие технологии восстановления поверхностей деталей машин газотермическими защитными покрытиями, обладающими высокой прочностью, твердостью и малой вязкостью, существенно повышает роль шлифования для их обработки.

Магнитно-электрическое шлифование (МЭШ) представляет собой способ комбинированной электрофизической обработки, при котором производится совмещение микрорезания абразивными зернами с электроконтактными и электроэрозионными воздействиями на обрабатываемую поверхность при наложении на зону обработки магнитного поля [1].

При обработке поверхность материала подвергается значительным температурным воздействиям. От степени нагрева металла, характера распределения теплоты и деформаций обрабатываемого поверхностного слоя зависят структурные и фазовые превращения, физико-механические и эксплуатационные свойства поверхности. Кроме того, от интенсивности протекания тепловых процессов в зоне резания зависят производительность шлифования и ка-

чество поверхностного слоя металла. При обработке упрочненных поверхностей возможны изменение физико-механических свойств материала, потеря твердости, отслоение твердого покрытия, прижоги, образование шлифовочных трещин и т. д.

Из сказанного выше следует, что необходимо выявить и исследовать термические зоны МЭШ, а также определить влияние технологических факторов МЭШ на теплообразование в зоне обработки.

Известно, что на теплообразование в зоне МЭШ влияет ряд регулируемых переменных [1]:

- механическая энергия микрорезания, сдвига и трения;
- сопротивление контактной зоны и материала покрытия;
- время воздействия технологического тока;
- мощность микроразрядов;
- глубина шлифования;
- скорость на периферии токопроводящего абразивного круга;
- влияние внешнего магнитного поля на технологический ток и расплав.