

ПРОКАТКА ПОЛОС ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНЫ НА ПРОФИЛИРОВАННОЙ ОПРАВКЕ

Докт. техн. наук, проф. ИСАЕВИЧ Л. А.¹⁾, канд. техн. наук, доц. СИДОРЕНКО М. И.²⁾

¹⁾Белорусский национальный технический университет,

²⁾ОАО «Минский автомобильный завод»

Полосы переменной по длине толщины эффективно используют в конструкциях малолистовых рессор большегрузных автомобилей. Известный [1, 2] способ изготовления полосовых заготовок переменной по длине толщины заключается в том, что исходную полосу постоянного поперечного сечения вначале нагревают в индукторе, затем укладывают на ребро перед неприводными валками и далее поступательным движением оправки перпендикулярно линии центров валков осуществляют огибание ее полосой с двух сторон. После этого производят одновременное обжатие обеих ветвей полосы между валками, установленными с постоянным зазором. При этом за счет профилированной по длине оправки копируется заданный контур в ветвях полосы. Затем изогнутую прокатанную полосу снимают с оправки и специальным разгибным устройством распрямляют до плоскостности одной из сторон. Схема устройства для прокатки полос по данному способу показана на рис. 1.

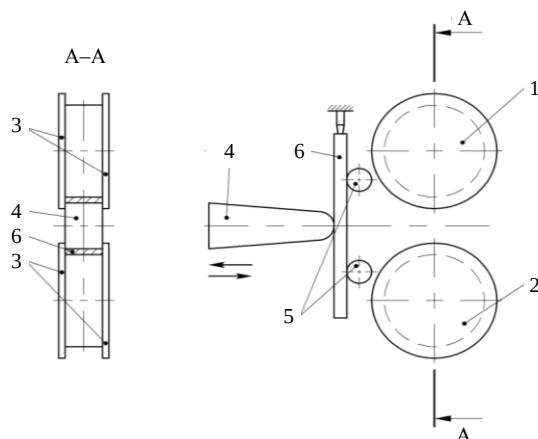


Рис. 1. Схема прокатки профиля на оправке: 1, 2 – валки; 3 – реборды; 4 – оправка; 5 – ролики; 6 – прокатываемая полоса

Для определения силовых и кинематических параметров процесса рассмотрим задачу двумерной прокатки полосы в неприводных валках

на подвижной оправке (рис. 2). В анализе используем метод совместного решения приближенных дифференциальных уравнений равновесия и уравнения пластичности (метод плоских сечений). Уравнение равновесия сил на ось OX для зоны отставания запишем в виде

$$(\sigma_x + d\sigma_x)(h_x + dh_x) - \sigma_x h_x - \sigma_{z\varphi} \frac{dx}{\cos \varphi_x} \sin \varphi_x + \sigma_{z\theta} \frac{dx}{\cos \theta} \sin \theta + \tau_b \frac{dx}{\cos \varphi_x} \cos \varphi_x + \tau_o \frac{dx}{\cos \theta} \cos \theta = 0.$$

После преобразований дифференциального уравнения, пренебрегая бесконечно малыми величинами второго порядка, получим

$$d\sigma_x h_x + \sigma_x dh_x - \sigma_{z\varphi} dh_{x\varphi} + \sigma_{z\theta} dh_{x\theta} + \tau_b \frac{dh_{x\varphi}}{\operatorname{tg} \varphi_x} + \tau_o \frac{dh_{x\theta}}{\operatorname{tg} \theta} = 0. \quad (1)$$

Поскольку в зоне отставания при $\alpha > \theta$ величина $\varphi_x > \theta$, согласно рис. 2б можно записать, что $dh_x = dh_{x\varphi} - dh_{x\theta}$. Ввиду разной направленности вдоль оси OX составляющих напряжений $\sigma_{z\varphi}$ и $\sigma_{z\theta}$ в уравнении (1) очевидно можно принять $-\sigma_{z\varphi} dh_{x\varphi} + \sigma_{z\theta} dh_{x\theta} = -\sigma_z dh_x$. В связи с этим данное уравнение запишется в виде

$$d\sigma_x h_x + \sigma_x dh_x - \sigma_z dh_x + \tau_b \frac{dh_{x\varphi}}{\operatorname{tg} \varphi_x} + \tau_o \frac{dh_{x\theta}}{\operatorname{tg} \theta} = 0.$$

Далее примем, что $\operatorname{tg} \varphi = \frac{\operatorname{tg} \varphi_x + \operatorname{tg} \theta}{2}$. В свою очередь на основании [3] дугу контакта металла с валком заменим хордой $\operatorname{tg} \varphi_x = \operatorname{tg} \frac{\alpha + \gamma}{2}$, после

чего можно записать $\operatorname{tg} \varphi = \frac{\operatorname{tg} \frac{\alpha + \gamma}{2} + \operatorname{tg} \theta}{2}$.

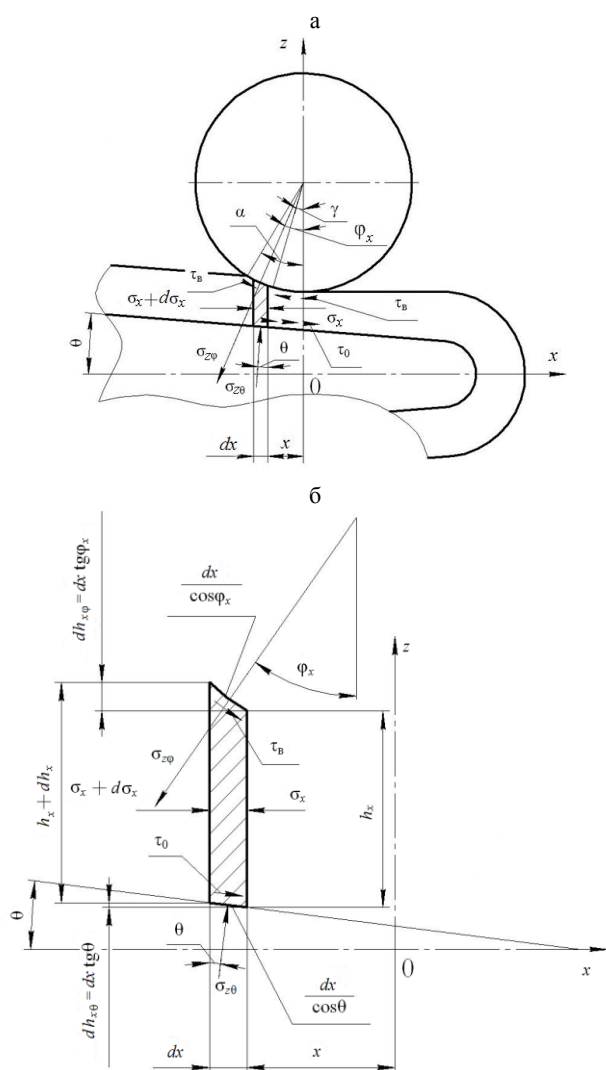


Рис. 2. Схема приложения сил в очаге деформации

Зададим условие трения по Амонтону [3] $\tau_b = \tau_0 = f \sigma_z$, где f – коэффициент контактного трения. В связи с этим предыдущее выражение примет вид

$$d\sigma_x h_x - \sigma_x dh_x - \sigma_z dh_x + f \sigma_z dh_x \times \frac{2}{\operatorname{tg} \frac{\alpha + \gamma}{2} + \operatorname{tg} \theta} = 0. \quad (2)$$

Введем обозначение $\frac{2f}{\operatorname{tg} \frac{\alpha + \gamma}{2} + \operatorname{tg} \theta} = \delta_0$.

Уравнение пластичности для нашего случая представим как

$$\sigma_z - \sigma_x = \beta \sigma_T. \quad (3)$$

Откуда $\sigma_x = \sigma_z - \beta \sigma_T$, а $d\sigma_x = d\sigma_z$. Тогда с учетом уравнения пластичности выражение (2) запишется в виде $d\sigma_z - (\sigma_z - \sigma_x) \frac{dh_x}{h_x} + \delta_0 \sigma_z \frac{dh_x}{h_x} = 0$ или

$$d\sigma_z = (\beta \sigma_T - \delta_0 \sigma_z) \frac{dh_x}{h_x} = 0. \quad (4)$$

После интегрирования получим $\ln(\beta \sigma_T - \delta_0 \sigma_z) = -\delta_0 \ln h_x + C_0$.

Отсюда $\beta \sigma_T - \delta_0 \sigma_z = +C_0 h_x^{-\delta_0}$ или $\sigma_z = \frac{1}{\delta_0} (\beta \sigma_T - C_0 h_x^{-\delta_0})$.

Постоянную интегрирования C_0 найдем из граничных условий, согласно которым при $h_x = h_0$ величина $\sigma_z = \beta \sigma_T$. Тогда

$$C_0 = \beta \sigma_T \left(1 - \frac{1}{\delta_0} \right) h_0^{\delta_0}.$$

Подставив значение постоянной интегрирования в предыдущее выражение, окончательно запишем для зоны отставания

$$\sigma_{z_{от}} = \frac{\beta \sigma_T}{\delta_0} \left[\delta_0 - 1 \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_0} + 1 \right]. \quad (5)$$

В пределах угла γ касательные контактные напряжения на валке τ_b и на оправке τ_0 имеют разные направления, и образуется так называемая зона сдвига (рис. 2). В силу этого дифференциальное уравнение (1) предстанет в ином виде, а именно:

$$d\sigma_x h_x + \sigma_x dh_x - \sigma_z dh_x = 0.$$

С учетом уравнения пластичности (3) оно запишется как

$$d\sigma_z - \beta \sigma_T \frac{dh_x}{h_x} = 0, \quad (6)$$

а после интегрирования примет вид $\sigma_z = \beta \sigma_T \ln h_x + C_1$.

Постоянную интегрирования определим из граничных условий, в соответствии с которыми

при $h_x = h_y$ согласно уравнению (5) $\sigma_z =$
 $= \frac{\beta\sigma_T}{\delta_0} \left[\delta_0 - 1 \left(\frac{h_0}{h_y} \right)^{\delta_0} + 1 \right]$. Тогда можно запи-

сать, что $\frac{\beta\sigma_T}{\delta_0} \left[\delta_0 - 1 \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_0} + 1 \right] = \beta\sigma_T \ln h_y + C_1$.

Отсюда $C_1 = \beta\sigma_T \left\{ \frac{1}{\delta_0} \left[\delta_0 - 1 \left(\frac{h_0}{h_y} \right)^{\delta_0} + 1 \right] - \ln h_y \right\}$.

Далее с учетом значения постоянной интегрирования выражение для зоны сдвига запишется в форме

$$\sigma_{zc} = \beta\sigma_T \left\{ \frac{1}{\delta_0} \left[\delta_0 - 1 \left(\frac{h_0}{h_y} \right)^{\delta_0} + 1 \right] - \ln \frac{h_y}{h_x} \right\}. \quad (7)$$

Анализируя процесс прокатки полос на профилированной подвижной оправке, нетрудно заметить, что при определенных углах наклона рабочего профиля оправки к направлению ее перемещения возможно появление зоны опережения одновременно на валках и оправке. Дифференциальное уравнение равновесия (2) для этой зоны в соответствии с [1] запишется в виде

$$d\sigma_x h_x - \sigma_x dh_x - \sigma_z dh_x +$$

$$+ f\sigma_z dh_x \frac{2}{\operatorname{tg} \frac{\gamma}{2} + \operatorname{tg} \theta} = 0. \quad (8)$$

Обозначим $\frac{2f}{\operatorname{tg} \frac{\gamma}{2} + \operatorname{tg} \theta} = \delta_1$. В связи с этим

выражение (2) примет вид

$$d\sigma_z = (\beta\sigma_T + \delta_1\sigma_z) \frac{dh_x}{h_x}. \quad (9)$$

После его интегрирования получим $\ln(\beta\sigma_T + \delta_1\sigma_z) = \delta_1 \ln h_x + C_1$, а с учетом преобразований запишем $\beta\sigma_T = \delta_1\sigma_z = C_1 h_x^{\delta_1}$. Отсюда $\sigma_z =$
 $= \frac{1}{\delta_1} (\beta\sigma_T + C_1 h_x^{\delta_1})$.

Постоянную интегрирования найдем из граничных условий, согласно которым при $h_x = h_1$

величина $\sigma_z = \beta\sigma_T$. Тогда $C_1 = \beta\sigma_T \left(1 + \frac{1}{\delta_1} \right) h_1^{-\delta_1}$

и далее с учетом постоянной интегрирования данное выражение для зоны опережения примет вид

$$\sigma_{зон} = \frac{\beta\sigma_T}{\delta_1} \left[(\delta_1 + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_1} - 1 \right]. \quad (10)$$

С целью установления границы между зонами сдвига и опережения приравняем выражения (7) и (10)

$$\frac{1}{\delta_0} \left[\delta_0 - 1 \left(\frac{h_0}{h_y} \right)^{\delta_0} + 1 \right] - \ln \frac{h_y}{h_x} =$$

$$= \frac{1}{\delta_1} \left[(\delta_1 + 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_1} - 1 \right]. \quad (11)$$

Отсюда определим h_x , которое в данном случае будет равно h_{y1} .

Входящую в левую часть выражения (11) величину h_y для случая симметричной прокатки можно найти в соответствии с [3] из выражения

$$h_y = h_1 + \frac{D\gamma^2}{2}. \quad (12)$$

В свою очередь для случая прокатки полосы в валках равного диаметра с одним холостым (неприводным) валком входящая сюда величина нейтрального угла согласно [4, 5] может быть найдена по формуле

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 + \frac{f_1 d}{fD} \right), \quad (13)$$

где d – диаметр шеек валка; f_1 – коэффициент контактного трения на шейке валка; α – угол контакта полосы с валком, который может быть определен в этом случае с помощью известного [3] выражения

$$\alpha = \sqrt{\frac{2(h_0 - h_1)}{D}}. \quad (14)$$

Однако процесс прокатки полос в неподвижных валках на подвижной профилированной оправке является несимметричным, так как условия деформирования для валка и оправки различны [6]. Его с некоторым приближением можно рассматривать как прокатку в валках разного диаметра [3]. Поэтому суммарное обжатие по толщине полосы будет складываться из обжатия со стороны валка и оправки. В связи с тем, что металл полосы по своим механическим свойствам однороден и усилие, действующее с его стороны на валок и оправку, одинаково, можно принять при неизменной ширине полосы вдоль очага деформации равенство длин AC и EN (рис. 3).

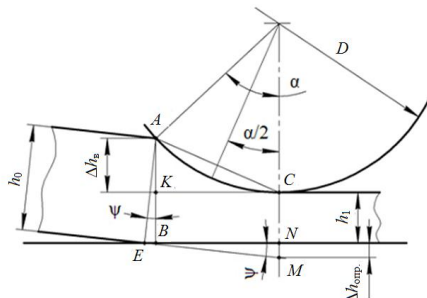


Рис. 3. Схема обжатия полосы на оправке

В рассматриваемом случае прокатки полоса входит в очаг деформации под углом наклона ψ к поверхности оправки. Вследствие этого обжатие заготовки оправкой можно определить выражением $\Delta h_{\text{опр}} = EM \cos \psi$.

Для отыскания значения угла ψ сначала определим угол α . Из рис. 3 следует, что

$$AC = EN = D \sin \frac{\alpha}{2},$$

а отрезок

$$AB = AK + BK = AK + h_1.$$

В свою очередь величина

$$AK = AC \sin \frac{\alpha}{2} = D \sin^2 \frac{\alpha}{2}.$$

Тогда можно записать, что

$$AB = h_1 + D \sin^2 \frac{\alpha}{2}.$$

В то же время $AB = AE \cos \psi = h_0 \cos \psi$. Поэтому нетрудно получить равенство

$$h_1 + D \sin^2 \frac{\alpha}{2} = h_0 \cos \psi. \quad (15)$$

В него входят два неизвестных параметра α и ψ . Согласно рис. 3, отрезок $BE = AC - AC \cos \frac{\alpha}{2} = AC \left(1 - \cos \frac{\alpha}{2}\right) = D \sin \frac{\alpha}{2} \left(1 - \cos \frac{\alpha}{2}\right)$. Но $BE = AE \sin \psi = h_0 \sin \psi$. Тогда можно получить другое равенство

$$D \sin \frac{\alpha}{2} \left(1 - \cos \frac{\alpha}{2}\right) = h_0 \sin \psi. \quad (16)$$

Учитывая, что $\sin^2 \psi + \cos^2 \psi = 1$, найдем параметр $\cos \psi = \sqrt{1 - \sin^2 \psi}$. Подставляя его в (15), запишем $h_1 + D \sin^2 \frac{\alpha}{2} = \sqrt{h_0^2 - h_0^2 \sin^2 \psi}$.

Решая данное выражение совместно с равенством (16), окончательно можно записать

$$h_1 + D \sin^2 \frac{\alpha}{2} = \sqrt{h_0^2 - \left(1 - \cos \frac{\alpha}{2}\right)^2 D^2 \sin^2 \frac{\alpha}{2}}. \quad (17)$$

Полученное уравнение является трансцендентным, и его решение возможно только численным методом. В рассматриваемом случае использован метод половинного деления. Искомой величиной здесь является угол α , и, зная его, нетрудно определить абсолютное обжатие полосы валком с помощью выражения

$$\Delta h_b = \frac{D}{2} (1 - \cos \alpha). \quad (18)$$

В табл. 1 представлены результаты расчета углов α , γ , γ_1 , а также параметров обжатий Δh_b , $\Delta h_{\text{опр}}$ и значений h_γ , h_{γ_1} , l_α , l_γ , l_{γ_1} для разных диаметров валков D и коэффициентов контактного трения f при прокатке полосы с начальной толщиной $h_0 = 22$ мм до конечной толщины $h_1 = 10$ мм. При этом значения длин дуг l определяли как произведение радиуса бочки валка на соответствующий угол в очаге деформации.

Анализ полученных значений обжатий полосы валком и оправкой показывает, что со стороны оправки оно практически отсутствует. В связи с этим величину угла контакта полосы с валком целесообразно определять не с помощью уравнения (14), а на основании выражения (18), из которого следует, что

$$\alpha = \arccos \left[1 - \frac{2(h_0 - h_1)}{D} \right]. \quad (19)$$

Аналогичным образом для рассматриваемого его случая нетрудно определить значение нейтрального угла γ_1 с помощью выражения

$$\gamma_1 = \arccos \left[1 - \frac{2 h_{\gamma_1} - h_1}{D} \right]. \quad (20)$$

Таблица 1

Расчетные значения параметров очага деформации при прокатке полосы на оправке в валках разного диаметра, диаметре цапф $d_1 = 100$ мм и коэффициенте контактного трения в них $f_1 = 0,1$

$f = 0,3$					
D , мм	100	150	200	250	300
α , град.	40,560	32,850	28,300	25,270	23,060
$\operatorname{tg} \alpha$	0,855	0,646	0,543	0,472	0,426
Δh_B , мм	11,970	11,960	11,950	11,940	11,940
$\Delta h_{\text{опр}}$, мм	0,030	0,040	0,050	0,060	0,060
γ , град.	39,220	29,170	23,710	20,280	17,910
h_γ , мм	21,250	19,520	18,430	17,750	17,250
γ_1 , град.	0	0	0	1,290	2,460
h_{γ_1} , мм	10,000	10,000	10,000	10,030	10,140
l_α , мм	35,380	42,980	49,370	55,120	60,340
l_γ , мм	34,210	38,160	41,140	44,220	46,860
l_{γ_1} , мм	0	0	0	2,8	6,430
$f = 0,4$					
γ , град.	34,600	25,980	21,320	18,370	16,310
h_γ , мм	18,840	17,600	16,850	16,370	16,060
γ_1 , град.	0	0,800	3,260	4,150	4,550
h_{γ_1} , мм	10,000	10,007	10,160	10,330	10,470
l_γ , мм	30,180	33,990	37,190	40,060	42,680
l_{γ_1} , мм	0	1,050	5,680	9,040	11,910

Далее по известному значению угла γ , рассчитанному с помощью (13) на основании уравнения (20), не представляет труда найти параметр

$$h_\gamma = h_1 + \frac{D}{2} (1 - \cos \gamma). \quad (21)$$

$$P_{\text{пр}} = \frac{\beta \sigma_T B_{\text{сп}} D \sin \alpha}{2 h_0 - h_1} \left\{ \int_{h_\gamma}^{h_0} \frac{1}{\delta_0} \left[\delta_0 - 1 \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_0} + 1 \right] dh_x + \int_{h_n}^{h_\gamma} \frac{1}{\delta_0} \left\langle \left[\delta_0 - 1 \left(\frac{h_0}{h_\gamma} \right)^{\delta_0} + 1 \right] - \ln \frac{h_\gamma}{h_x} \right\rangle dh_x + \right. \\ \left. + \int_{h_1}^{h_\gamma} \frac{1}{\delta_1} \left[\delta_1 + 1 \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_1} - 1 \right] dh_x \right\},$$

При установившемся процессе прокатки вращение неприводного валка обеспечивается согласно [3, 4] в случае, когда $\operatorname{tg} \alpha \leq 2f$. Однако данное условие справедливо при отсутствии трения в шейках валка, хотя на самом деле оно имеет место и оказывает тормозящее действие на валок. Это равносильно уменьшению контактного трения на бочке валка на величину $f_1 d/D$, которая определяется из равенства моментов $f_1 d = fD$. Тогда условие вращения валков запишется в виде

$$\operatorname{tg} \alpha \leq 2f - f_1 \frac{d}{D}. \quad (22)$$

При горячей прокатке стали в сухих валках согласно [3, 7] коэффициент контактного трения составляет в среднем $f = 0,3$. Коэффициент трения в подшипниках скольжения шеек валков со смазкой при бронзовых вкладышах [8] не превышает $f_1 = 0,1$. Тогда условие захвата при диаметре шеек валка $d = 100$ мм будет $\operatorname{tg} \alpha \leq 0,6 - 10/D$. Сравнивая полученные при этом результаты с данными табл. 1, нетрудно установить, что гарантированное вращение неприводному валку обеспечивается при диаметре его бочки $D \geq 200$ мм. При меньших диаметрах валков неизбежно происходит их торможение.

На рис. 4 представлены эпюры нормальных контактных напряжений в очаге деформации при прокатке полосы на оправке в валках различного диаметра при разных коэффициентах контактного трения, построенные с помощью выражений (5), (7), (10).

Для определения распорного усилия между валком и оправкой необходимо проинтегрировать функции (5), (7) и (10) в пределах их изменения

где B_{cp} – средняя по длине очага ширина полосы.

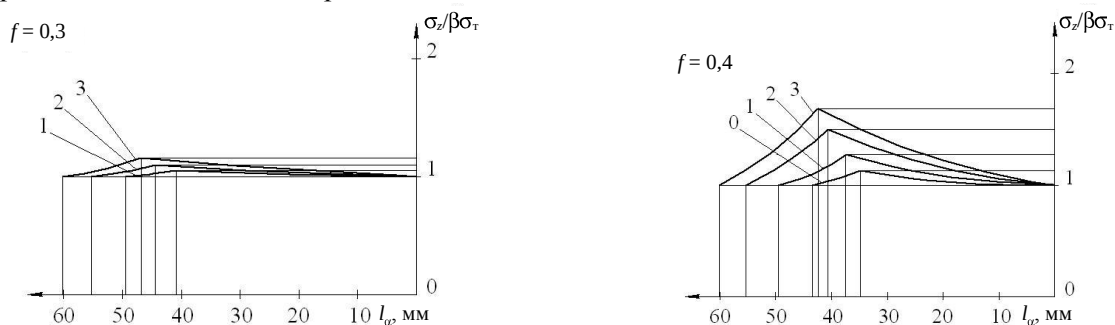


Рис. 4. Эпюры нормальных контактных напряжений в очаге деформации при прокатке полос на оправке в валках различного диаметра: 0 – $D = 150$ мм; 1 – 200; 2 – 250; 3 – 300 мм и разных коэффициентах контактного трения f

В результате получим окончательное уравнение

$$P_{np} = \frac{\beta\sigma_T B_{cp} D \sin \alpha}{2 h_0 - h_1} \left\{ h_\gamma \left[\left(\frac{h_0}{h_\gamma} \right)^{\delta_0} - \frac{1}{\delta_0} \right] + h_{\gamma_1} \left\langle \frac{1}{\delta_0} \left[\ln \frac{h_\gamma}{h_{\gamma_1}} + \left(\frac{h_0}{h_\gamma} \right)^{\delta_0} \right] - \left(\frac{h_0}{h_\gamma} \right)^{\delta_0} + \frac{1}{\delta_1} \left[\left(\frac{h_{\gamma_1}}{h_1} \right)^{\delta_1} - 1 \right] \right\rangle \right\}. \quad (23)$$

На рис. 5 представлены кривые изменения усилия прокатки полосы начальной толщины $h_0 = 22$ мм до конечного значения $h_1 = 10$ мм на оправке в валках различного диаметра в зависимости от степени деформации при разных коэффициентах контактного трения. Предельная степень деформации при этом составляет $\epsilon_{np} = 0,545$.

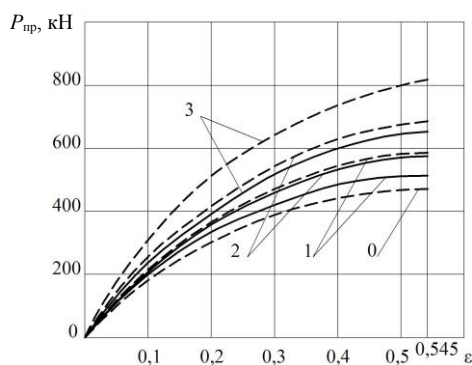


Рис. 5. Изменение значений усилия прокатки полосы шириной 90 мм из стали 60C2A в валках различного диаметра в зависимости от степени деформации при разных коэффициентах контактного трения: температура прокатки 980 °C; $\sigma_T = 100$ МПа [8]; 0 – $D = 150$ мм; 1 – 200; 2 – 250; 3 – 300 мм; — — $f = 0,3$; — — — — $f = 0,4$

Из графиков видно, что с увеличением степени деформации усилие прокатки возрастает и наиболее существенно с повышением ко-

эффициента контактного трения и диаметров валков.

Представленные эпюры нормальных контактных напряжений и графики изменения распорного усилия на валках построены при условии отсутствия переднего натяжения полосы. Попытаемся проверить это условие.

На рис. 6 показана схема сил, действующих в очаге деформации со стороны валка и оправки с учетом наличия трения в опорных шейках. Со стороны валка на полосу действует выталкивающая сила $P_x = P \sin \omega$, где $\omega = \alpha/2 + \lambda$. В свою очередь, согласно [4, 10], можно записать, что $\lambda = f_1 \frac{d}{D}$.

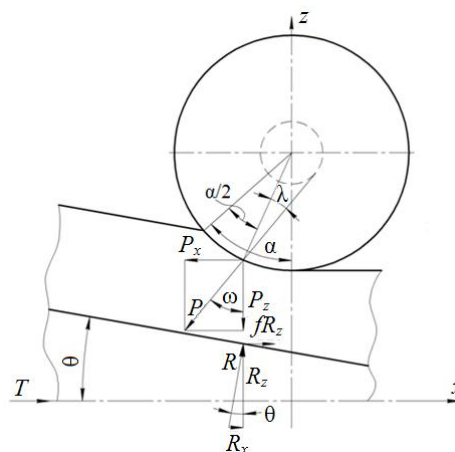


Рис. 6. Схема действующих сил в очаге деформации

Вертикальная составляющая усилия прокатки может быть найдена из выражения $P_z = P \cos \omega$. Таким образом, нетрудно установить что

$$P_x = P_z \operatorname{tg} \omega \quad (24)$$

Со стороны оправки на полосу действует заталкивающая сила

$$Q = R_z \operatorname{tg} \omega + f R_z. \quad (25)$$

Для сохранения равновесия в очаге необходимо, чтобы $P_z = R_z$. Тогда с учетом (24) и (25) можно записать, что $P_z \operatorname{tg} \omega \leq R_z \operatorname{tg} \theta + f$. Подставляя сюда значение угла ω , придем к выражению

$$\operatorname{tg} \left(\frac{\alpha}{2} + f_1 \frac{d}{D} \right) \leq \operatorname{tg} \theta + f. \quad (26)$$

Поскольку угол θ наклона образующей оправки является величиной постоянной, целесообразно ввести обозначение $\operatorname{tg} \theta = m$. Тогда уравнение (26) примет вид

$$\operatorname{tg} \left(\frac{\alpha}{2} + f_1 \frac{d}{D} \right) \leq m + f.$$

Отсюда нетрудно найти значение угла

$$\alpha \leq 2 \left[\operatorname{arctg} m + f - f_1 \frac{d}{D} \right], \quad (27)$$

при котором прокатка полосы на профилированной оправке возможна без переднего натяжения.

Учитывая, что при прокатке полосы на оправке обжатие заготовки осуществляется одновременно двумя валками, толкающее усилие, приложенное к оправке, согласно рис. 6 определим как $T = 2P_x = 2P_z \operatorname{tg} \omega = 2P_{\text{пр}} \operatorname{tg} \omega$, поскольку примем, что $P_z = P_{\text{пр}}$.

Раскрывая значение угла ω , окончательно можно записать

$$T = 2P_{\text{пр}} \operatorname{tg} \left(\frac{\alpha}{2} + f_1 \frac{d}{D} \right). \quad (28)$$

На рис. 7 представлены графики изменения толкающего усилия на оправке по мере обжатия полосы в валках разного диаметра. Из гра-

фиков видно, что с увеличением степени деформации в очаге толкающее усилие на оправке возрастает.

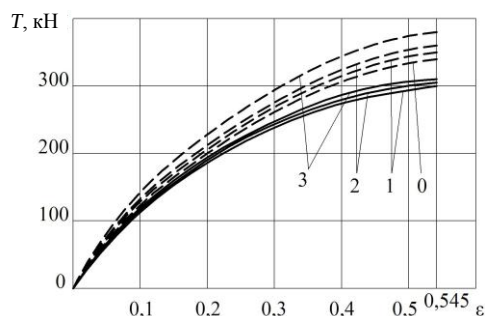


Рис. 7. Изменение значений толкающего усилия на оправке при прокатке полосы шириной 90 мм из стали 60С2А в валках различного диаметра в зависимости от степени деформации при разных коэффициентах контактного трения: температура прокатки 980 °С; $\sigma_T = 100$ МПа [8]; 0 – $D = 150$ мм; 1 – 200; 2 – 250; 3 – 300 мм; — — $f = 0,3$; - - - - $f = 0,4$

ВЫВОД

Таким образом, установлено, что обжатие полосы со стороны оправки составляет лишь несколько процентов от суммарного обжатия и им можно пренебречь. Приведены уравнения для расчета нормальных контактных напряжений в очаге деформации и усилия прокатки, с помощью которых построены соответствующие графические зависимости.

ЛИТЕРАТУРА

1. Степаненко, А. В. Прокатка полос переменного профиля / А. В. Степаненко, В. А. Король, Л. А. Смирнова. – Гомель: ИММИ НАНБ, 2001. – 180 с.
2. Сидоренко, М. И. Прокатка полос переменной толщины для малолистовых рессор / М. И. Сидоренко, Л. А. Исаевич // Литье и металлургия. – 2012. – № 1. – С. 52–56.
3. Целиков, А. И. Теория продольной прокатки / А. И. Целиков, Г. С. Никитин, С. Е. Рокотян. – М.: Металлургия, 1980. – 320 с.
4. Выдрин, В. Н. Динамика прокатных станов / В. Н. Выдрин. – Свердловск: Металлургиздат, 1960. – 255 с.
5. Lueq, W. K. Treptov / W. K. Lueq // Stahl and Eisen. – 1955. – № 7.
6. Siebel, E. Archiv für das Eisenhüttenwesen / E. Siebel. – 1941. – № 3.
7. Грудев, А. П. Внешнее трение при прокатке / А. П. Грудев. – М.: Металлургия, 1973. – 288 с.
8. Анурьев, В. И. Справочник конструктора-машиностроителя / В. И. Анурьев. – М.: Машиностроение, 1980. – Т. 1. – 728 с.
9. Третьяков, А. В. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением / А. В. Третьяков, В. И. Зюзин. – М.: Металлургия. 1973. – 224 с.

10. Анализ конструкции шлиценакатных роликовых головок / В. П. Северденко [и др.] // Пластическая дефор-

мация и обработка металлов давлением. – Минск: Наука и техника, 1969. – С. 201–214.

Поступила 11.07.2012