

УДК 621.771.35

Ю. Г. Гуляев¹, Е. И. Шифрин², Н. Ю. Квитка³¹ ООО «Интерпайп Нико Тьюб»² Национальная металлургическая академия Украины³ George Brown College

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ ПРОКАТКИ ТРУБ В АВТОМАТИЧЕСКОМ СТАНЕ НА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ И КАЧЕСТВО ТРУБ

С использованием метода математического моделирования процесса горячей продольной прокатки труб на короткой оправке (прокатка труб в автоматическом стане) исследовано влияние условий прокатки на технологические параметры процесса и качество труб, в частности, на поперечную разностенность труб. Предложена методика исследования влияния диаметров оправок в первом и втором проходах, зазоров между валками (калибрами) и положения оправки относительно валков в очаге деформации на характер изменения толщины стенки трубы по ее периметру и осевое усилие, действующее на оправку в процессе прокатки. Рассмотрены различные варианты настройки автоматического стана и их влияние на энергосиловые условия прокатки и геометрию готовых труб. Анализ полученных данных позволил установить, что для повышения точности готовых труб целесообразно при прокатке в автоматическом стане использовать в первом и втором проходах оправки одинакового диаметра, необходимо, чтобы фактический зазор между валками соответствовал зазору, для которого были рассчитаны параметры калибра валков. Учитывая, что смещение оправки в направлении прокатки уменьшает протяжённость и площадь контакта заготовки с оправкой, необходимо оправку устанавливать в положение, при котором плоскость центров валков совпадает с плоскостью сопряжения цилиндрического и конического участков оправки, что снижает осевое усилие на оправку. При этом как оптимальное можно рекомендовать такое положение оправки, при котором плоскость центров валков совпадает с плоскостью сопряжения цилиндрического и конического участков оправки.

DOI: 10.34185/0543-5749.2021-2-3-22

Введение

При прокатке в автоматических станах получают черновые трубы диаметром 89...426 мм. При традиционной схеме прокатки труб в автоматическом стане деформацию осуществляют в калибре, радиус которого $R_{k0} = R_{k0}(\theta)$ в зонах выпусков изменяется по периметру (рис. 1). Вследствие этого толщина стенки $S_{t1} = S_t(\theta)$ прокатанной черновой трубы переменна по её периметру после первого прохода.

Прокатку в автоматическом стане, как правило, осуществляют в два прохода, используя один и тот же калибр валков с кантовкой трубы на 90° между проходами. Если прокатку

в обоих проходах осуществлять на оправках одинакового диаметра ($d_{o1} = d_{o2}$), то теоретически толщина стенки S_{t2} готовой черновой трубы будет постоянна по её периметру. Если прокатку осуществлять на оправках разного диаметра (как правило, $d_{o2} > d_{o1}$), то, даже теоретически, толщина стенки S_{t2} готовой черновой трубы будет переменна по её периметру (абсолютная поперечная разностенность составит величину $\Delta S = \Delta d_o = (d_{o2} - d_{o1}) / 2$). Реально $\Delta d_o = 1...3$ мм. Кроме того, обычно таблицы прокатки в автоматическом стане составляют таким образом, что для части сорта-

решетку её цилиндрического пояса l_c (рис. 2а);

- валки установлены таким образом, что ось прокатки OX (рис. 2) проходит через гео-

метрический центр калибра валка O_k (рис. 1) и совпадает осью симметрии OX оправки (рис. 3).

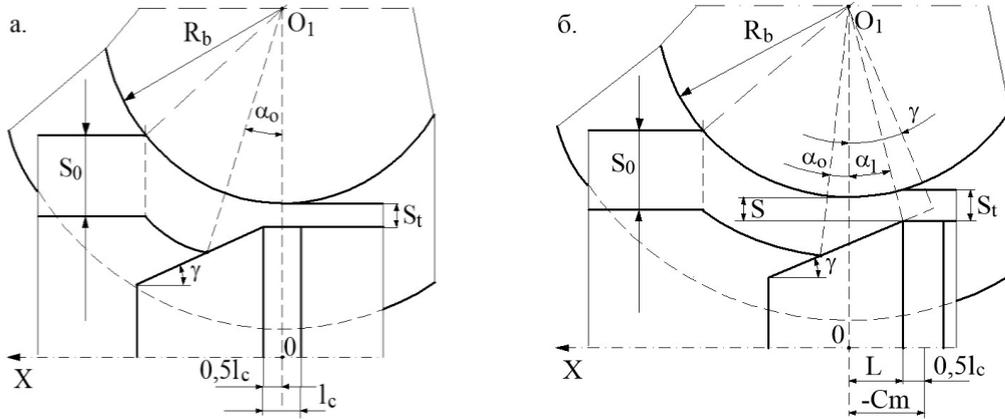


Рис. 2. Прокатка при традиционной установке оправки (а) и при частичной деформации стенки за линией центров валков (б)

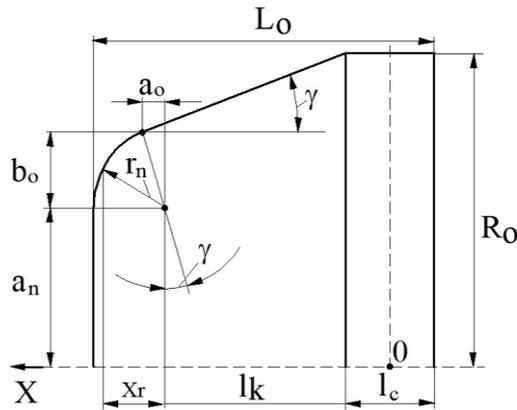


Рис. 3. Параметры оправки

1. Определение параметров прокатки при исходной установке валков и оправки

При $\delta=0$ и $C_m=0$ расстояние $R_k = R_k(x, \theta)$ от оси прокатки до поверхности валка (радиус калибра клетки, который в данном случае совпадает с радиусом калибра валка) в любой точке с координатами x и θ определится из логического условия [7]^

$$R_k(x, \theta) = \sqrt{[R_{k0}(\theta) \sin \theta]^2 + \left(R_u - \sqrt{[R_\alpha(\theta)]^2 - x^2} \right)^2}, \quad (3)$$

где $\rho = \overline{O_\rho O_\theta} = \left[1 + \frac{\lambda_k^2 - 1}{2(1 - \lambda_k \cos \theta_b)} \right] h$;

$$R_\alpha(\theta) = R_u - R_{k0}(\theta) \cos \theta;$$

$$R_{k0}(\theta) = \begin{cases} h & \text{if } 0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{2} - \theta_b \\ \sqrt{(\rho - h)^2 \sin^2(\theta_b + \theta) + h(2\rho - h)} - \\ - (\rho - h) \sin(\theta_b + \theta) & \text{if } \frac{\pi}{2} - \theta_b < \theta \leq \frac{\pi}{2} \end{cases}$$

Длина зоны контакта металла с валком (уравнение задней границы очага деформации на валке) определяется следующим образом [8]:

$$L_g(\theta) = \sqrt{R_\alpha^2 - (R_u - z)^2}, \quad (4)$$

где

$$z = \sqrt{[R_0(\theta) - R_{k0}(\theta) \sin \theta][R_0(\theta) + R_{k0}(\theta) \sin \theta]};$$

$R_0(\theta)$ – радиус гильзы (для первого прохода), радиус заготовки (для второго прохода).

Уравнение профиля оправки (рис. 3) имеет вид следующего логического условия:

$$\rho_o(x) = \begin{cases} 0 & \text{if } x \leq -0,5l_c; \\ R_o & \text{if } -0,5l_c < x \leq 0,5l_c; \\ R_o - (x - 0,5l_c) \tan \gamma & \text{if } 0,5l_c < x \leq 0,5l_c + l_k; \\ \sqrt{r_n^2 - x_r^2} & \text{if } 0,5l_c + l_k < x < 0,5l_c + l_k + r_n(1 - \sin \gamma); \\ 0 & \text{if } 0,5l_c + l_k + r_n(1 - \sin \gamma) \leq x, \end{cases} \quad (5)$$

где $x_r = x - l_k - \frac{l_c}{2} + r_n \sin \gamma$.

Длина зоны контакта металла с оправкой (уравнение задней границы очага деформации на оправке $L_s(\theta)$) определяется как корень уравнения

$$R_k(x=L_s, \theta) - [\rho_o(x=L_s) + S_0] = 0, \quad (6)$$

где $S_0 = S_{01} = S_g$ – для первого прохода;

$$S_t(\theta) = \begin{cases} S_0(\theta) & \text{if } R_k(x=0, \theta) - \rho_o(x=0) \geq S_0(\theta) \\ R_k(x=0, \theta) - \rho_o(x=0) & \text{if } R_k(x=0, \theta) - \rho_o(x=0) < S_0(\theta) \end{cases} \quad (7)$$

Вертикальное давление металла на валок P определится из условия [9, 10]

$$P = p_r F_{gr} + p_s F_{gs}, \quad (8)$$

где $F_{gr} = 2 \int_0^{\frac{\pi}{2}} [L_g(\theta) - L_s(\theta)] R_{k0}(\theta) \cos \theta d\theta$;

$$F_{gs} = 2 \int_0^{\frac{\pi}{2}} L_s(\theta) R_{k0}(\theta) \cos \theta d\theta.$$

Величина осевого сжимающего усилия P_o , действующего на оправочный стержень, составит величину

$$P_o = [f_o(F_{ocon} \cos \gamma + F_{ocil}) + F_{con} \sin \gamma] P_o, \quad (9)$$

где $F_{ocil} = \pi d_o \frac{l_c}{2}$ – площадь контакта металла с оправкой на цилиндрическом пояске;

$$F_{ocon} = 4 \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left(\int_{\frac{l_c}{2}}^{L_s(\theta)} \rho_o(x) dx \right) d\theta$$
 – площадь контакта

металла с оправкой на коническом участке оправки.

$S_0 = S_{02} = S_{t1} \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right)$ – для второго прохода;

$S_{t1} \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right)$ – закон изменения толщины стенки трубы по её периметру после первого прохода и кантовки на 90° .

Толщина стенки трубы на выходе из очага деформации определится на основании логического условия:

2. Определение параметров прокатки при вертикальном смещении валков

При $\delta \neq 0$ фактический зазор между ребрами валков Δ' не равен значению зазора Δ , для которого рассчитаны параметры калибра валков. В этом случае центр калибра валка занимает положение O'_k , смещаясь вертикально относительно оси прокатки O (центра калибра клетки) на величину δ (рис. 6). В этом случае геометрические параметры калибра валка $R_b = \overline{OO_h} = \overline{O'_k O'_h} = h, b, \rho, \theta_b$ и $R_k(x, \theta)$, величина вертикального смещения валка δ и фактические геометрические параметры калибра клетки $R'_b, \theta'_b, h', \theta', b'$ и $R'_k(x, \theta)$ (рис. 6) связаны между собой следующим образом.

Учитывая, что угол β не равен углу β' (рис. 6) изменение радиуса калибра валка $R_{k\delta}(x, \theta)$ в системе координат калибра валка описывается уравнением:

$$R_{k\delta}(x, \theta) = \sqrt{\left[R'_{k0}(\theta) \sin \theta \right]^2 + \left(R_u - \sqrt{\left[R'_\alpha(\theta) \right]^2 - x^2} \right)^2}, \quad (10.1)$$

где $b' = \rho(\cos\beta' - \cos\beta) + b$;

$$\beta' = \arcsin\left(\frac{\rho\sin\beta - \delta}{\rho}\right);$$

$$\beta = \arccos\left[\frac{(\rho - h)\cos\theta_b + b}{\rho}\right];$$

$$R'_\alpha(\theta) = R_u - R'_{k0}(\theta)\cos\theta;$$

$$R'_{k0}(\theta) = \begin{cases} h & \text{if } 0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{2} - \theta_b \\ \sqrt{(\rho - h)^2 \sin^2(\theta_b + \theta) + h(2\rho - h)} - \\ - (\rho - h)\sin(\theta_b + \theta) & \text{if } \frac{\pi}{2} - \theta_b < \theta \leq \\ \leq \frac{\pi}{2} + \arctan\left(\frac{\delta}{b'}\right) \end{cases}$$

Высота калибра клетки h' связана с высотой калибра валка соотношением

$$h' = h + \delta. \quad (10.2)$$

Угол выпуска калибра клетки определится из уравнения

$$\theta'_b = \frac{h\cos\theta}{R'_b}, \quad (10.3)$$

$$\text{где } R'_b = \sqrt{\delta^2 + h^2 + 2\delta h\sin\theta_b}.$$

Изменение радиуса калибра клетки $R'_k(x, \theta)$ при наличии вертикального смещения валка на величину δ описывается уравнением

$$R'_k(x, \theta) = \sqrt{\delta^2 + [R_{k\delta}(x, \theta)]^2 + 2\delta[R_{k\delta}(x, \theta)]\cos\theta}. \quad (10.4)$$

Связь угла θ' системы координат калибра клетки и угла θ системы координат калибра валка описывается уравнением

$$\theta'(\theta) = \arcsin \frac{R'_{k0}(\theta)}{\sqrt{\delta^2 + [R'_{k0}(\theta)]^2 + 2\delta[R'_{k0}(\theta)]\cos\theta}}. \quad (10.5)$$

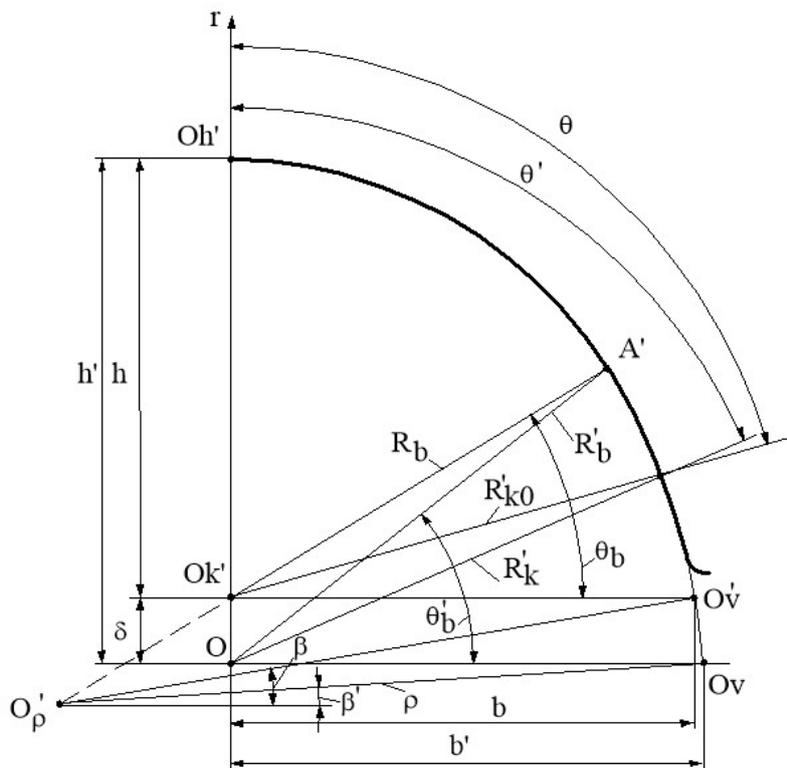


Рис. 6. Параметры калибров валка и клетки при вертикальном смещении валка на величину δ

3. Определение параметров прокатки при осевом смещении оправки в направлении прокатки

Радиус калибра $R_k = R_k(x, \theta)$ и уравнение задней границы зоны контакта заготовки с поверхностью калибра $L_g(\theta)$ не зависят от осевого смещения оправки C_m и будут определяться

$$\rho_o(x, C_m) = \begin{cases} 0 & \text{if } x \leq -\frac{l_c}{2} + C_m \\ \frac{d_o}{2} & \text{if } -\frac{l_c}{2} + C_m < x \leq \frac{l_c}{2} + C_m \\ \frac{d_o}{2} - \left(x - \frac{l_c}{2}\right) \tan \gamma & \text{if } \frac{l_c}{2} + C_m < x \leq \frac{l_c}{2} + l_{con} + C_m \\ \sqrt{r_n^2 - x(C_m)_r^2} & \text{if } \frac{l_c}{2} + l_{con} + C_m < x < \frac{l_c}{2} + l_{con} + r_n(1 - \sin \gamma) + C_m \\ 0 & \text{if } \frac{l_c}{2} + l_{con} + r_n(1 - \sin \gamma) + C_m \leq x \end{cases} \quad (11.1)$$

где $x_r(C_m) = x - l_{con} - \frac{l_c}{2} + r_n \sin \gamma - C_m$.

Уравнение задней границы зоны контакта заготовки с оправкой (уравнение задней границы зоны деформации заготовки по стенке) $L_s(\theta, C_m)$ определяется как корень уравнения

$$R_k(x = L_s, \theta) - [\rho_o(x = L_s, C_m) + S_0(\theta)] = 0, \quad (11.2)$$

Величина радиального зазора $Z(x, \theta, C_m)$ между поверхностями валка в оправки определится из уравнения

$$Z(x, \theta, C_m) = R_k(x, \theta) - \rho_o(x, C_m). \quad (11.3)$$

Уравнение передней границы зоны деформации заготовки по стенке) $L_{sp}(\theta, C_m)$ определится из условия

$$L_{sp}(\theta, C_m) = \text{Minimize}(Z, x), \quad (11.4)$$

Толщина стенки трубы на выходе из очага деформации определится на основании логического условия

$$S_t(\theta, C_m) = \begin{cases} S_0(\theta) & \text{if } Z[L_{sp}(\theta, C_m), \theta, C_m] \geq S_0(\theta) \\ Z[L_{sp}(\theta, C_m), \theta, C_m] & \text{if } Z[L_{sp}(\theta, C_m), \theta, C_m] < S_0(\theta) \end{cases} \quad (11.5)$$

из логического условия (3) и уравнения (4) соответственно.

При смещении оправки в направлении прокатки на величину C_m (рис. 2б) уравнение профиля оправки имеет вид следующего логического условия:

Вертикальное давление металла на валок P определится из условия

$$P(C_m) = p_r F_{gr}(C_m) + p_s F_{gs}(C_m), \quad (11.6)$$

где $F_{gr}(C_m)$, $F_{gs}(C_m)$ – горизонтальные проекции контактных поверхностей в зонах редуцирования и обжатия по стенке соответственно при смещении оправки в направлении прокатки;

$$F_{gr}(C_m) = 2 \int_0^{\frac{\pi}{2}} [L_g(\theta) - L_{s+}(\theta, C_m)] \times \\ \times R_k(0, \theta) \cos \theta d\theta \\ L_{s+}(\theta, C_m) = \begin{cases} L_s(\theta, C_m) & \text{if } L_s(\theta, C_m) \geq 0 \\ 0 & \text{if } L_s(\theta, C_m) < 0 \end{cases}; \\ F_{gs}(C_m) = 2 \int_0^{\frac{\pi}{2}} [L_s(\theta, C_m) - L_+(\theta, C_m) + \\ + \left(\frac{l_c}{2} + C_m\right) \cdot \begin{cases} 1 & \text{if } \frac{l_c}{2} \geq |C_m| \\ 0 & \text{if } \frac{l_c}{2} < |C_m| \end{cases}] R_k(C_m, \theta) \cos \theta d\theta; \\ L_+(\theta, C_m) = \begin{cases} \frac{l_c}{2} + C_m & \text{if } S_t(\theta, C_m) < S_0 \\ 0 & \text{if } S_t(\theta, C_m) \geq S_0 \end{cases}.$$

Величина осевого сжимающего усилия P_o , воздействующего на оправочный стержень, составит величину

$$P_o(C_m) = \left\{ f_o \left[F_{occon}(C_m) \cos \gamma + F_{ocil}(C_m) \right] + F_{con}(C_m) \sin \gamma \right\} P_o, \quad (11.7)$$

где

$$F_{ocil}(C_m) = \pi d_o \left(\frac{l_c}{2} + C_m \right) \cdot \begin{cases} 1 & \text{if } \frac{l_c}{2} \geq |C_m| \\ 0 & \text{if } \frac{l_c}{2} < |C_m| \end{cases}$$

площадь контакта металла с оправкой на цилиндрическом пояске при смещении оправки в направлении прокатки;

$$F_{occon}(C_m) = 4 \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left(\int_{L_+(\theta, C_m)}^{L_s(\theta, C_m)} \rho_o(x, C_m) dx \right) d\theta -$$

площадь контакта металла с оправкой на коническом участке оправки при смещении оправки в направлении прокатки.

4. Корректировка высоты калибра при смещении оправки

Изменение обжатия стенки в вершине калибра по отношению к величине обжатия при исходной настройке ΔS_b определится из уравнения

$$\Delta S_b(C_m) = S_t(0, C_m) - S_{tu}(0). \quad (12.1)$$

Для компенсации утолщения стенки в вершине калибра при смещении оправки за линию центров валков автоматического стана необходимо сводить валки (уменьшать фактическую высоту калибра клетки h' по отношению к величине h , имеющей место при исходной настройке) на величину

$$\Delta H(C_m) = 2\Delta S_b(C_m). \quad (12.2)$$

5. Параметры прокатки при одновременном смещении оправки в направлении прокатки и сведении валков

Геометрические параметры калибра валка $R_b = \overline{OO_h} = \overline{O'_k O'_h} = h$, b , ρ , θ_b и $R_k(x, \theta)$, величина вертикального смещения валка δ , величина осевого смещения оправки C_m и фактические геометрические параметры калибра клетки R'_b , θ'_b , h' , θ' , b' и $R'_k(x, \theta)$ связаны между собой уравнениями (10.1-5) и (11.1-5).

Однако в этих уравнениях величина δ является функцией осевого смещения оправки C_m в соответствии с зависимостью

$$\delta(C_m) = -\frac{\Delta H(C_m)}{2}. \quad (13)$$

Соответственно, при такой постановке задачи, все параметры процесса прокатки следует рассматривать как функции осевого смещения оправки C_m .

Результаты и их обсуждение

1. Исследование параметров прокатки труб в автоматическом стане при исходной установке валков и оправки

На рис. 4 приведены зависимости вертикального давления на валок P и осевого сжимающего усилия на оправочный стержень P_o от угла конусности оправки γ и длины её цилиндрического пояска l_c . Параметры расчёта: материал гильзы Сталь 20; размер исходной гильзы $D_g \times S_g = 331 \times 11$ мм; температура прокатки $t^o = 1100^oC$; диаметр валков $D_b = 1000$ мм; радиус (высота) калибра $R_k = h = 158,5$ мм; овальность калибра $\lambda = 1,045$; угол выпуска калибра $\theta_b = 30^o$; диаметр оправки $d_o = 302$ мм; коэффициент трения на поверхности валка $f = 0,26$; коэффициент трения на поверхности оправки $f_o = 0,15$. Результаты расчётов показывают, что увеличение угла γ и уменьшение длины пояска l_c позволяют существенно снизить величины P и P_o . В производственных условиях увеличение угла γ в область $\gamma > 10^o$ ограничено условиями вторичного захвата и снижением возможного обжатия стенки $\Delta S = S_g - S_t$ [1, 2, 4]. Уменьшение длины пояска l_c в область $l_c < 15$ мм ограничено наличием осевой вибрации (продольных колебаний) оправки в процессе прокатки [11].

На рис. 5 представлены результаты расчета изменения толщины стенки по периметру черновой трубы при прокатке с использованием калибра валков "165" ($h = 82,5$ мм; $b = 87,45$ мм; $\theta_b = \frac{\pi}{6}$, $\rho = 144,67$ мм) и оправок разного ($d_{o1} = 121$ мм; $d_{o2} = 123$ мм), или одинакового диаметра ($d_o = 122$ мм). Также на рис. 5 показан

характер изменения толщины стенки S_r по периметру трубы после её раскатки в риллинге (сплошная линия).

Анализ результатов расчетов показывает, что при $\delta = 0$ расчётная поперечная разностенность трубы после её раскатки в риллинге равна нулю как при прокатке на одинаковых оправках, так и прокатке на двух разных оправках. Различие заключается в том, что, при использовании двух одинаковых оправок, в риллинг поступает черновая труба с постоянной по периметру толщиной стенки (рис. 5б). При обкатке такой трубы колебание динамических параметров процесса обкатки (давление на валки риллинга, момент прокатки и др.) значительно меньше,

чем при прокатке черновой трубы с переменной по периметру (рис. 5а) толщиной стенки. Этот факт должен положительно сказываться на условиях эксплуатации оборудования и точности готовых труб.

Сделанный вывод подтверждается практическим опытом. Так, в условиях ТПА-350 ООО «Интерпайп Нико Тюб» в течение длительного периода при изготовлении труб диаметром менее 273 мм прокатку в автоматическом стане осуществляют с использованием в обоих проходах оправок одинакового диаметра, что, по накопленным статистическим данным, положительно сказалось на точности готовой продукции.

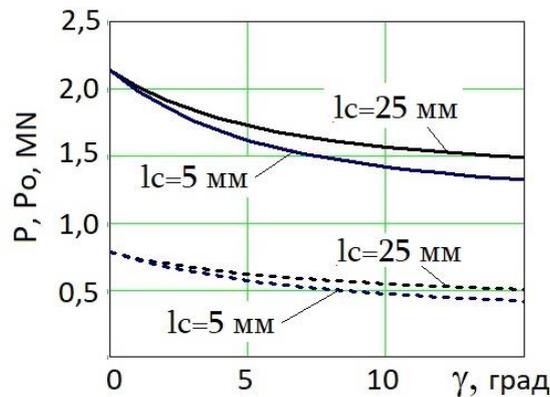


Рис. 4. Зависимости вертикального давления на валок P (сплошные) и осевого сжимающего усилия на оправочный стержень P_o (пунктир) от угла конусности оправки γ и длины её цилиндрического пояса l_c

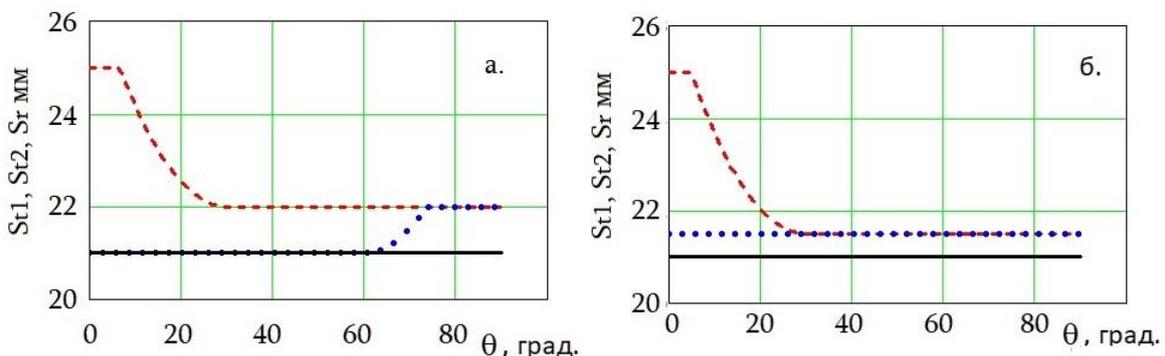


Рис. 5. Изменение толщины стенки на $\frac{1}{4}$ периметра трубы после первого (штриховая линия) и второго (точки) прохода при прокатке на оправках разного (а) и одинакового (б) диаметра (гильза 177 x 25 мм, номинальный диаметр черновой трубы 165 мм)

2. Исследование параметров прокатки при вертикальном смещении валков

На рис. 7 показаны изменения радиуса калибра клетки $R_{k0}(\theta)$ по $\frac{1}{2}$ его периметра на вы-

ходе из очага деформации ($x=0$) при отсутствии вертикального смещения валка ($\delta=0$) и при его наличии (валки – калибр “165”). Как видно из представленных данных, даже относи-

тельно небольшое смещение центра калибра валка O_k относительно центра калибра клетки O существенно искажает геометрические параметры калибра клетки.

На рис. 8 представлены результаты расчета характера изменения толщины стенки по периметру трубы при прокатке в два прохода в автоматстане с использованием калибра валков “165” и двух оправок разного диаметра ($d_{o2} - d_{o1} = 2$ мм), или двух оправок одинакового диаметра $d_o = 0,5 \cdot (d_{o1} + d_{o2})$ при разведении валков на величину $2\delta = 3$ мм. Также показан характер изменения толщины стенки S_r по периметру трубы после её раскатки в риллинге.

В случае разведения валков автоматического стана и прокатке на оправках

разного диаметра ($d_{o2} = 2(h + \delta - S_r) = 126$ мм, $d_{o1} = 124$ мм) имеет место *расчётная* абсолютная поперечная разностенность трубы после риллинга, равная $\Delta S = 0,76$ мм (рис. 8а), что для $S_r = 5$ мм соответствует относительной поперечной разностенности $\overline{\Delta S} = \pm 7,6$ %. При прокатке на двух одинаковых оправках ($d_o = 125$ мм) *расчётная* поперечная разностенность трубы после риллинга значительно меньше, чем при прокатке на двух разных оправках (рис. 8б). В рассмотренном примере она составляет величину $\Delta S = 0,26$ мм, что для $S_r = 5$ мм соответствует относительной поперечной разностенности $\overline{\Delta S} = \pm 2,6$ %.

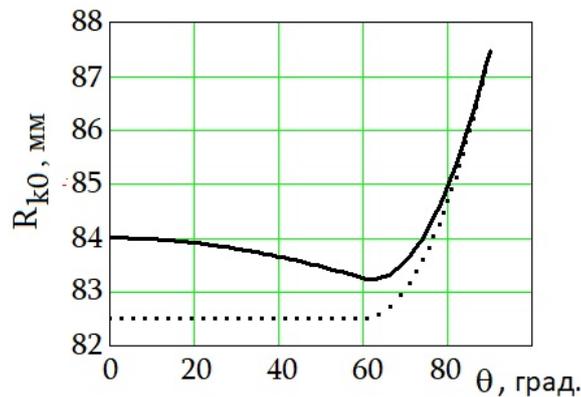


Рис. 7. Изменение радиуса калибра клетки по $\frac{1}{2}$ его периметра на выходе из очага деформации при $\delta = 0$ (точки) и $\delta = 1,5$ мм (линия)

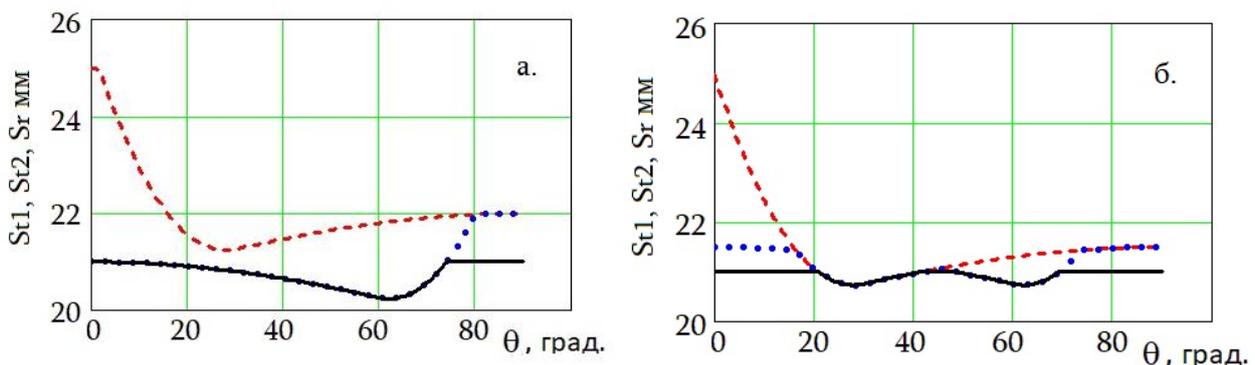


Рис. 8. Изменение толщины стенки на $\frac{1}{4}$ периметра трубы после первого (штриховая линия) и второго (точки) прохода при прокатке на оправках разного (а) и одинакового (б) диаметра (гильза 177x 25 мм, номинальный диаметр черновой трубы 168 мм)

На рис. 9 показана зависимость ошибки $\Delta \mu$ от овальности λ калибра “165” при прокатке черновой трубы номинальным диаметром 165 мм на оправках разного диаметра.

Как следует из приведенных данных, расчет по приближенной формуле (1) даёт завышенное значение вытяжки по сравнению с формулой (2). При реальных значениях овальности

калибра автоматического стана ($\lambda < 1,08$) при использовании оправок разного диаметра величина ошибки $\Delta\mu$ при прокатке тонкостенных труб может достигать $-(4...5)\%$. При использовании оправок одинакового диаметра величина ошибки $\Delta\mu$ не превышает $-(0,9...1,0)\%$.

3. Исследование параметров прокатки при осевом смещении оправки в направлении прокатки.

На рис. 10 показано изменение толщины стенки $S_t(\theta, C_m)$ по $\frac{1}{4}$ периметра трубы после прокатки в первом проходе автоматического стана с перемещением оправки за линию цен-

тров на величину C_m . На рис. 11 показаны горизонтальные проекции зон обжатия гильзы по стенке при различных величинах C_m . На рис. 12–13 приведены зависимости площади контакта металла с оправкой и осевого усилия, воздействующего на оправку, от величины C_m .

Параметры расчёта для рис. 10–13: исходная гильза 276×10 мм; диаметр оправки $d_o = 253$ мм; высота калибра $h = 133$ мм; овальность калибра $\lambda = 1,045$; $L_{opr} = 125$ мм; $\gamma = 10^\circ$; $l_c = 20$ мм; $\theta_b = 30^\circ$; $\rho = 197,4$ мм; $f_o = 0,15$.

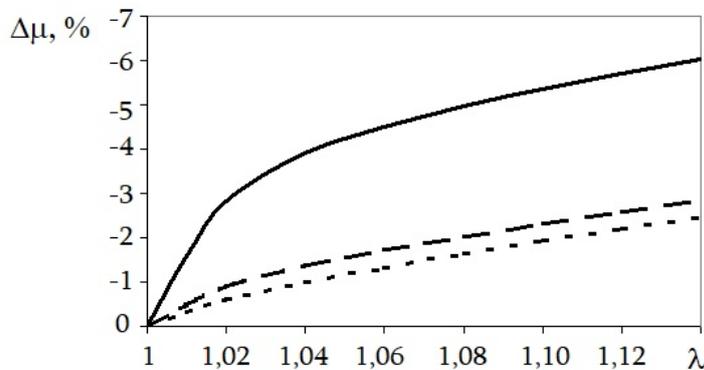


Рис. 9. Зависимость ошибки в определении вытяжки $\Delta\mu$ от овальности калибра “165”: гильза 177×10 мм, труба 165×6 мм (сплошная линия); $177 \times 25 \rightarrow 165 \times 21$ мм (пунктир); $177 \times 40 \rightarrow 165 \times 36$ мм (точки)

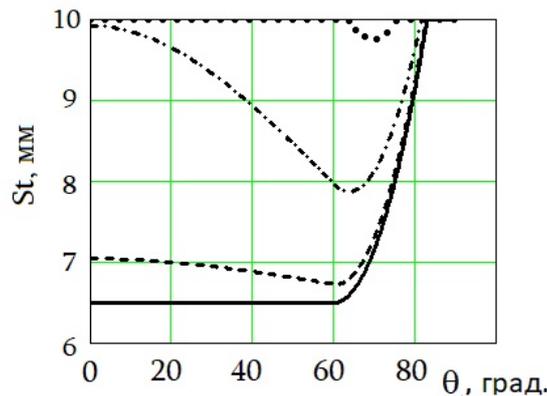


Рис. 10. Изменение толщины стенки по $\frac{1}{4}$ периметра трубы после первого прохода в автоматическом стане: сплошная линия $C_m = 0$; пунктир $C_m = -30$ мм; штрих-пунктир $C_m = -60$ мм; точки $C_m = -90$ мм

Анализ данных, приведенных на рис. 10 показывает, что при смещении оправки за линию центров валков автоматического стана на

абсолютную величину, более половины ширины цилиндрического пояса оправки l_c :

- обжатие по стенке исходной гильзы в

зоне вершини калибра стається нерівномірним;

- нерівномірність обжаття по стенке исходной гильзы в зоне вершини калибра возрастает с увеличением абсолютной величины смещения оправки C_m ;
- максимальное изменение обжатия стенки по отношению к величине обжатия при исходной настройке ($C_m = 0$) имеет место в вершине калибра (т.е. при $\theta = 0$).

Анализ данных, приведенных на рис. 11 и 12, позволяет сделать вывод о том, что смещение оправки в направлении прокатки преимущественно уменьшает протяжённость и площадь контакта заготовки с оправкой.

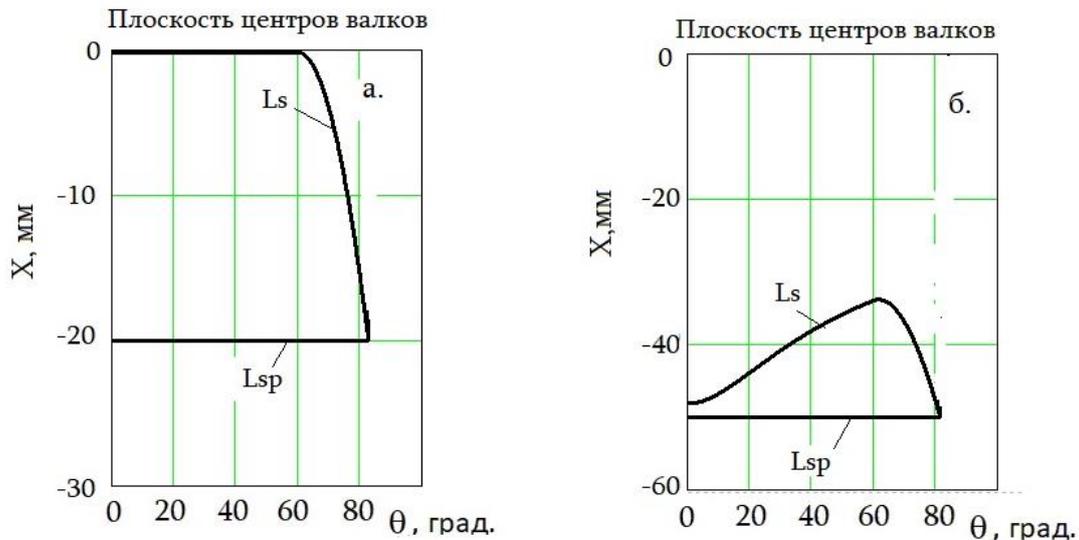


Рис. 11. Горизонтальные проекции зон обжатия гильзы по стенке: $C_m = -30$ мм (а); $C_m = -60$ мм (б)

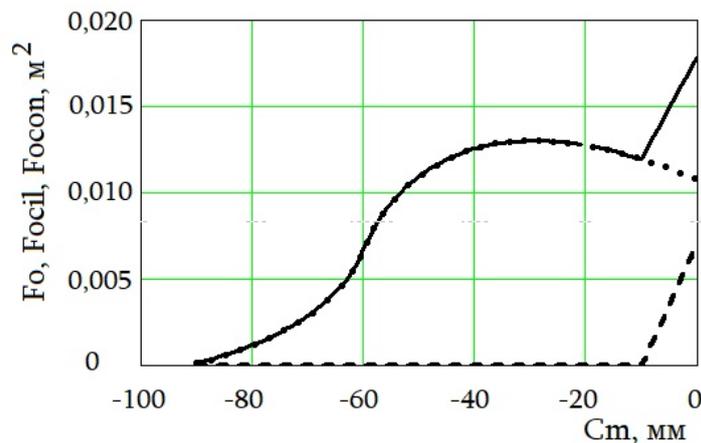


Рис. 12. Площадь контакта металла с оправкой: суммарная F_o (сплошная линия); на цилиндрическом пояске F_{ocil} (пунктир); на коническом участке F_{ocon} (точки)

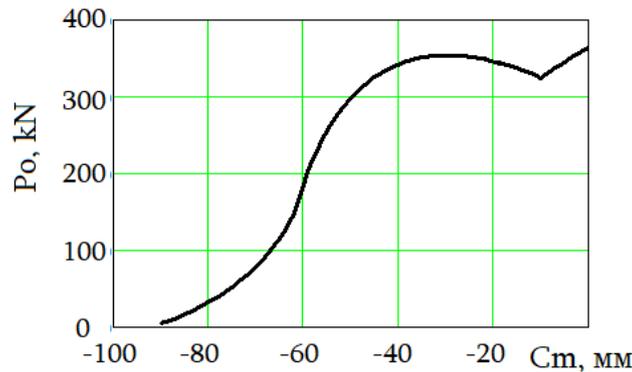


Рис. 13. Изменение усилия осевого воздействия на оправку P_o при смещении оправки в направлении прокатки

Анализ данных, приведенных на рис. 13, позволяет сделать вывод о том, что при смещении оправки в пределах $-\frac{l_c}{2} < C_m$ усилие осевого воздействия на оправку падает. При $-\frac{3l_c}{2} < C_m < -\frac{l_c}{2}$ усилие осевого воздействия на оправку возрастает.

При $C_m < -\frac{3l_c}{2}$ усилие P_o монотонно снижается, падая до нуля при величине смещения оправки $C_m \approx -90$ мм, при котором обжатие по стенке заготовки отсутствует.

4. Определение величины корректировки высоты калибра при смещении оправки

На рис. 14 показаны расчётные зависимости $\Delta H(C_m)$ при прокатке в автоматическом стане с использованием оправок с различными углами конусности γ .

Параметры расчёта для рис. 14–20: $D_b = 1000$ мм; $\Delta = 10$ мм; $h = 133$ мм; $\lambda_k = 1,045$; $d_o = 253$ мм; $l_c = 20$ мм; $r_n = 20$ мм; $L_o = 125$ мм; $\gamma = 10^\circ$; $f_o = 0,1$; $f = 0,26$; $\theta_b = 30^\circ$; $S_{tu} = 6,5$ мм; деформируемый материал Сталь 30ХГСА; температура прокатки 1100°C .

Анализ данных, приведенных на рис. 14 показывает, что при реальных углах конусности оправок ($\gamma \approx 10^\circ$) величина необходимой корректировки $\Delta H(C_m)$ положения валков не зависит от угла конусности оправки γ , а определяется исключительно величиной её осевого смещения C_m .

5. Исследование параметров прокатки при одновременном смещении оправки в направлении прокатки и сведении валков

На рис. 15 показаны изменения толщины стенки $S_t(\theta, C_m)$ по $\frac{1}{4}$ периметра трубы после первого прохода в автоматическом стане с перемещением оправки за линию центров на величину C_m и сведении валков на величину, определённую в соответствии с уравнением (13).

Сравнение данных, представленных на рис. 10 и 15 позволяет сделать вывод о том, что при $-60 \text{ мм} < C_m$ рассчитанная (рис. 14) величина сведения валков $\Delta H(C_m)$ позволяет избежать утолщения стенки в вершине калибра ($\theta = 0$) при смещении оправки за линию центров валков автоматического стана на величину C_m .

Анализ динамики изменения толщины стенки $S_t(\theta, C_m)$ по периметру трубы после прокатки в калибре автоматического стана позволяет обозначить следующие характерные варианты условий деформации по стенке гильзы в зависимости от величины смещения оправки за линию центров автоматического стана C_m .

Вариант I. Деформация по стенке гильзы происходит только до линии центров валков автоматического стана (для рассматриваемого примера при выдвигании оправки в пределах $-10 \text{ мм} \leq C_m \leq 0$ мм). Необходимость в “компенсирующем” сведении валков автоматического стана отсутствует, $\Delta H(C_m) = 0$ (см. рис. 14).

Вариант II. Деформация по стенке гильзы происходит как до линии центров, так и за линией центров валков автоматического стана

($-60 \text{ мм} < C_m \leq -10 \text{ мм}$). “Компенсуюче” сведение валков автоматического стана устраняет утолщение стенки в вершине калибра. Стенка трубы в зоне сопряжения вершины и выпуска калибра немного утоняется по отношению к номиналу (см. рис. 15).

Вариант III. Деформация по стенке гильзы происходит только за линией центров валков автоматического стана ($-80 \text{ мм} < C_m \leq -60 \text{ мм}$). Толщина стенки возрастает (причём – неравномерно по периметру калибра) и это утолщение не компенсируется сведением валков.

Вариант IV. Деформация по стенке гильзы происходит только за линией центров валков автоматического стана, причём в зоне вершины калибра обжатие по стенке исходной гильзы отсутствует ($-110 \text{ мм} < C_m \leq -80 \text{ мм}$).

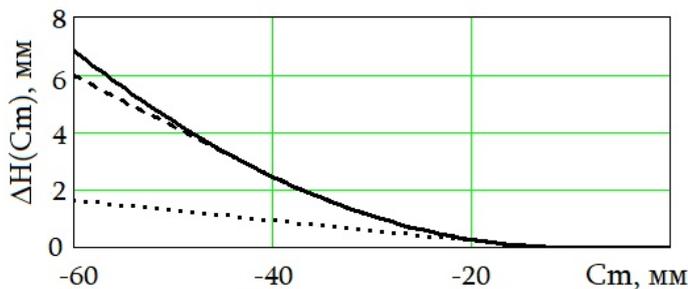


Рис. 14. Расчётная зависимость $\Delta H(C_m)$: угол конусности оправки $\gamma = 10^\circ$ (сплошная линия); $\gamma = 5^\circ$ (пунктир); $\gamma = 5^\circ$ (точки)

Вариант V. Смещение оправки настолько велико ($C_m < -110 \text{ мм}$), что обжатие по стенке исходной гильзы вообще отсутствует.

На рис. 16 представлено изменение относительного осевого усилия на оправку $P_{oOTN}(C_m) = \frac{P_o(C_m)}{P_{o0}}$ (здесь $P_o(C_m)$ – осевое усилие на оправку при смещении оправки за линию центров валков на величину C_m и соответствующем сведении валков автоматического стана на величину $\delta(C_m)$; P_{o0} – осевое усилие на оправку при прокатке с исходной настройкой автоматического стана). Римскими цифрами на рис. 16 обозначены варианты обжатия стенки согласно вышеприведенной классификации.

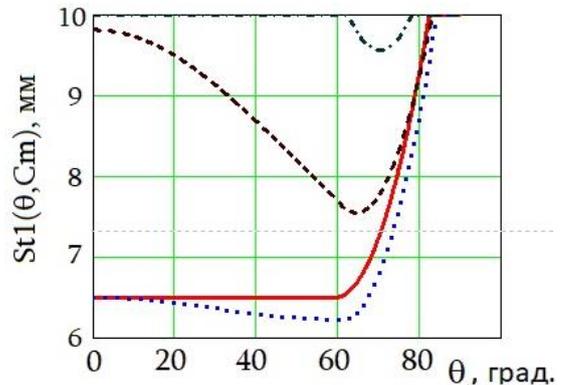


Рис. 15. Изменение толщины стенки по $\frac{1}{4}$ периметра трубы после первого прохода: сплошная линия $C_m = -10 \text{ мм}$; точки $C_m = -60 \text{ мм}$; пунктир $C_m = -80 \text{ мм}$; штрих-пунктир $C_m = -105 \text{ мм}$

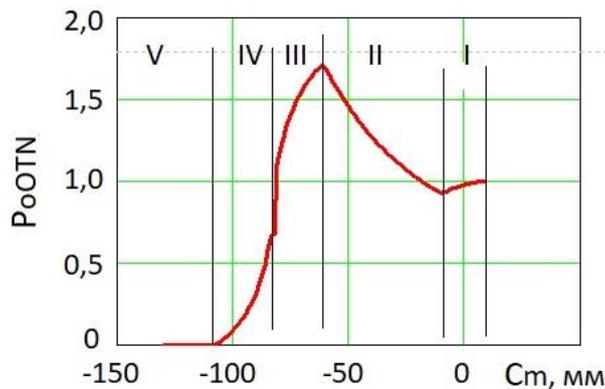


Рис. 16. Относительное осевое давление на оправку $P_{oOTN}(C_m)$ в первом проходе ($P_{o0} = 53,9 \text{ т}$).

На рис. 17 представлено изменение относительных площадей контакта металла с оправкой:

$$F_{oOTN}(C_m) = \frac{F_o(C_m)}{F_{o0}}, \quad F_{ocilOTN}(C_m) = \frac{F_{ocil}(C_m)}{F_{ocil0}}$$

$$F_{oconOTN}(C_m) = \frac{F_{ocon}(C_m)}{F_{ocon0}}, \quad (\text{здесь } F_o(C_m),$$

$F_{ocil}(C_m)$, $F_{ocon}(C_m)$ – соответственно полная площадь контакта металла с оправкой, площадь контакта металла с цилиндрическим пояском оправки и площадь контакта металла с коническим участком оправки при смещении оправки за линию центров валков на величину C_m и соответствующем сведении валков автоматического стана на величину $\delta(C_m)$; F_{o0} , F_{ocil0} , F_{ocon0} – соответственно полная площадь контакта металла с оправкой, площадь контакта металла с цилиндрическим пояском оправки и площадь контакта металла с коническим участком оправки при прокатке с *исходной настройкой* автоматического стана). Римскими цифрами на рис. 17 обозначены варианты обжатия стенки согласно вышеприведенной классификации.

На рис. 18 представлено изменение относительного вертикального усилия на валок

$$P_{OTN}(C_m) = \frac{P(C_m)}{P_0} \quad (\text{здесь } P(C_m) \text{ – вертикальное}$$

усилие на валок при смещении оправки за линию центров валков на величину C_m и соответствующем сведении валков автоматического стана на величину $\Delta H(C_m)$; P_0 – вертикальное усилие на валок при прокатке с *исходной настройкой* автоматического стана). Римскими цифрами на рис. 18 обозначены варианты обжатия стенки согласно вышеприведенной классификации.

На рис. 19 представлено изменение относительных горизонтальных проекций площадей контакта металла с валком

$$F_{grOTN}(C_m) = \frac{F_{gr}(C_m)}{F_{gr0}}, \quad F_{gsOTN}(C_m) = \frac{F_{gs}(C_m)}{F_{gs0}}$$

(здесь $F_{gr}(C_m)$, $F_{gs}(C_m)$ – соответственно горизонтальная проекция площади контакта металла с валком в зоне редуцирования гильзы по диаметру и горизонтальная проекция площади контакта металла с валком в зоне обжатия гильзы по стенке при смещении оправки

за линию центров валков на величину C_m и соответствующем сведении валков автоматического стана на величину $\Delta H(C_m)$; F_{gr0} , F_{gs0} – соответственно горизонтальная проекция площади контакта металла с валком в зоне редуцирования гильзы по диаметру и горизонтальная проекция площади контакта металла с валком в зоне обжатия гильзы по стенке при прокатке с *исходной настройкой* автоматического стана) при прокатке в первом проходе.

Римскими цифрами на рис. 19 обозначены варианты обжатия стенки согласно вышеприведенной классификации.

На рис. 20 показано изменение толщины стенки $S_{12}(\theta, C_m)$ по $\frac{1}{4}$ периметра черновой трубы после *второго* прохода в автоматическом стане.

Обобщая результаты проведенных расчётов, можно сделать следующие выводы. Смещение оправки в направлении прокатки до положения, при котором плоскость центров валков совпадёт с плоскостью сопряжения цилиндрического и конического участков оправки, немного снижает осевое усилие на оправку и, следовательно, улучшает условия захвата заготовки. Дальнейшее смещение оправки в направлении прокатки не улучшает условия захвата, но приводит к искажениям очага деформации, требующим для их компенсации сведения валков на величину $\delta(C_m)$. Сведение валков, в свою очередь, увеличивает осевое усилие на оправку, что ухудшает условия захвата заготовки.

Таким образом, можно рекомендовать как оптимальное такое положение оправки, при котором плоскость центров валков совпадает с плоскостью сопряжения цилиндрического и конического участков оправки.

Выводы

1. Для повышения точности готовых труб целесообразно при прокатке в автоматическом стане использовать в первом и втором проходах оправки одинакового диаметра.

2. При прокатке в автоматическом стане необходимо, чтобы фактический зазор между валками Δ' соответствовал зазору Δ , для которого были рассчитаны параметры калибра валков.

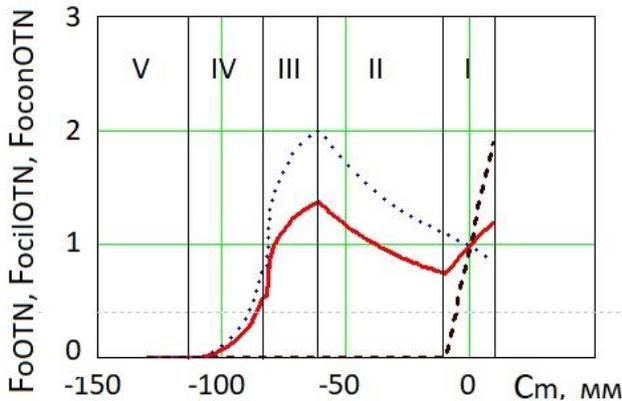


Рис. 17. Относительные площади контакта металла с оправкой $F_{oOTN}(C_m)$, $F_{ocilOTN}(C_m)$, $F_{ocoOTN}(C_m)$ в первом проходе ($F_{o0} = 24821 \text{ мм}^2$; $F_{ocil0} = 7948 \text{ мм}^2$; $F_{oco0} = 16873 \text{ мм}^2$): $F_{oOTN}(C_m)$ – сплошная линия; $F_{ocilOTN}(C_m)$ – пунктир; $F_{ocoOTN}(C_m)$ – точки

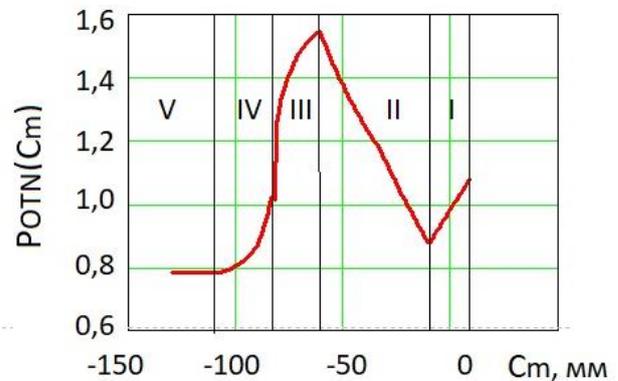


Рис. 18. Относительное вертикальное давление на валок $P_{OTN}(C_m)$ в первом проходе ($P_0 = 117,3 \text{ т}$)

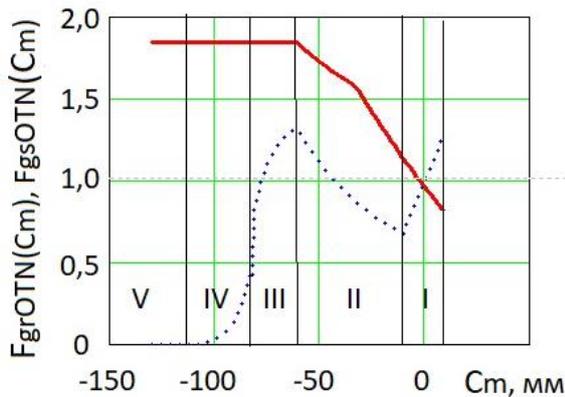


Рис. 19. Относительные горизонтальные проекции площадей контакта металла с валком

$$F_{grOTN}(C_m) = \frac{F_{gr}(C_m)}{F_{gr0}}, \quad F_{gsOTN}(C_m) = \frac{F_{gs}(C_m)}{F_{gs0}}$$

в первом проходе ($F_{gr0} = 12438 \text{ мм}^2$; $F_{gs0} = 6755 \text{ мм}^2$):

$F_{grOTN}(C_m)$ – сплошная линия; $F_{gsOTN}(C_m)$ – точки

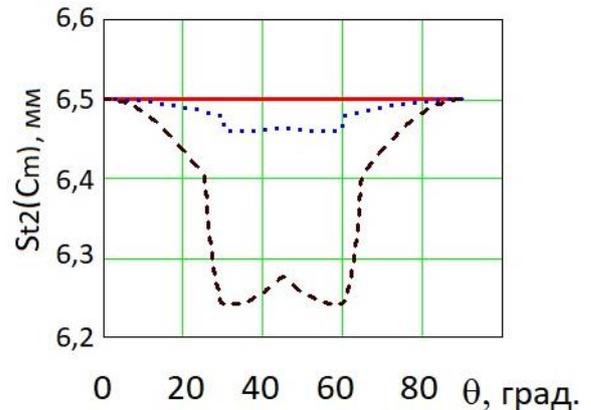


Рис. 20. Изменение толщины стенки $S_{t2}(\theta, C_m)$ по $\frac{1}{4}$ периметра трубы после второго прохода: сплошная линия $C_m = -10 \text{ мм}$; точки $C_m = -30 \text{ мм}$; пунктир $C_m = -60 \text{ мм}$

3. Смещение оправки в направлении прокатки уменьшает протяжённость и площадь контакта заготовки с оправкой.

4. Смещение оправки в направлении прокатки до положения, при котором плоскость центров валков совпадёт с плоскостью сопряжения цилиндрического и конического участков

оправки, снижает осевое усилие на оправку.

5. Смещение оправки в направлении прокатки на величину, превышающую $l_c/2$, приводит к искажениям очага деформации, требующим для его компенсации сведения валков на величину $\delta(C_m)$.

6. Можно рекомендовать как оптимальное такое положение оправки, при котором плоскость центров валков совпадает с плоскостью сопряжения цилиндрического и конического участков оправки.

Библиографический список

1. Данилов Ф. А., Глейберг А. З., Балакин В. Г. *Горячая прокатка и прессование труб*. Изд. 3-е. Москва : Metallurgiya, 1972. 576 с.
2. *Comparison of Different Longitudinal Plug Tube Rolling Schemes* / G. I. Gulyaev, Y. G. Gulyaev, V. K. Pozumentshikov, Y. I. Shifrin. *Iron and Steel Maker*, November, 2002. P. 25-30.
3. Позументщиков В. К., Перчаник В. В., Гуляева Н. Ю. Продольная прокатка труб в круглом калибре с деформацией за линией центров валков. *Теория и практика металлургии*. 2002. № 1. С. 44-51.
4. Анализ условий захвата при продольной прокатки труб на короткой оправке / Ю. Г. Гуляев, В. М. Друян, Е. И. Шифрин и др. // *Теория и практика металлургии*. 2004. №5, С. 51-58.
5. Совершенствование процесса продольной прокатки труб на короткой оправке / Ю. Г. Гуляев, Е. И. Шифрин, Н. Ю. Квитка, В. К. Позументщиков // *Сталь*, 2005, №1. С. 63–65.
6. Патент України № 72647. Спосіб багатопрохідної поздовжньої прокатки труб у каліброваних валках на короткій нерухомій оправці / А. І. Козловський, Ю. Г. Гуляев, Є. І. Шифрін та ін. *Бюлетень промислової власності*, 2005. № 3.
7. Гуляев Ю. Г., Шифрин Е. И., Николаенко Ю. Н. Анализ условий захвата при продольной прокатке в круглых калибрах / В сб. «*Материалы X Международной конференции «Молодые учёные 2019 – от теории к практике»*». Днепро : НМетАУ, 2019. С. 24-27.
8. Гуляев Ю. Г., Шифрин Е. И., Фролов Я. В. Методика визначення катаючого радіусу при безоправочній поздовжній прокатці труб. *Теорія і практика металургії*, 2019. № 1. С. 35-40.
9. Гуляев Ю. Г., Шифрин Е. И., Фролов Я. В. Анализ условий контактного взаимодействия при продольной прокатке в круглых калибрах. *Сталь*, 2019. № 11. С. 38-41.
10. Гуляев Ю. Г., Николаенко Ю. М. *Технологічні процеси обробки металів тиском*. Частина IX: Навч. посібник. Дніпро : НМетАУ, 2019. 52 с.
11. Рахманов С. Р., Тополов В. Л. Экспериментальное исследование виброактивности

станов винтовой прокатки труб трубопрокатного агрегата. *Вибрация в технике и технологиях*, 2011, № 2 (62). С. 91-96.

Reference

1. Danilov, F. A., Gleyberg, A. Z., Dalakin, V. G. (1972). *Goryachaya prokatka I pressovaniye trub*. Moskva, Metallurgiya
2. Gulyaev, G. I., Gulyaev, Y. G., Pozumentshikov, V. K., Shifrin, Y. I. (2002). Comparison of Different Longitudinal Plug Tube Rolling Schemes. *Iron and Steel Maker*, November, 25-30
3. Pozumentshikov, V. K., Perchanik, V. V., Gulyaeva, N. Y. (2002). Prdolnaya prokatka trub v kruglom kalibre s deformaciey za liniey centrov valkov. *Teoriya i praktika metallurgii*, (1), 44-51
4. Gulyaev, Y. G., Drujan, V. M., Shifrin, E. I. et al. (2004). Analiz usloviy zahvata pri prodol'noy prokatke trub na korotkoy opravke. *Teoriya i praktika metallurgii*, (5), 51-58
5. Gulyaev, Y. G., Shifrin, E. I., Kvitka, N. Yu., Pozumentshikov V. K. (2005). Sovershenstvovaniye processa prodol'noy prokatki trub na korotkoy opravke. *Stal*, (1), 63-65
6. Kozlovskiy, A. I., Gulyaev, Y. G., Shifrin E. I. et al. (2005). Patent Ukraine 72647. Sposib bagatoprohignoyi pozdovjnyoi prokatki trub u kalibrovanih valkakh na korotkiy neruhmiy opravgi. *Buletен promislovoyi vlasnosti*, (3)
7. Gulyaev, Y. G., Shifrin, E. I., Nikolayenko, Y. N. (2019). Analiz usloviy zahvata pti prodol'noy prokatke v kruglih kalibrah. *Materiali X Mezhdunarodnoy konferencii "Molodiye uchyoniye 2019 – ot teotiyi k praktike"*, Dnipro, NMetAU, 24-27
8. Gulyaev, Y. G., Shifrin, E. I., Frolov, J. V. (2019). Metodika viznachennya katayuchogo radiusu pti bezopravochniy pozdovjniy prokatci trub. *Teoriya i praktika metallurgii*, (1), 35-40
9. Gulyaev, Y. G., Shifrin, E. I., Frolov, J. V. (2019). Analiz usloviy kontaktnogo vzaimodeystviya pri prodol'noy prokatke v kruglih kalibrah. *Stal*, (11), S. 38-41
10. Gulyaev, Y. G., Nikolayenko, Y. N. (2019). *Tehnologichni procesi obrobki metaliv tiskom*. Chastina IX: Navchal'niy posibnik. – Dnipro, NMetAU
11. Rahmanov, S. R., Topolov, V. L. (2011). Eksperimentalnoye isslidovaniye vibroaktivnosti stanov vintovoy prokatki trub truboprokatnogo agregata. *Vibraciya v tehnik i tehnologiyah*, 2(62), 91-96

Гуляєв Юрій Геннадійович, професор, доктор технічних наук, науковий консультант, ТОВ «Інтерпайп Ніко Тьюб», м. Дніпро, Україна, gulyaev.y51@gmail.com

Шифрін Євген Ісайович, доктор технічних наук, професор, кафедра обробки металів тиском, Національна металургійна академія України, м. Дніпро, Україна, shifrinei48@gmail.com

Квітка Наталія Юрївна, кандидат технічних наук, консультант, George Brown College, м. Торонто, Канада, nataliya.kvitka@gmail.com

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ УМОВ ПРОКАТКИ ТРУБ В АВТОМАТИЧНОМУ СТАНІ НА ТЕХНОЛОГІЧНІ ПАРАМЕТРИ ТА ЯКІСТЬ ТРУБ

Мета – розробка методики дослідження впливу умов прокатки труб в круглих калібрах в автоматичному стані на короткій оправці на технологічні параметри процесу деформації, силові параметри та геометрію труб, що прокатуються.

Методика. При виконанні досліджень використано математичну модель процесу деформації за два проходи при поздовжній прокатці труб в круглих калібрах на короткій оправці в автоматичному стані, яка дозволяє при заданих конструктивних параметрах калібрів та оправок і їх настройках визначати зміну товщини стінки труби по її периметру, величину контактної поверхні та осьові зусилля при прокатці.

Результати. Дослідження процесу прокатки труб в автоматичному стані, котру, зазвичай, здійснюють за два проходи, використовуючи той самий калібр валків з кантовкою труби на 90° між проходами дозволили встановити наступне.

Якщо прокатку в обох проходах здійснювати на оправках однакового діаметра ($d_{o1} = d_{o2}$), то *теоретично* товщина стінки S_{t2} готової чорнової труби буде незмінною по її периметру. Якщо прокатку здійснювати на оправках різних діаметрів (зазвичай $\Delta d_o = d_{o2} - d_{o1} > 0$), то, навіть теоретично, товщина стінки S_{t2} готової чорнової труби буде змінна по її периметру. Зазвичай таблиці прокатки в автоматичному стані розробляють таким чином, що для частки сортаменту зазор Δ між валками, вибраний при проектуванні калібру, не співпадає з фактичним зазором між валками Δ' ($\Delta' > \Delta$). Найвність різниці $\delta = \frac{\Delta' - \Delta}{2}$ призводить до того, що, навіть при прокатці з використанням оправок однакового діаметра, товщина стінки S_{t2} готової чорнової труби буде змінюватися по її периметру.

На підставі аналізу геометричних параметрів прокатки дана оцінка щодо впливу величин δ , Δd_o и C_m на характер зміни товщини стінки труби S_t по її периметру. Проаналізовано силові параметри прокатки труб при різних величинах зміщення оправки C_m в напрямку прокатки. Встановлено, що зміщення оправки в напрямку прокатки до положення, в якому площа центрів валків співпадає з площиною з'єднання циліндричної та конічної ділянок оправки, зменшує осьове зусилля на оправку и, відповідно, покращує умови захвата заготовки. Подальше зміщення оправки в напрямку прокатки не покращує умови захвата, натомість призводить до спотворення форми осередку деформації, що потребують для їх компенсації зведення валків на величину $\delta(C_m)$. Зведення валків, в свою чергу, підвищує осьове зусилля на оправку, що погіршує умови захвата заготовки.

Наукова новизна. З використанням розрахункових методів та математичного моделювання процесу деформації в автоматичному стані поздовжньої прокатки труб на короткій оправці обґрунтовано, що використання в кожному з двох проходів оправок однакового діаметра знижує величину поперечної різностінності труб. Отримано аналітичні залежності, що дозволяють визначити оптимальні настройки автоматичного стану для різних умов прокатки. Для автоматичних станів визначені залежності спотворення форми осередку деформації та зміни силових параметрів процесу від положення оправки.

Практична цінність. Запропоновані методики для визначення параметрів настройки стану поздовжньої прокатки труб на короткій оправці можуть використовуватися в автоматичних станах кла-

сичного типу та станах-тандем для керування процесом деформації стінки. Рекомендовано вести прокатку в обох проходах на однакових оправках, встановлюючи оправку в положенні, коли площа центрів валків співпадає з площиною з'єднання циліндричної та конічної ділянок оправки.

Ключові слова: поздовжня прокатка труб, автоматичний стан, товщина стінки, тиск на валки, осьове зусилля на оправку.

Yuriy Gulyaev, Professor, Doctor of Technical Science, Science Consultant, JSC “Interpipe Niko Tube”, Dnipro, Ukraine, gulyaev.y51@gmail.com

Yevgen Shyfrin, Doctor of Technical Science, Professor, Department of Metal Forming, National Metallurgical Academy of Ukraine, Dnipro, Ukraine, shifrinei48@gmail.com

Nataliya Kvitka, Ph.D., Consultant, George Brown College, Toronto, ON, Canada, nataliya.kvitka@gmail.com

RESEARCH OF THE INFLUENCE OF TUBE ROLLING CONDITIONS IN THE PLUG MILL ON TECHNOLOGICAL PARAMETERS AND TUBE QUALITY

The purpose is to develop a methodology for studying the influence of the conditions of forming tubes in round calibers in a plug mill on a short mandrel on the technological parameters of the forming process, force parameters, and geometry of produced tubes.

Methods. When conducting the research, the following was used: a mathematical model of the deformation process during two-pass longitudinal rolling of tubes in round calibers on a short mandrel in a plug mill, which allows, with given design parameters of calibers and mandrels and their settings, to determine the change in the wall thickness along tube's perimeter, the size of the contact surface, and axial forces when rolling.

Results. Studies of the process of rolling tubes in a plug mill, which, as a rule, is carried out in two passes, using the same caliber of rolls with a tube bevelling at 90 degrees between passes, made it possible to establish the following.

Tube rolling in a plug mill, as a rule, is carried out in two passes, using the same caliber of rolls with a 90° pipe canting between passes. If rolling in both passes is carried out on plugs of the same diameter ($d_{o1} = d_{o2}$), then *theoretically* the wall thickness of the finished rough pipe will be constant around its perimeter. If rolling is carried out on plugs of different diameters (as a rule, $\Delta d_o = d_{o2} - d_{o1} > 0$) then, even theoretically, wall thickness of the finished rough pipe will be volatile around its perimeter. Usually, tables of tube rolling in a plug mill are created in such a way that, for part of the assortment, the gap Δ between the rolls adopted during the design of the gauge does not equal the actual gap between the rolls Δ' ($\Delta' > \Delta$).

Existence of this discrepancy $\delta = \frac{\Delta' - \Delta}{2}$ leads to the fact that, even while rolling using mandrels of the same diameter, the wall thickness S_{t2} of the finished rough pipe will be volatile around its perimeter.

Based on the analysis of the geometric parameters of the rolling process, an assessment was made of the influence of the values of δ , Δd_o and C_m on the nature of the change in the thickness of the pipe wall along its perimeter. The power parameters of the pipe rolling process were analyzed for various values of the plug displacement in the rolling direction. It has been identified that the displacement of the plug in the rolling direction to a position at which the plane of the roll centers coincides with the linking plane of the cylindrical and conical sections of the plug slightly reduces the axial force applied to the mandrel and, therefore, improves the conditions for gripping the workpiece by the rolls. Further displacement of the plug in the rolling direction does not improve the gripping conditions, but leads to distortions of the deformation zone, which requires reduction of the gap between the rolls by the value of $\delta(C_m)$ to compensate for them. Reduction of the gap between the rolls, in its turn, increases the axial force applied to the mandrel, which worsens the conditions for gripping the workpiece.

Originality. Using computational methods and mathematical modeling of the deformation process in a plug longitudinal rolling mill on a short mandrel, it is substantiated that the use of mandrels of the same di-

ameter in each of the two passes reduces the transverse wall thickness difference of the tubes. Analytical dependencies are obtained that substantiate the optimal settings of a plug mill for various rolling conditions. For plug mills, the dependences of the distortion of the deformation zone and the force parameters of the process on the position of the mandrel have been determined.

Practical implications. The proposed methods for determining the tuning parameters of a longitudinal tube rolling on a short mandrel can be used in plug mills of the classical type and tandem mills to control the process of wall deformation. It is recommended to carry out rolling in two passes on identical mandrels, setting the mandrel in a position in which the plane of the roll centers coincides with the interface plane of the cylindrical and conical sections of the mandrel.

Keywords: longitudinal rolling of pipes, plug mill, wall thickness, pressure on the rolls, axial force on the plug.

Гуляев Юрий Геннадиевич, профессор, доктор технических наук, научный консультант, ООО «Интерпайп Нико Тьюб», г. Днепр, Украина, gulyaev.y51@gmail.com

Шифрин Евгений Исаевич, доктор технических наук, профессор, кафедра обработки металлов давлением, Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепр, Украина, shifrinei48@gmail.com

Квитка Наталья Юрьевна, кандидат технических наук, консультант, George Brown College, г. Торонто, Канада, nataliya.kvitka@gmail.com

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ ПРОКАТКИ ТРУБ В АВТОМАТИЧЕСКОМ СТАНЕ НА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ И КАЧЕСТВО ТРУБ

Цель – разработка методики исследования влияния условий прокатки труб в круглых калибрах в автоматическом стане на короткой оправке на технологические параметры процесса деформации, силовые параметры и геометрию прокатанных труб.

Методика. При выполнении исследований использованы: математическая модель процесса деформации при двухпроходной продольной прокатке труб в круглых калибрах на короткой оправке в автоматическом стане, позволяющая при заданных конструктивных параметрах калибров и оправок и их настройки определять изменение толщины стенки трубы по её периметру, величину контактной поверхности и осевые усилия при прокатке.

Результаты. Исследования процесса прокатки труб в автоматическом стане, которую, как правило, осуществляют в два прохода, используя один и тот же калибр валков с кантовкой трубы на 90° между проходами позволили установить следующее. Если прокатку в обоих проходах осуществлять на оправках одинакового диаметра ($d_{o1} = d_{o2}$), то теоретически толщина стенки S_{t2} готовой черновой трубы будет постоянна по её периметру. Если прокатку осуществлять на оправках разного диаметра (как правило $\Delta d_o = d_{o2} - d_{o1} > 0$), то, даже теоретически, толщина стенки S_{t2} готовой черновой трубы будет переменна по её периметру. Обычно таблицы прокатки в автоматическом стане составляют таким образом, что для части сортамента зазор Δ между валками, принятый при проектировании калибра, не совпадает с фактическим зазором между валками Δ' ($\Delta' > \Delta$). Наличие расхождения $\delta = \frac{\Delta' - \Delta}{2}$ приводит к тому, что, даже при прокатке с использованием оправок одного и того же диаметра, толщина стенки S_{t2} готовой черновой трубы будет переменна по её периметру.

На основании анализа геометрических параметров прокатки дана оценка влияния величин δ , Δd_o и C_m на характер изменения толщины стенки трубы S_t по её периметру. Проанализированы силовые параметры прокатки труб при различных величинах смещения оправки C_m в направлении прокатки. Установлено, что смещение оправки в направлении прокатки до положения, при котором плоскость центров валков совпадёт с плоскостью сопряжения цилиндрического и конического участ-

ков оправки, снижает осевое усилие на оправку и, следовательно, улучшает условия захвата заготовки. Дальнейшее смещение оправки в направлении прокатки не улучшает условия захвата, но приводит к искажениям очага деформации, требующим для их компенсации сведения валков на величину $\delta(C_m)$. Сведение валков, в свою очередь, увеличивает осевое усилие на оправку, что ухудшает условия захвата заготовки.

Научная новизна. С использованием расчетных методов и математического моделирования процесса деформации в автоматическом стане продольной прокатки труб на короткой оправке обосновано, что использование в каждом из двух проходов оправок одинакового диаметра снижает поперечную разностенность труб. Получены аналитические зависимости, обосновывающие оптимальные настройки автоматического стана для различных условий прокатки. Для автоматических станов определены зависимости искажения очага деформации и силовых параметров процесса от положения оправки.

Практическая ценность. Предложенные методики для определения настроечных параметров стана продольной прокатки труб на короткой оправке могут применяться в автоматических станах классического типа и станов-тандем для управления процессом деформации стенки. Рекомендуется вести прокатку в двух проходах на одинаковых оправках, устанавливая оправку в положении, при котором плоскость центров валков совпадает с плоскостью сопряжения цилиндрического и конического участков оправки.

Ключевые слова: продольная прокатка труб, автоматический стан, толщина стенки, давление на валки, осевое усилие на оправку.

Рукопис надійшов 15.03.2021 р.