

**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.

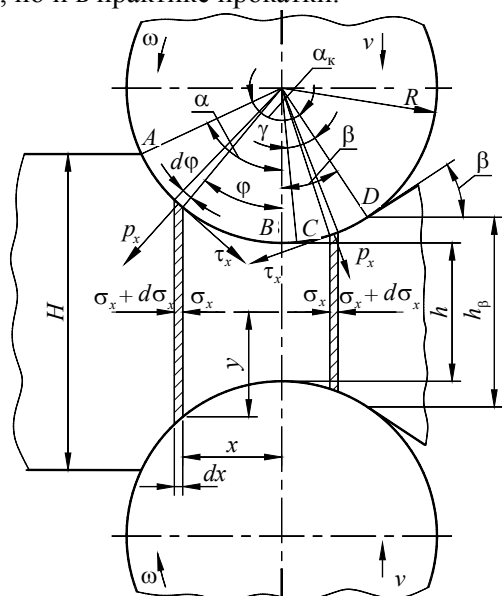


Рис. 1. Схема действия сил в очаге деформации при прокатке с нарастающим обжатием

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

$$p_{\varphi} = 2k \ln \left(\frac{h}{R} + \varphi^2 \right) - 2kf\varphi + \frac{4kf \left(1 + 2 \frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}}} \times \\ \times \operatorname{arctg} \left(\frac{\varphi}{2} \sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}} \right) + c_{он_2}. \quad (11)$$

Постоянную интегрирования $c_{он_2}$ определяем после совместного решения уравнений (9) и (11) для точки B при $\varphi = 0$. В этом случае

$$c_{он_2} = 2k \left\{ 1 + \frac{2f \left(1 + 2 \frac{R}{h} \right)}{\sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}}} \operatorname{arctg} \left(\frac{1}{2} \sqrt{1 + 4 \frac{R}{h}} \beta \right) - \right. \\ \left. - \ln \left(\frac{h}{R} + \beta^2 \right) - f\beta \right\}.$$

После подстановки значения $c_{он_2}$ 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]

$$p_{оп_1} = p_{от_1}.$$

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

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

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

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

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

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].

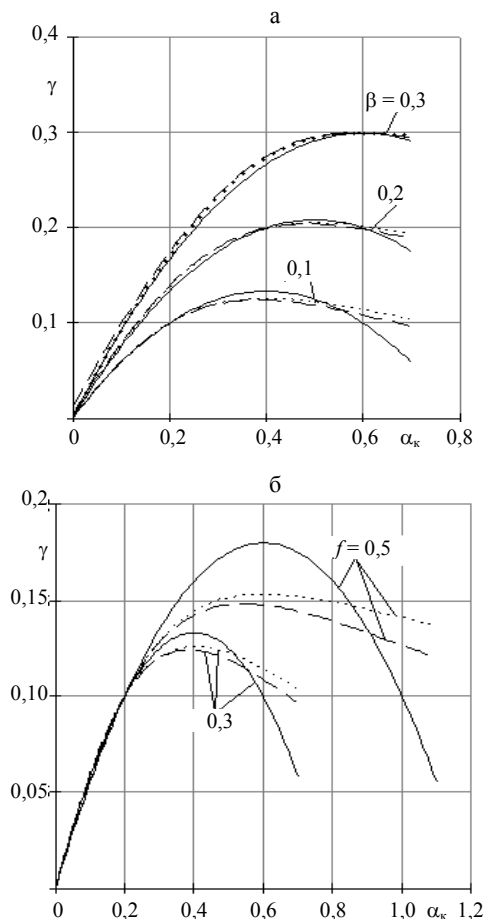


Рис. 2. Изменение мгновенных значений критического угла при прокатке с нарастающим обжатием в зависимости от угла касания α_k , рассчитанных по формулам (13) (---) и (14) (—) и взятых по данным [3] (.....): а – для разных значений угла β , определяющего положение сечения выхода при $f = 0,3$ и $R/h =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

Анализ полученных уравнений, описывающих распределение нормальных контактных

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

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.

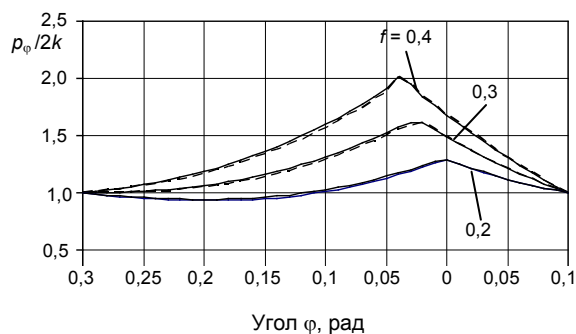


Рис. 3. Распределение значений $p_{\varphi} / 2k$ по углу φ , рассчитанных по (8), (9) и (12) (—) и взятых из [4] (---), для разных коэффициентов контактного трения f при $R/h = 10$ и $\beta = 0,1$

Значение среднего нормального контактного напряжения определим по формуле [4]

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

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

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

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

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

где

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

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

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

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

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.

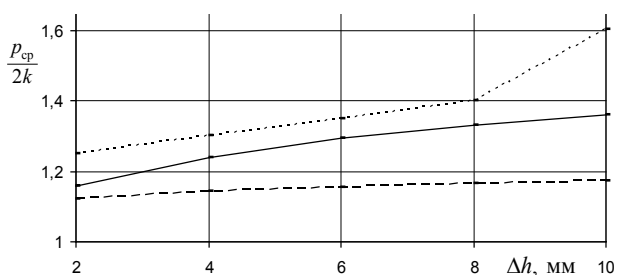


Рис. 4. Графики изменения отношения $p_{cp}/2k$ в зависимости от абсолютного обжатия Δh , которые построены по результатам эксперимента [5] (.....), данным, рассчитанным по (18) (—) и взятым из [4] (- - -), для случая прокатки стали 45 при $h = 25$ мм, $f = 0,3$ и $\beta = 0,1$

На рис. 5 показана зависимость отношения $\frac{p_{cp}}{2k}$ 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 $\frac{p_{cp}}{2k}$ возрастают. При этом разница между значениями, рассчитываемыми по (18) и приведенными в [4], также увеличивается.

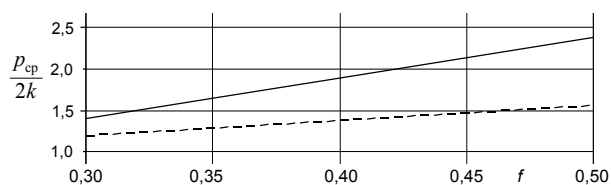


Рис. 5. Графики изменения отношения $p_{cp}/2k$ в зависимости от коэффициента контактного трения f , построенные по данным, рассчитанным по (18) (—) и взятым из [4] (- - -), для случая прокатки стали 45 при $\Delta h = 14$ мм, $R/h = 10$ и $\beta = 0,1$

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

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

где b_{cp}, l_{cp} – 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_{cp} 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).

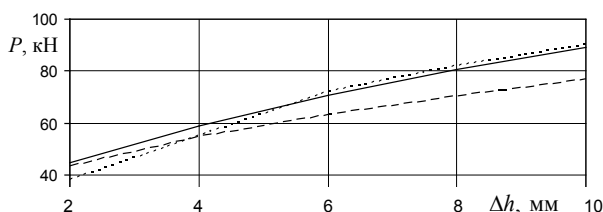


Рис. 6. Графики изменения усилия прокатки P в зависимости от абсолютного обжатия Δh , которые построены по результатам эксперимента [5] (.....), данным, рассчитанным с помощью (18) (—) и взятым из [4] (- - -), для случая прокатки стали 45 при $h = 25,7$ мм, $f = 0,3$, $b = 25$ мм и $\beta = 0,1$

На рис. 7 показаны графики зависимости усилия прокатки P от коэффициента контактного трения f , построенные с использованием формулы (19), в которой p_{cp} 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.

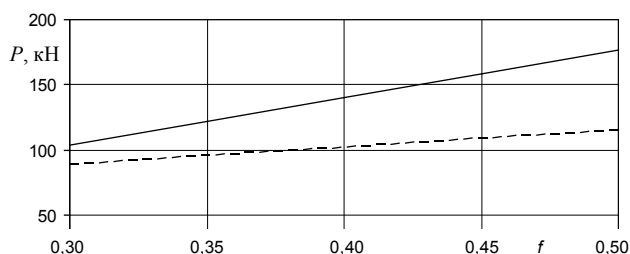


Рис. 7. Графики изменения усилия прокатки P в зависимости от коэффициента контактного трения f , которые построены по данным, рассчитанным с помощью (18) (—) и взятым из [4] (- - -), для случая прокатки стали 45 при $\Delta h = 14$ мм, $R/h = 10$, $b = 25$ мм и $\beta = 0,1$

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]

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

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.

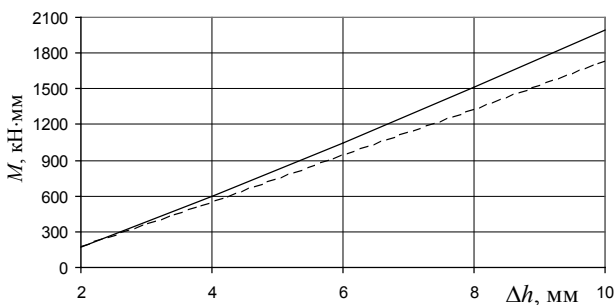


Рис. 8. Графики изменения момента прокатки в зависимости от абсолютного обжатия Δh , которые построены по данным, рассчитанным с помощью (18) (—) и взятым из [4] (---), для случая прокатки стали 45 при $h = 25$ мм, $f = 0,3$, $b = 25$ мм и $\beta = 0,1$

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).

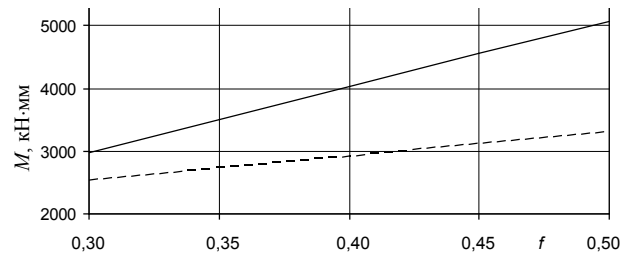


Рис. 9. Графики изменения момента прокатки в зависимости от коэффициента контактного трения f , построенные по данным, рассчитанным с помощью (18) (—) и взятым из [4] (---), для случая стали 45 при $\Delta h = 14$ мм, $R/h = 10$, $b = 25$ мм и $\beta = 0,1$

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.: Metallurgia, 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. Metallurgia. – 1967. – № 53. – С. 255–262.

7. **Периодические** профили продольной прокатки (оборудование и технология) / Н. М. Воронцов [и др.]. – М.: Metallurgia, 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 зёрнами 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 упрочнённых поверхностей возможны изменение физико-механических свойств материала, потеря твердости, отслоение твёрдого 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.