

РОЗДІЛ «ПРОКАТНЕ ВИРОБНИЦТВО»

УДК 621.771.0

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., професор
 РОМАНЮК Р.Я., аспірант
 ГОЛОБОРОДЬКО В.В., магістр

Днепродзержинский государственный технический университет

МОДЕЛЬ ТРЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ

У статті на основі представлення процесу прокатки як осадки та пружного ковзання отримана модель тертя. Ця модель піддана перевірці на відповідність основним положенням теорії прокатки.

В статье на основе представления процесса прокатки как осадки и упругого скольжения получена модель трения. Эта модель подвергнута проверке на соответствие основным положениям теории прокатки.

In article, on the basis of representation of process proskating prorolls as deposits and elastic sliding, the model of friction is received. This model is subjected to check on conformity to substantive provisions of the theory proskating prorolls.

Введение. В работах [1-4] предложены модели распределения удельных сил трения в очаге деформации. В этих исследованиях авторы исходили из общих положений теории трения, не учитывая особенностей контактных условий при прокатке, что ограничивало диапазон применимости предложенных выражений.

Постановка задачи. В настоящей работе сделана попытка обосновать логико-математические модели трения, которые отражают основные положения теории прокатки.

С точки зрения анализа действующих сил процесс прокатки удобно представить в виде осадки в направлении оси 3-3 (рис.1) с одновременным продольным транспортированием полосы как упругого тела. Такой приём называется принципом декомпозиции, он неоднократно применялся в теории прокатки, например [5, с.23].

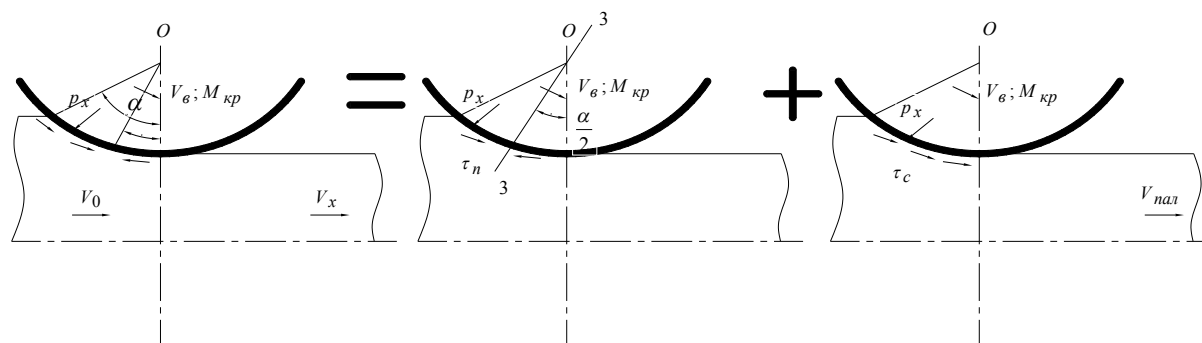


Рисунок 1 – Представление процесса прокатки в виде двух составляющих

Выделим элемент металла в виде треугольной призмы (рис.2) и рассмотрим его равновесие в условиях осадки (крутящий момент к валку не подведён). Предположим,

что деформация является плоской, и взаимно перпендикулярные грани призмы являются главными площадками. В этом случае на гранях призмы будут действовать главные нормальные напряжения σ_1 и σ_3 , а на контактной поверхности, являющейся наклонной площадкой, – нормальное давление p_x и касательное напряжение τ_n .

Условие равновесия элемента имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 \sin \varphi \cdot dl - p_x \sin \varphi dl + \tau_n \cos \varphi dl &= 0 \\ \sigma_3 \cos \varphi \cdot dl - p_x \cos \varphi dl - \tau_n \sin \varphi dl &= 0 \end{aligned} \right\} \cdot \quad (1)$$

Вычитая второе выражение из первого, и учитывая уравнение пластичности, имеем:

$$\tau_n = \frac{1}{2} \sigma_T^* \sin 2\varphi. \quad (2)$$

При выделении элемента справа от оси 3-3 касательное напряжение τ_n изменит своё направление, т.к. пластическое оттеснение металла направлено в противоположную сторону. Конечное выражение для определения τ_n справа от оси 3-3 имеет вид, аналогичный уравнению (2). Если принять за начало отсчёта ось 00 (рис.2), то получим одно уравнение, описывающее изменение удельных сил на контакте при мысленной осадке металла валками:

$$\tau_n = \frac{1}{2} \sigma_T^* \sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right), \quad (3)$$

где φ – текущий угол в очаге деформации;

α – угол захвата;

σ_T^* – вынужденный предел текучести;

τ_n – касательное напряжение на наклонной площадке (на контакте), являющееся результатом пластического течения металла.

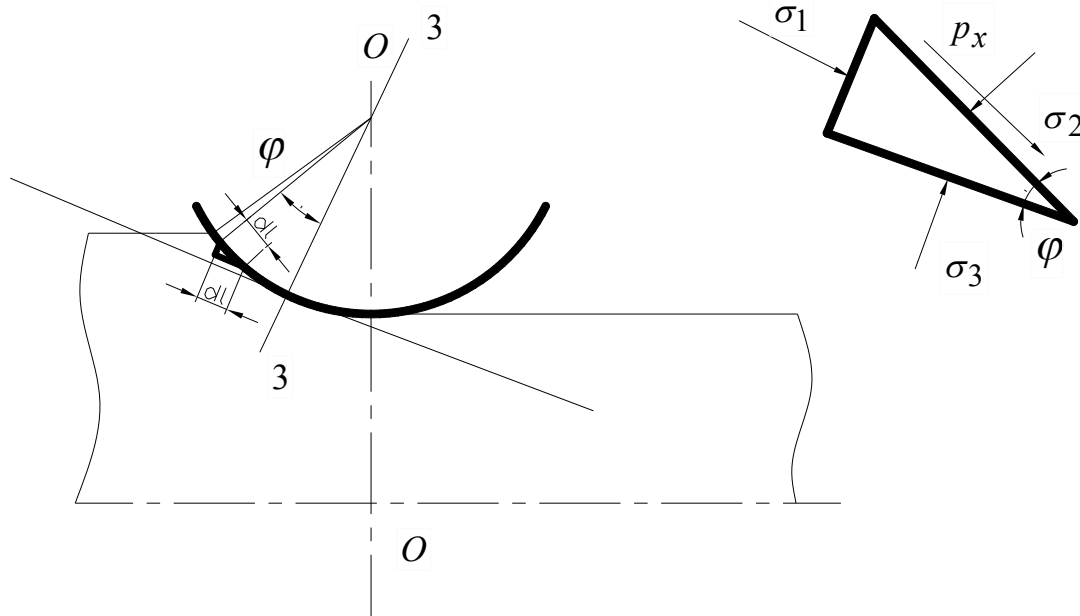


Рисунок 2 – Схема сил, приведённых к элементарной призме

Выделим вторую составляющую трения в очаге деформации, представляющую собой механическое скольжение металла и валков как твёрдых тел. Определим её в виде закона Кулона:

$$\tau_c = fp_x, \quad (4)$$

Используя принцип суперпозиции, т.е. предполагая, что скольжение металла в очаге деформации от действия суммы сил $\tau_c + \tau_n$ такое же, как и от удельной контактной силы при прокатке, запишем следующее равенство:

$$t_x = \tau_c + \tau_n \quad (5)$$

или

$$t_x = fp_x + \frac{1}{2} \sigma_T^* \sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right), \quad (6)$$

где t_x – удельная сила трения в очаге деформации при прокатке.

Таким образом, получена модель сил трения при прокатке, включающая упругую t_c и пластическую τ_n составляющие.

Выполним качественную оценку соответствия выражения (6) основным положениям теории прокатки, включая захватывающую способность валков, положение равнодействующей сил трения в очаге деформации в предельных условиях, прокатку с одним приводным валком, работу деформации.

Определим значение удельной силы трения t_x в выходном сечении очага деформации, когда $\alpha = 2f$ ($\varphi = 0; p_x = \sigma_T^*$):

$$t_x = f\sigma_T^* + \frac{1}{2} \sigma_T^* \left(0 - \frac{2f}{2}\right) = 0, \quad (7)$$

т.е. в предельном случае прокатки величина угла нейтрального сечения γ равна 0, что находится в соответствии с теорией прокатки.

Если в зоне контакта валка и полосы пластическая деформация металла отсутствует (угол захвата равен нулю либо наступила пробуксовка), значение $\tau_n = 0$ и $t_x = fp_x$.

Как известно, упругое скольжение на контакте характеризуется законом Кулона.

Таким образом, уравнение (6) правильно отражает предельные случаи прокатки.

В работах [6,7] проанализировано положение равнодействующей сил трения в очаге деформации при прокатке. Установлено, что в зависимости от условий деформации металла направление вектора равнодействующей существенно изменяется. Если при обычном процессе прокатки угол δ (рис.3) всегда меньше прямого, то в граничных условиях деформации он принимает экстремальные значения: 0° и 90° (имеется в виду простой процесс прокатки). Рассмотрим, какое положение может занимать равнодействующая сил трения, исходя из уравнения (6). Как и в работе [6] предположим, что давление металла на валки распределяется равномерно. Произведём геометрическое суммирование элементарных сил τ_n . Результирующая этих сил R_{τ_n} по направлению совпадает с осью 3-3 (рис.4). Результирующая R_{τ_c} удельных сил τ_c направлена по касательной к валку. Тогда равнодействующая сил трения при прокатке R_{τ_x} , являясь геометрической суммой сил R_{τ_c} и R_{τ_n} , будет направлена в сторону выхода металла из валков и, в общем случае, составляет острый угол δ с осью 3-3. В случае, когда к валку

Таким образом, анализ выражения (6) показал, что положение равнодействующей сил трения при прокатке в зависимости от условий деформации полосы может быть различным. Вектор силы R_{t_x} с поверхностью валка может составлять угол от 0° до 90° , что находится в соответствии с теорией прокатки.

Из теории прокатки известно, что, если пренебречь трением в подшипниках не-приводного валка, то при деформации металла угол нейтрального сечения γ со стороны не-приводного валка равен половине угла захвата. Проанализируем формулу (7) с этих позиций. Если крутящий момент к валку не подведён, то $\tau_c = 0$. Тогда

$$t_x = \tau_n = \frac{1}{2} \sigma_T^* \sin 2 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right).$$

Найдём положение сечения, в котором удельная сила трения равна нулю:

$$0 = \frac{1}{2} \sigma_T^* \sin 2 \left(\gamma - \frac{\alpha}{2} \right)$$

или

$$\gamma = \frac{\alpha}{2}.$$

Таким образом, полученный вывод не противоречит закономерностям прокатки с одним не-приводным валком.

Учтём взаимосвязь между величинами τ_n и τ_c введением в уравнение (6) коэффициента n :

$$t_x = fp_x + \frac{1}{2} n \sigma_T^* \sin 2 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right). \quad (8)$$

Определим величину этого коэффициента, исходя из минимума работы сил трения в очаге деформации, т.е. из условия

$$\frac{dA_{mp}}{dn} = 0. \quad (9)$$

Предварительно определим значение скорости полосы в каждом сечении очага деформации. Из закона постоянства секундных объёмов металла следует:

$$V_x = V_B \frac{h_\gamma}{h_x} = V_B \frac{h_1 + R\gamma^2}{h_1 + R\varphi^2}. \quad (10)$$

Из формулы (8) найдём значение угла нейтрального сечения:

$$0 = fp_{x_\gamma} + \frac{1}{2} n \sigma_T^* \sin 2 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right)$$

или

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} - \frac{fp_{x_\gamma}}{n \sigma_T^*}, \quad (11)$$

где h_γ – толщина полосы в нейтральном сечении;

γ – угол нейтрального сечения;

p_{x_γ} – давление металла на валки в нейтральном сечении.

Подставляя значения (11) в равенство (10), имеем:

$$V_x = V_B \frac{h_1 + R \left(\frac{\alpha}{2} - \frac{1}{n} \frac{p_{x\gamma}}{\sigma_T^*} \right)^2}{h_1 + R\varphi^2}. \quad (12)$$

Величину работы сил трения в очаге деформации можно выразить:

$$A_{mp} = \int_0^\alpha t_x (V_B - V_x) t \cdot b \cdot R \cdot d\varphi, \quad (13)$$

где t – время прокатки полосы;

b – ширина полосы.

Подставляя значения t_x и V_x в уравнение (13), а последнее в выражение (9), получаем:

$$\frac{d}{dn} \left\{ \begin{array}{l} \int_0^\alpha f p_x d\varphi + n \sigma_T^* \int_0^\alpha \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) d\varphi - \int_0^\alpha f p_x \frac{h_1 + R \left(\frac{\alpha}{2} - \frac{f p_{x\gamma}}{n \sigma_T^*} \right)^2}{h_1 + R\varphi^2} d\varphi - \\ - n \sigma_T^* \int_0^\alpha \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \frac{h_1 + R \left(\frac{\alpha}{2} - \frac{f p_{x\gamma}}{n \sigma_T^*} \right)^2}{h_1 + R\varphi^2} d\varphi \end{array} \right\} V_B \cdot t \cdot R \cdot b = 0. \quad (14)$$

С целью упрощения уравнения (14) предположим, что давление p_x распределено в очаге деформации равномерно, умножим это уравнение на $\frac{n^3}{\alpha}$ и введём

$$\int_0^\alpha \frac{1}{\alpha} d\varphi \frac{1}{\frac{h_1}{\Delta h} + \left(\frac{\varphi}{\alpha} \right)^2}$$

новую переменную $y = \frac{\varphi}{\alpha}$.

В результате имеем:

$$-n + 2 \frac{f}{\alpha} + \frac{n^3}{2} \left(\frac{\alpha}{f} \right)^2 \left(\frac{h_1}{\Delta h} + \frac{1}{4} \right) \left[1 - \frac{\ln \left(1 + \frac{\Delta h}{h_1} \right)}{\sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}}} \right] - \frac{n}{2} \left[1 - \frac{\ln \left(1 + \frac{\Delta h}{h_1} \right)}{\sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}}} \right] = 0. \quad (15)$$

Анализ уравнения (15) показывает, что последними двумя членами его можно пренебречь как величинами второго порядка малости. Тогда

$$n = 2 \frac{f}{d}.$$

Таким образом, при минимальной работе сил трения в очаге деформации контактные условия описываются уравнением

$$t_x = fp_x + 2 \frac{f \sigma_T^*}{\alpha} \sin 2 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right). \quad (16)$$

Проведём исследование полученного выражения. Для этого определим, какое значение принимает величина t_x в сечении выхода из очага деформации (граничные условия: $\varphi = 0$; $p_x = \sigma_T^*$).

$$t_{x.blx.} = f\sigma_T^* + 2 \frac{f}{\alpha} \sigma_T^* \left(0 - \frac{\alpha}{2} \right) = 0.$$

Следовательно, процесс прокатки, характеризуемый минимальной работой сил трения на контакте, всегда совершается при однозонном скольжении в очаге деформации (угол $\gamma = 0$; зона опережения отсутствует). Этот вывод подтверждается данными работы [8,с.127] и согласуется с теорией прокатки.

Очевидно, работа сил трения в очаге деформации будет максимальной тогда, когда угол γ принимает максимальное значение. В этом случае коэффициент n равен:

$$n = \left(2 \frac{f}{\alpha} \right)^2,$$

и выражение (8) приобретает вид:

$$t_x = fp_x + \left(2 \frac{f}{\alpha} \right)^2 \frac{\sigma_T^*}{2} \sin 2 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right). \quad (17)$$

Предполагая, что $p_x = \sigma_T^*$, из уравнения (17) найдём величину угла нейтрального сечения, соответствующую $\alpha = f$. Она равна: $\gamma = \frac{\alpha}{4}$, что находится в соответствии с формулой (α, β, γ) [9,с.252]. Следует подчеркнуть, что из данного уравнения можно найти и второе экстремальное значение угла γ . Так, при $\alpha = 2f$ угол $\gamma = 0$. Кроме того, непосредственно из выражения (17) легко получить известную формулу для определения угла нейтрального сечения:

$$0 = f\sigma_T^* + \left(2 \frac{f}{\alpha} \right)^2 \frac{\sigma_T^*}{2} \sin \left(\gamma - \frac{\alpha}{2} \right)$$

или

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right).$$

Выражения (7), (16) и (17) по структуре являются одинаковыми, однако, как показало исследование, уравнение (17) является более общим. С помощью выражения (17) были проведены расчёты и построено несколько вариантов эпюр распределения сил трения в очаге деформации. Анализ этих эпюр позволил сделать вывод о том, что, варьируя условиями деформации, с помощью уравнения (17) можно получить любую из гипотетических эпюр изменения сил трения при прокатке [4,с.81].

В указанных расчётах предельное значение величины t_x принимали: $t_{x.max} = 0,5\sigma_T^*$.

Результаты работы. Разработана логико-математическая модель распределения удельных сил трения в очаге деформации. Дальнейшее совершенствование полученной модели может быть осуществлено на основе изучения зависимости коэффициента трения от конкретных условий на контакте (скорости скольжения, толщины слоя смазки или окалины и т.д.) с учётом общей теории трения

Выводы. На основе представления процесса прокатки как осадки и упругого скольжения, происходящих одновременно, получена модель трения. Эта модель была подвергнута проверке на соответствие основным положениям теории прокатки. Результаты проверки показали, что модель трения (17) соответствует этим положениям.

ЛИТЕРАТУРА

1. Добруцки В.В. Трение между металлом, находящемся в упругопластическом состоянии, и валками в условиях прокатки/ Сб. научных трудов ВНИИМетМаШ, №26, 1970. – С.55-77.
2. Полухин В.П., Скороходов В.Н., Кузмичёв Г.Н., Анцупов В.Н. К выбору функциональной зависимости между нормальными и касательными контактными напряжениями при прокатке тонких полос// Известия ВУЗов. Чёрная металлургия, №11, 1976. – С.61.
3. Крупин А.В., Чернышев В.Н., Клингер Л.М. Кинетическая модель адгезионного трения// Известия ВУЗов. Чёрная металлургия, №9, 1976. – С.95.
4. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. М.: Металлургия, 1970.
5. Павлов И.М. Теория прокатки и основы пластической деформации металлов. М.: ГОНТИ, 1938.
6. Грудев А.П. К анализу схемы сил при прокатке/ Сб. научных трудов ДМетИ “Обработка металлов давлением”, вып. 49, Металлургия, 1965. – С.365.
7. Клименко П.Л. Положение равнодействующей сил трения при прокатке/ Сб. научных трудов ДметИ “Обработка металлов давлением”, вып. 49, Металлургия, 1965. – С.201.
8. Леванов А.И., Колмогоров В.Л., Буркин С.П. и др. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением. Металлургиздат., 1976.
9. Смирнов В.С. Теория прокатки. М.: Металлургия, 1967.

УДК 621.771.01

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., профессор
ГРАБЧЕНКО Т.А., ассистент
ВЛАСЕНКО И.А. магистр

Днепродзержинский государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ПРОКАТКЕ С ОДНИМ НЕПРИВОДНЫМ ВАЛКОМ

Проаналізовано вплив сил тертя при прокатці з одним неприводним валком на розподіл тиску в осередку деформації. Із застосуванням ЕОМ отримано значення середніх контактних напруг на холостому і приводному валках. Показано, що вид епюр розподілу питомих сил тертя на холостому валку істотно впливає на енергосилові параметри при несиметричній прокатці.

Проанализировано влияние сил трения при прокатке с одним неприводным валком на распределение давлений в очаге деформации. С применением ЭВМ получены значения средних контактных напряжений на холостом и приводном валках. Показано, что вид эпюр распределения удельных сил трения на холостом валке существенно влияет на энергосиловые параметры при несимметричной прокатке.

In article influence of strength of friction is analyzed at a rolling with one not driving roll on distribution of pressure in the center of deformation. With application of the PC val-

ues of average contact stresses on single and driving rolls are received. It is shown, that the kind diagrams distributions of specific strength of friction on single roll essentially influences on power forces parameters at asymmetrical a rolling.

Введение. Известно, что при прокатке с одним холостым валком в очаге деформации, наряду с зонами отставания и опережения, имеет место и смешанная зона [1], где удельные силы трения со стороны верхнего и нижнего валков направлены в разные стороны. Кроме того, опыты показывают, что углы захвата со стороны приводного и холостого валков неодинаковые. На приводном валке угол захвата несколько больше по сравнению с холостым [2]. Необходимо также отметить, что схема напряженного состояния металла в рассматриваемом несимметричном процессе менее жесткая, чем при обычной прокатке. Поэтому условия деформации при одинаковых геометрических параметрах на 20-30% ниже [3]. Исследований по изучению контактных напряжений при прокатке с одним холостым валком недостаточно. Перечень работ, относящихся к анализу контактных напряжений, ограничивается сравнительно небольшим количеством [1,3 – 6]. Пока не в полной мере изучено влияние различных факторов на распределение контактных напряжений и усилие деформации. В частности, не исследовано влияние условий трения в паре холостой валок – прокатываемый металл на распределение давления и силу прокатки. Не всегда принятые модели трения отражают реальные контактные условия.

Постановка задачи. В настоящей работе исследованы энергосиловые параметры при прокатке с одним валком в зависимости от характера изменения удельных сил трения. В качестве модели трения на холостом валке принято выражение¹:

$$t_{xx} = nk \sin \left[2 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \right] - f_{uw} \frac{r_w}{R} P_{xx}. \quad (1)$$

где n – коэффициент, учитывающий условия трения в контакте металла с холостым валком, к которым можно отнести микрорельеф поверхности, наличие смазки, геометрические параметры и др.;

φ – текущий угол захвата на холостом валке;

α – угол захвата;

f_{uw} – коэффициент трения скольжения в шейке неприводного валка;

R и r – радиусы холостого валка и его шейки;

P_{xx} – текущее давление на холостом валке.

Знак «минус» перед вторым членом показывает, что составляющая t_{uw} направлена на против движения пластически деформируемой полосы.

Анализ уравнения (1) показывает, что если трение в контакте шейки и подшипника пренебрежимо мало, то угол нейтрального сечения на холостом валке $\gamma_x = \frac{\alpha}{2}$. В

этом случае суммарная сила трения равна нулю. Отсюда следует известное положение о том, что холостой валок крутящего момента не передаёт.

При решении задачи о распределении нормальных давлений в случае прокатки с одним неприводным валком исходим из того, что деформация является плоской. Продольные нормальные напряжения σ_x изменяются по длине очага деформации, а также

¹ см. статью Максименко О.П., Романюк Р.Я., Голобородько В.В. „Модель трения при прокатке” настоящего сборника

по высоте выделенных сечений. Удельные силы трения на холостом валке распределяются в соответствии с (1), а на приводном $t_{xn} = \pm f_y p_{xn}$ (f_y – коэффициент трения в контакте с приводным валком, P_{xn} – нормальное давление металла на указанном валке). Составляя известное уравнение равновесия выделенного элемента металла, получаем:

$$-P_{xx} \sin \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} - P_{xn} \sin \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} \pm t_{xn} \cos \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} + t_{xx} \cos \varphi \frac{dx}{\cos \varphi} + \int_{\frac{h+dh}{2}}^{\frac{h}{2}} (\sigma_x + d\sigma_x) dy - \int_{\frac{h+dh}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_x dy = 0. \quad (2)$$

Примем, что $\sigma_x = z_x + b_1 y$, причем z_x является только функцией оси x , b_1 – постоянный коэффициент.

С учетом некоторых упрощений разность интегралов последнего уравнения можно представить в виде выражения:

$$1 \int_{\frac{h+dh}{2}}^{\frac{h}{2}} (\sigma_x + d\sigma_x) dy - \int_{\frac{h+dh}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_x dy \approx z_x dh + b_1 z_x h. \quad (3)$$

Подставляя значения (3) в (2) и учитывая, что $\frac{dh}{2dx} = \operatorname{tg} \varphi$; $h = h_1 + R\varphi^2$; $2R\varphi d\varphi = dh$; $R\varphi = x$; $Rd\varphi = dx$, имеем:

$$-(p_{xx} + p_{xn})R\varphi d\varphi + (t_{xx} + t_{xn})Rd\varphi + z_x 2R\varphi d\varphi + (h_1 + R\varphi^2)dz_x = 0. \quad (4)$$

Запишем уравнение пластичности для контакта металла с холостым валком:

$$P_{xx} = \sigma_{xx} + 2\sqrt{k^2 - t_{xx}^2} \quad \text{или} \quad P_{xx} = z_{xx} + b_1 x \frac{h}{2} + 2\sqrt{k^2 - t_{xx}^2}; \quad (5)$$

$$P_{xn} = \sigma_{xn} + 2\sqrt{k^2 - t_{xn}^2} \quad \text{или} \quad P_{xn} = z_{xn} + b_1 x \frac{h}{2} + 2\sqrt{k^2 - t_{xn}^2}. \quad (6)$$

В соответствии с принятым характером распределения напряжения σ_x составляющая z_x по высоте сечения не изменяется. Отсюда следует, что $z_{xn} = z_{xx} = z_x$. Суммируя выражения (5) и (6) и подставляя полученное значение в (4), имеем:

$$dz_x = \frac{\left[\sqrt{k^2 \cdot t_{xx}^2} + \sqrt{k^2 \cdot t_{xn}^2} - (t_{xx} \pm t_{xn}) \cdot \frac{1}{2\varphi} \right] \cdot 2R\varphi d\varphi}{h_1 + R\varphi^2}. \quad (7)$$

Последнее уравнение решали методом Рунге - Кутты. При этом принимали, что в сечении выхода из очага деформации напряжение $\sigma_x = 0$. Кроме того, принимали, что на вход в очаг деформации сумма продольных напряжений σ_x также равна нулю. В этом же сечении давление на приводном валке $p_{xn} = \beta \cdot 2k$ (β – постоянный коэффициент для данных условий прокатки), что позволило получить начальное значение b_1 :

$$b_1 = -2 \left[\beta - \sqrt{1 - (2f\beta)^2} \right] \frac{2k}{1_d h_0}.$$

Угол нейтрального сечения на приводном валке рассчитывали в соответствии с (5):

$$\gamma_m = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha + f_u \frac{r_u}{R}}{f_y} \right).$$

Варьируя значениями β , α_x , α_n , n добивались того, чтобы сумма горизонтальных проекций контактных сил равнялась нулю, а полные силы прокатки со стороны холостого и приводного валков были равны между собой. При определении углов захвата α_x и α_r учитывали, что

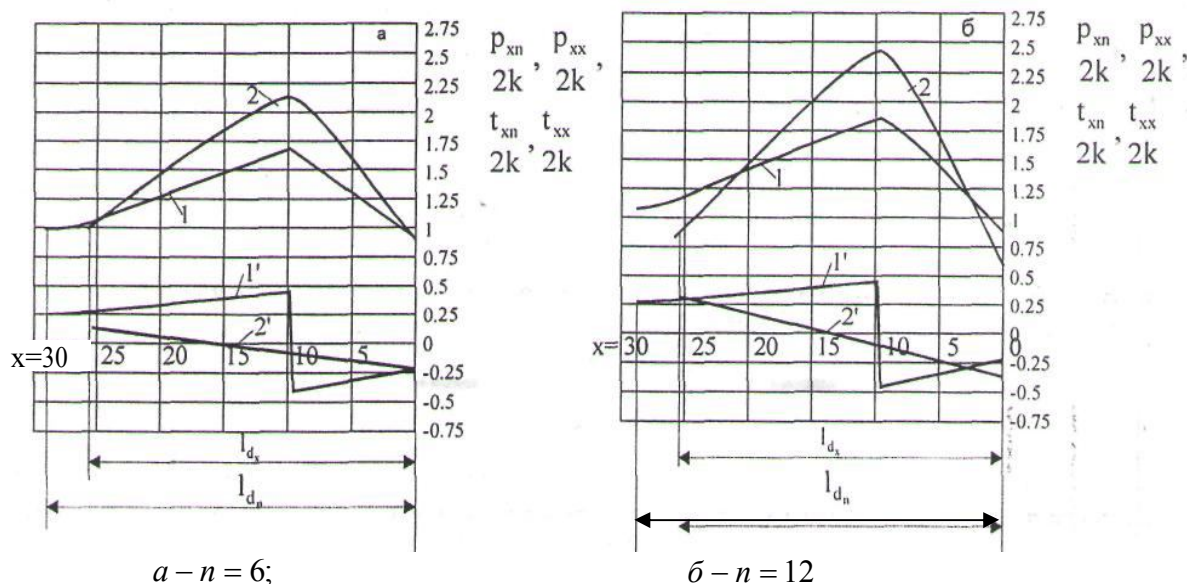
$$\frac{R\alpha_x^2}{2} + \frac{R\alpha_n^2}{2} = \Delta h.$$

Расчет контактных напряжений начинали от сечения выхода металла из валков. При определении функции z_x в данном сечении в формулу (7) подставляли значения t_{xx} и t_{xn} , полученные для предыдущего сечения.

Результаты работы. Расчет контактных напряжений проводили применительно к чистовой клети толстолистового стана 1200. Эта клеть имеет верхний холостой валок, а нижний – приводной. Валки изготовлены из чугуна с закаленной гладкой поверхностью. Скорость прокатки регулируется от 0,5 до 4 м/с. Толщина подката $h_0=5,8$ мм, обжатие составляет 1,8 мм, прокатка осуществляется за один проход. Температура металла составляет $850 \div 870^\circ\text{C}$.

На графиках (рис.1) показано распределение контактных напряжений при разных условиях трения в очаге деформации со стороны холостого валка. Некоторые результаты и условия прокатки приведены в табл.1.

Влияние режима трения оценивали изменением коэффициента n , который в одном случае $n = 6$, а во втором $n = 12$, что соответствует среднему коэффициенту трения на холостом валке, равному $f_{cp_x} = 0,06$ и $0,12$ соответственно. Значение f_{cp_x} определяли как отношение эпюры удельных сил трения t_{xx} к эпюре нормальных давлений p_{xx} .



1 и 2 – нормальное давление на приводном и холостом валках;
1' и 2' – удельные силы трения, соответственно

Рисунок 1 – Влияние условий трения в контакте холостого валка с металлом на распределение нормальных давлений

Таблица 1 – Условия прокатки и некоторые результаты вычислений по влиянию коэффициента n на распределение контактных напряжений

n	b_n	γ_n	α_n	α_x	$\frac{P_{cp_n}}{2k}$	$\frac{P_{cp_x}}{2k}$	$\frac{P}{2k}$	f_y	f_u	f_{cp_x}
6	-0,0156	0,02323	0,0695	0,062	1,444	1,714	35700	0,25	0,01	0,06
12	-0,0472	0,0232	0,0685	0,063	1,644	1,81	37600	0,25	0,01	0,12

Примечание: $\frac{P}{2k} = \frac{P_{cp_n}}{2k} R \alpha_n b = \frac{P_{cp_x}}{2k} R \alpha_x b;$

где P_{cp_n}, P_{cp_x} – среднее давление металла на приводной и холостой валки;
 b – ширина прокатываемой полосы, $b = 800$ мм.

Выводы. Как видно, ужесточение условий трения на контакте с холостым валком приводит к росту контактных давлений в очаге деформации. При этом вблизи выхода из контактной зоны давление становится меньше сопротивления деформации. Максимумы давлений практически находятся в одном вертикальном сечении. Среднее давление на холостом валке больше, чем его значение на приводном. Угол захвата примерно на 6-7% больше на приводном валке. Исследование показывает, что с точки зрения энергозатрат процесс прокатки с одним приводным валком необходимо вести так, чтобы силы трения на контакте с холостым валком были минимальными. Для этого целесообразно применить в этом контакте технологическую смазку.

В табл.2 приведены результаты расчета среднего давления и усилий прокатки при деформации полосы с одинаковыми геометрическими параметрами в условиях симметричного процесса и при прокатке с одним холостым валком. Анализируя полученные данные, можно сделать вывод, что при асимметричном процессе схема напряженного состояния металла в очаге деформации менее жесткая, чем при обычной прокатке.

Таблица 2 – Сравнительный анализ усилия прокатки при симметричном процессе и при деформации с одним холостым валком

Симметричная прокатка									
f_y	α_y	$\delta = \frac{2f_y}{\alpha_y}$	$\frac{h_H}{h_1}$	$\frac{P_{cp}}{2k}$	l_d	$\frac{P}{2k} \cdot \frac{1}{b}$			
0,08	0,0655	2,443	1,1308	1,22	27,51	33,56			
Прокатка с холостым валком									
f_{y_n}	f_{cp_x}	n	f_u	α_n	α_x	$\frac{P_{cp_n}}{2k}$	$\frac{P_{cp_x}}{2k}$	l_{dn}	$\frac{P}{2k} \cdot \frac{1}{b}$
0,08	0,082	5,88	0,01	0,0675	0,063	1,041	1,126	28,50	29,71

В результате этого наблюдается уменьшение полного усилия деформации на 0-15% при прокатке с холостым валком по сравнению с симметричным процессом, что соответствует исследованию [3]. Отсюда следует вывод, что если условия захвата металла валками не являются лимитирующими, целесообразно вести прокатку с одним холостым валком.

Таким образом, разработана методика исследования контактных напряжений при прокатке с одним неприводным валком с учетом особенностей этого процесса. Она позволяет прогнозировать влияние сил трения и других факторов на энергосиловые параметры деформации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Королев А.А. Новые исследования деформации металла при прокатке. – ЦНИИТМАШ: Машгиз, 1953. – 253с.
2. Нефедов А.А., Калюжный И.Ф., Байдуж В.В. Особенности захвата и установившегося процесса на станах с одним приводным валком// Теория прокатки: Материалы Всесоюзной научно-технической конференции "Теоретические проблемы прокатного производства". – М: Metallurgia, 1975. – С 213-216.
3. Королев А.А. О холодной прокатке с рассогласованием скоростей валков// Сталь, 1973, №10. – С.906-910.
4. Гоффман, Закс Г. Введение в теорию пластичности для инженеров. – М.: Машгиз, 1957. – 279с.
5. Целиков А.И. Теория расчета усилий в прокатных станах. – М.: Metallurgizdat, 1962. – 494с.
6. Алексеев Е.А., Цалюк М.Б. Методика определения давления при прокатке с одним холостым валком// Теория прокатки: Материалы Всесоюзной научно-технической конференции "Теоретические проблемы прокатного производства". – М.: Metallurgia, 1975. – С.90-92.

УДК 621.771.01

НЕХАЕВ Н.Е, к.т.н, доцент
ИЗМАЙЛОВА М.К., к.т.н, доцент
ВИТМАН А.В., магистр

Днепродзержинский государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ НАСТРОЙКИ ПРОКАТНОГО СТАНА НА МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЯХ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ ТАВРОВЫХ ПРОФИЛЕЙ В ТРЕХВАЛКОВЫХ КАЛИБРАХ

Проведено експериментальні дослідження із прокатки таврових профілів у трьохвалкових калібрах. На підставі дослідних даних отримано математичні моделі формозміни металу. Проаналізовано можливість настроювання трьохвалкових калібрів з використанням критерію регульованості системи калібрів.

Проведены экспериментальные исследования по прокатке тавровых профилей в трехвалковых калибрах. На основании опытных данных получены математические модели формоизменения металла. Проанализирована возможность настройки трехвалковых калибров с использованием критерия регулируемости системы калибров.

где $(\nabla y_i \cdot \nabla y_j)$ – скалярные произведения двух векторов – градиентов в n -мерном пространстве регулирования.

Для двух направлений регулирования ($m=2$) показатель (2) соответствует квадратному корню из модуля векторного произведения двух градиентов:

$$R_2 = \sqrt{|\nabla y_1 \times \nabla y_2|}, \quad (3)$$

или

$$R_2 = \sqrt{|A_{11}A_{22} - A_{12}A_{21}|}. \quad (4)$$

Коэффициент регулируемости в общем случае для различных калибров находится в области $0 < R_m < 1$.

При этом, если $R_m \rightarrow 0$, то регулируемость минимальна и регулировкой режима обжатий практически нельзя предотвратить образование дефектов на профиле при заполнении указанных элементов калибра, а при $R_m \rightarrow 1$ регулируемость максимальна, что гарантирует достаточно простую настройку калибровки.

Таким образом, общий критерий регулируемости (2), характеризующий среднюю разницу между изменением заполнения каждого из m элементов рассматриваемого калибра при суммарном единичном изменении зазоров в предыдущих калибрах, позволяет количественно оценить и сравнить возможности настройки конкретных фасонных калибров.

Результаты работы. Для получения математических моделей регулировки заполнения трехвалкового калибра при прокатке тавровых профилей в трехвалковом калибре с вертикальными неприводными валками проведены два планируемых эксперимента. Экспериментальные исследования проводились на полупромышленном стане 300 отраслевой лаборатории прокатки кафедры ОМД Днепродзержинского государственного технического университета. Для прокатки тавровых профилей использовалась четырехвалковая клеть 300x190 конструкции ДГТУ, установленная в главной линии стана 300. Нагрев заготовок из стали марки Ст.3 производился до температуры 1015...1035°C в электрической печи. Скорость прокатки 0,5 м/с. Материал прокатных валков сталь 45X. Длина образцов 300мм.

Первый эксперимент – прокатка таврового профиля из круглой заготовки (рис. 1).

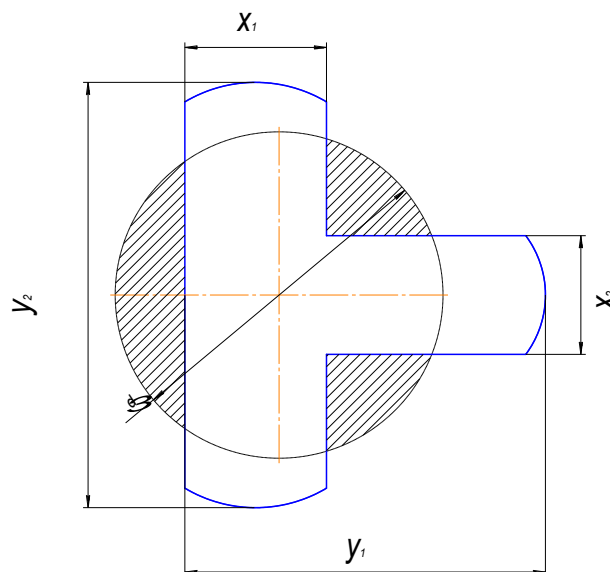


Рисунок 1 – Схема деформации металла таврового профиля из круглой заготовки

План-матрица полного факторного эксперимента 2^3 и результаты опытов приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Опытные данные при прокатке круглой заготовки в трехвалковом калибре

№ опыта	План-матрица			l_0 , мм	l_1 , мм	y_1 , мм	y_2 , мм
	d , мм	x_1 , мм	x_2 , мм				
1	35	18	18	180,5	196,5	40	31,8
2	28	18	18	180,3	186	28,5	27,9
3	35	15	18	180,3	209,5	40,5	31,8
4	28	15	18	179,8	196	29	27,7
5	35	18	15	180,3	205,5	40	33,5
6	28	18	15	180,3	190,5	28,5	27,8
7	35	15	15	179,8	225	40,3	32,3
8	28	15	15	180	199	29,5	27,3

После обработки результатов эксперимента получены математические модели регулировки заполнения формирующего калибра по стенке Δy_1 и полке Δy_2 :

$$\Delta y_1 = 1,618\Delta d - 0,183\Delta x_1 - 0,017\Delta x_2; \tag{5}$$

$$\Delta y_2 = 0,666\Delta d + 0,163\Delta x_1 - 0,138\Delta x_2, \tag{6}$$

где Δd – изменение диаметра заготовки;

$\Delta x_1, \Delta x_2$ – величины изменения зазоров в калибре.

Второй эксперимент – прокатка таврового профиля из тавровой заготовки (рис.2).

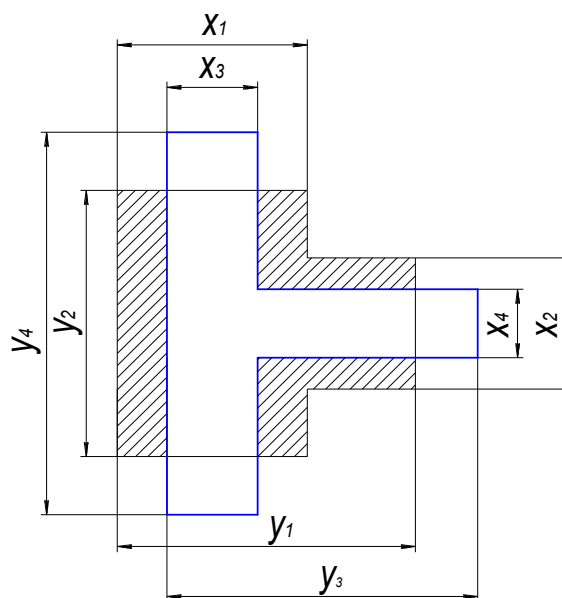


Рисунок 2 – Схема деформации металла при прокатке тавровой заготовки в трехвалковом калибре

План-матрица дробного факторного эксперимента 2^{6-2} представлена в табл.2.

Таблица 2 – Опытные данные при прокатке тавровой заготовки в трехвалковом калибре

№ оп	План-матрица						l_0 , мм	l_1 , мм	y_3 , мм	y_4 , мм
	x_1 , мм	x_2 , мм	x_3 , мм	x_4 , мм	y_1 , мм	y_2 , мм				
1	18	18	13	13	33	27	180	209	32,2	28,5
2	15	18	13	13	22	27	181	221	22,3	27,2
3	18	15	13	13	22	27	180	198	21	28
4	15	15	13	13	33	27	181	203	33	27
5	18	18	11	13	22	21	180	202	21,5	20,8
6	15	18	11	13	33	21	180	199	32	21,1
7	18	15	11	13	33	21	180	206	32,5	23,6
8	15	15	11	13	22	21	181	214	22	22,8
9	18	18	13	11	33	21	181	226	32,5	23,5
10	15	18	13	11	22	21	180	205	21,5	21,5
11	18	15	13	11	22	21	180	206	20,5	23,5
12	15	15	13	11	33	21	180	215	33	23,5
13	18	18	11	11	22	27	180	224	22	28
14	15	18	11	11	33	27	180	228	32	28
15	18	15	11	11	33	27	180	210	32,5	29
16	15	15	11	11	22	27	181	210	22	28

После обработки опытных данных получены математические модели регулировки заполнения разгонного калибра по стенке Δy_3 и полкам Δy_4 :

$$\Delta y_3 = -0,129\Delta x_1 - 0,021\Delta x_2 - 0,031\Delta x_3 + 0,031\Delta x_4 + 0,988\Delta y_1 + 0,031\Delta y_2; \quad (7)$$

$$\Delta y_4 = 0,242\Delta x_1 - 0,283\Delta x_2 + 0,088\Delta x_3 - 0,375\Delta x_4 + 0,05\Delta y_1 + 0,904\Delta y_2, \quad (8)$$

где Δd – изменение диаметра заготовки;

$\Delta x_1, \Delta x_2, \Delta x_3, \Delta x_4$ – величины изменения зазоров в исследуемом и предшествующем калибрах;

$\Delta y_1, \Delta y_2$ – величины изменения размеров стенки и полок в калибре.

После подстановки значений коэффициентов из формул (5) и (6) в формулы (7) и (8) получена общая математическая модель регулировки заполнения таврового калибра по стенке и полкам, представляющая собой следующие выражения:

$$\left. \begin{aligned} \Delta y_3 &= 1,618\Delta d - 0,305\Delta x_1 - 0,042\Delta x_2 - 0,031\Delta x_3 + 0,031\Delta x_4 \\ \Delta y_4 &= 0,683\Delta d + 0,379\Delta x_1 - 0,409\Delta x_2 + 0,088\Delta x_3 - 0,375\Delta x_4 \end{aligned} \right\}. \quad (9)$$

Для комплексной оценки возможностей точной прокатки тавровых профилей в трехвалковых калибрах для каждой из исследуемых систем калибров с помощью формулы (4) можно определить коэффициенты регулируемости систем калибров и основных способов их настройки (табл.3). Из табл.3 следует, что максимальное значение критерия регулируемости $R_2(01)=0,907$.

Таблица 3 – Результаты расчета коэффициентов регулируемости

$R_2(01)$	0,9069	$R_2(02)$	0,7954	$R_2(03)$	0,4037	$R_2(04)$	0,793		
$R_2(12)$	0,3747	$R_2(13)$	0,1218	$R_2(14)$	0,3203	$R_2(23)$	0,128	$R_2(24)$	0,168
$R_2(34)$	0,0948								

Таким образом, для рассматриваемой системы калибров выявлен основной способ настройки

$$\left. \begin{aligned} \Delta y_3 &= 1,618\Delta d - 0,305\Delta x_1 \\ \Delta y_4 &= 0,683\Delta d + 0,379\Delta x_1 \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

позволяющий из решения системы уравнения (10) определить величины Δd и Δx_1 , компенсирующие возможные дефекты (Δy_i) распределения уширения в калибре.

Анализ результатов проведенных исследований указывает на целесообразность применения регулировки путем изменения диаметра заготовки Δd и зазора Δx_1 (10), которые являются наиболее регулируемыми параметрами при прокатке таврового профиля в разгонном разрезном калибре. Менее регулируемыми параметрами являются Δd и Δx_2 (11) и Δd и Δx_4 (12). Остальные значения оказывают меньшее влияния на регулировку калибра.

$$\left. \begin{aligned} \Delta y_3 &= 1,618\Delta d - 0,042\Delta x_2 \\ \Delta y_4 &= 0,683\Delta d - 0,409\Delta x_2 \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta y_3 &= 1,618\Delta d + 0,031\Delta x_4 \\ \Delta y_4 &= 0,683\Delta d - 0,375\Delta x_4 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Выводы. Анализ возможностей настройки прокатного стана на математических моделях формоизменения при прокатке тавровых профилей в трехвалковых калибрах показал возможность применения этих калибров для получения тавровой стали специального назначения и сложной формы с повышенными требованиями к точности размеров.

ЛИТЕРАТУРА

1. Нехаев Н.Е. Метод исследования настройки прокатного стана на математических моделях формоизменения металла в фасонных калибрах. – Математичне моделювання: Науковий журнал. – 2006. – С.62-65.

УДК 621.771.01

ИЗМАЙЛОВА М.К., к.т.н, доцент
НЕХАЕВ Н.Е, к.т.н, доцент
ВИТМАН А.В., магистр

Днепропетровский государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ ТАВРОВЫХ ПРОФИЛЕЙ В ТРЕХВАЛКОВЫХ КАЛИБРАХ

Проведено експериментальні дослідження із прокатки таврових профілів у трьохвалкових калібрах. На підставі дослідних даних отримано формули для визначення коефіцієнтів формозміни при прокатуванні таврових профілів з круглої і таврової заготовок.

Проведены экспериментальные исследования по прокатке тавровых профилей в трехвалковых калибрах. На основании опытных данных получены формулы для определения коэффициентов формоизменения при прокатке тавровых профилей из круглой и тавровой заготовок.

*Experimental researches for a case of rolling the T-section in three-*rool* calibres are lead. On the basis of the skilled formulas for definition of coefficient of forming metal are received for a case of rolling the T-section from round and T-section preparations.*

Введение. При калибровке тавровых профилей существенное значение имеет определение формоизменения в первых по ходу прокатки фасонных калибрах, в которых осуществляется первоначальное формирование профиля. От точности расчетов зависит число фасонных калибров и эффективность калибровки.

Постановка задачи. Целью работы является исследование формоизменения при прокатке тавровых профилей в трехвалковых калибрах.

Результаты работы. С целью получения формул для определения коэффициентов формоизменения при прокатке тавровых профилей в трехвалковых калибрах проведены экспериментальные исследования на трехклетевом полупромышленном стане 300 кафедры ОМД Днепродзержинского государственного технического университета (ДГТУ). Для прокатки тавровых профилей использовалась четырехвалковая клеть 300x190 конструкции ДГТУ, установленная в главной линии стана 300. Нагрев заготовок из стали марки Ст. 3 производился до температуры 1015...1035°С в электрической печи. Скорость прокатки 0,5 м/с. Материал прокатных валков – сталь 45Х. Длина образцов 300мм. Диаметр исходных круглых заготовок – 28 мм и 35 мм.

Для получения формул использовались экспериментальные данные из статьи настоящего сборника «Исследование настройки прокатного стана на математических моделях формоизменения металла при прокатке тавровых профилей в трехвалковых калибрах».

В первом эксперименте по прокатке тавровых профилей из круглой заготовки (рис.1) в качестве переменных были приняты следующие безразмерные величины:

$$m_1 = \frac{d}{x_1}; m_2 = \frac{d}{x_2}; m_3 = \frac{D}{d} \quad (1)$$

с областью изменения

$$m_1 = 1,556...2,333; m_2 = 1,556...2,333; m_3 = 8,571...10,714, \quad (2)$$

где D – диаметр горизонтальных валков.

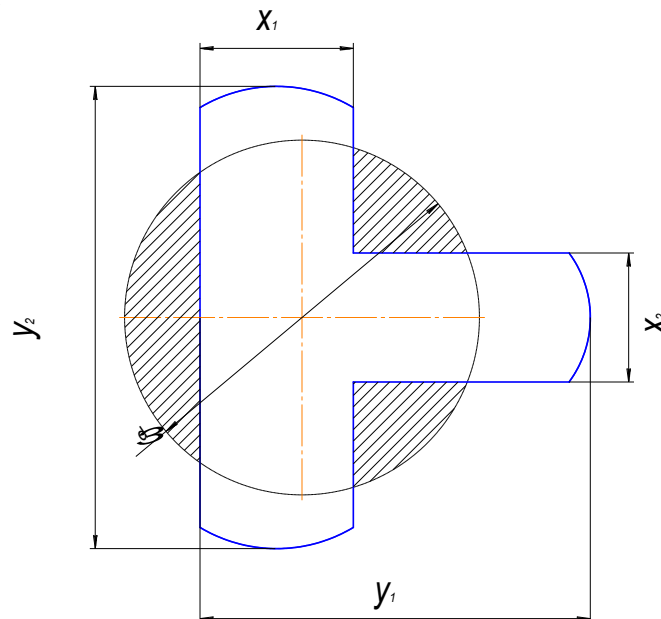


Рисунок 1 – Схема деформации металла таврового профиля из круглой заготовки

В качестве функций отклика приняты коэффициент вытяжки λ , коэффициенты заполнения полок $k = \frac{y_2}{d}$ и стенки $\beta = \frac{y_1}{d}$.

Опытные данные представлены в табл.1.

Таблица 1 – Опытные и расчетные данные по прокатке заготовки круглого сечения в трехвалковом калибре

№	Опытные данные						Расчетные данные		
	d/x ₁	d/x ₂	D/d	λ	y ₁ /d	y ₂ /d	λ	y ₁ /d	y ₂ /d
1	1,944	1,944	8,571	1,089	1,143	0,907	1,093	1,138	0,925
2	1,556	1,556	10,714	1,032	1,018	0,996	1,017	1,022	0,989
3	2,333	1,944	8,571	1,162	1,157	0,908	1,176	1,157	0,908
4	1,867	1,556	10,714	1,090	1,036	0,989	1,083	1,038	0,975
5	1,944	2,333	8,571	1,140	1,143	0,957	1,146	1,140	0,939
6	1,556	1,867	10,714	1,057	1,018	0,993	1,059	1,024	1,001
7	2,333	2,333	8,571	1,252	1,150	0,921	1,228	1,159	0,922
8	1,867	1,867	10,714	1,106	1,052	0,973	1,125	1,039	0,987

Экспериментальные данные обработаны методом множественной корреляции с использованием стандартного пакета прикладных программ «Статистика» и получены следующие формулы для определения коэффициентов формоизменения:

$$\lambda = 0,1785 + 0,2125 \frac{d}{x_1} + 0,1356 \frac{d}{x_2} + 0,0277 \frac{D}{d}; \quad (3)$$

коэффициент корреляции $R = 0,978$; средняя ошибка аппроксимации равна 1,003 %; средняя квадратичная погрешность по $\lambda - 1$ равна 13%; среднее квадратичное отклонение $\sigma = 0,0125$;

$$\frac{y_1}{d} = 1,4109 + 0,0493 \frac{d}{x_1} + 0,0045 \frac{d}{x_2} - 0,0441 \frac{D}{d}; \quad (4)$$

коэффициент корреляции $R = 0,994$; средняя ошибка аппроксимации равна 0,145 %; средняя квадратичная погрешность по $\beta - 1$ равна 3,7%; среднее квадратичное отклонение $\sigma = 0,0064$;

$$\frac{y_2}{d} = 0,6919 - 0,0437 \frac{d}{x_1} + 0,037 \frac{d}{x_2} + 0,0287 \frac{D}{d}; \quad (5)$$

коэффициент корреляции $R = 0,943$; средняя ошибка аппроксимации равна 0,046 %; средняя квадратичная погрешность по $k - 1$ равна 3,1%; среднее квадратичное отклонение $\sigma = 0,013$.

Анализ формулы (3) показал, что наибольшее влияние на коэффициент вытяжки λ оказывает параметр $m_1 = d/x_1$, затем – $m_2 = d/x_2$ и наименьшее – $m_3 = D/d$.

Из формул (4) и (5) следует, что коэффициенты заполнения стенки $\beta = y_1/d$ и полок $k = y_2/d$ зависят больше всего от параметра m_3 , затем – от m_1 и менее всего – от m_2 .

Статистический анализ показывает достаточно высокое соответствие опытных и расчетных данных. Таким образом, полученные формулы можно рекомендовать для расчетов коэффициентов формоизменения в первом формирующем калибре.

Второй эксперимент – прокатка таврового профиля из тавровой заготовки (рис.2).

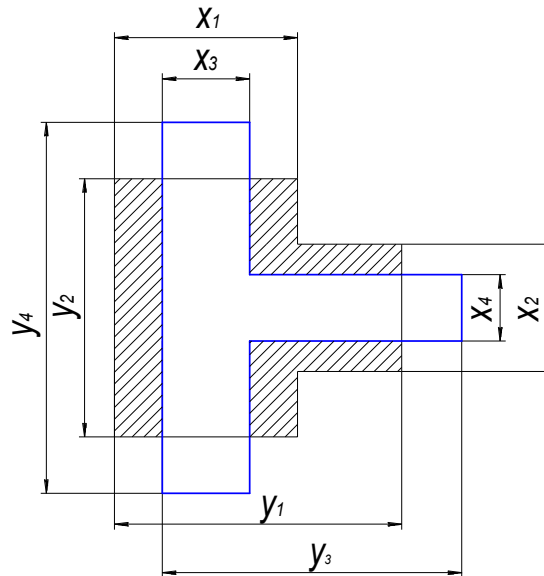


Рисунок 2 – Схема деформации металла при прокатке тавровой заготовки в трехвалковом калибре

В качестве переменных приняты следующие безразмерные величины (рис. 2):

$$m_1 = \frac{x_1}{x_3}; m_2 = \frac{x_2}{x_4}; m_3 = \frac{S_i}{S_{\text{н\ddot{o}}}}; m_4 = \frac{D_{\hat{a}}}{x_1}; m_5 = \frac{D_{\hat{a}}}{x_2} \quad (6)$$

с областью изменения

$$m_1 = 1,154 \dots 1,636; m_2 = 1,154 \dots 1,636; m_3 = 0,972 \dots 8,1; m_4 = 10,6 \dots 12,7; m_5 = 16,8 \dots 20,1 \quad (7)$$

где $S_{\text{н\ddot{o}}}$ – площадь стенки;

S_i – площадь полки;

$$S_i = x_1 y_2; S_{\text{н\ddot{o}}} = x_2 (y_1 - x_1);$$

D_e – диаметр вертикальных валков;

D_2 – диаметр горизонтальных валков

В качестве функций отклика были приняты коэффициент вытяжки λ и коэффициент заполнения полок $k = \frac{y_4}{y_2}$. Опытные данные представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Опытные и расчетные данные по прокатке тавровых профилей в трехвалковом калибре

Опытные данные							Расчетные данные	
1	2	3	4	5	6	7	8	9
x_1/x_3	x_2/x_4	S_n/S_{cm}	D_e/x_1	D_2/x_2	λ	y_4/y_2	λ	y_4/y_2
1,385	1,385	1,8	10,6	16,8	1,219	1,056	1,196	1,059
1,154	1,385	3,214	12,7	16,8	1,119	1,007	1,155	0,995
1,385	1,154	8,1	10,6	20,1	1,167	1,037	1,093	1,048
1,154	1,154	1,5	12,7	20,1	1,105	1,0	1,073	1,060
1,636	1,385	5,25	10,6	16,8	1,232	0,990	1,255	1,011
1,364	1,385	0,972	12,7	16,8	1,265	1,005	1,218	1,004

Продолжение таблицы 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9
1,636	1,154	1,68	10, 6	20,1	1,119	1,124	1,178	1,093
1,364	1,154	3	12, 7	20,1	1,067	1,086	1,126	1,033
1,385	1,636	1,4	10, 6	16, 8	1,246	1,119	1,264	1,099
1,154	1,636	2,5	12, 7	16, 8	1,182	1,024	1,225	1,038
1,385	1,364	6,3	10, 6	20,1	1,129	1,119	1,154	1,095
1,154	1,364	1,167	12, 7	20,1	1,113	1,119	1,130	1,093
1,636	1,636	6,75	10, 6	16, 8	1,301	1,037	1,319	1,033
1,364	1,636	1,25	12, 7	16, 8	1,353	1,037	1,285	1,037
1,636	1,364	2,16	10, 6	20,1	1,280	1,074	1,233	1,119
1,364	1,364	3,857	12, 7	20,1	1,189	1,037	1,180	1,055

После обработки опытных данных получены следующие формулы для определения коэффициентов формоизменения при прокатке тавровых заготовок в трехвалковом калибре:

$$\lambda = 0,4483 + 0,2707 \frac{x_1}{x_3} + 0,2687 \frac{x_2}{x_4} - 0,0025 \frac{S_i}{S_{\tilde{n}\tilde{o}}} + 0,0121 \frac{D_{\tilde{a}}}{x_1} - 0,0073 \frac{D_{\tilde{a}}}{x_2}; \quad (8)$$

коэффициент корреляции $R = 0,85$; средняя ошибка аппроксимации равна $3,15\%$; среднее квадратичное отклонение $\sigma = 0,092$;

$$\frac{y_4}{y_2} = 0,8775 - 0,0613 \frac{x_1}{x_3} + 0,1432 \frac{x_2}{x_4} - 0,0095 \frac{S_i}{S_{\tilde{n}\tilde{o}}} - 0,0306 \frac{D_{\tilde{a}}}{x_1} + 0,0243 \frac{D_{\tilde{a}}}{x_2}; \quad (9)$$

коэффициент корреляции $R = 0,79$; средняя ошибка аппроксимации равна $3,15\%$; среднее квадратичное отклонение $\sigma = 0,064$.

Наибольшее влияние на коэффициент вытяжки λ оказывают параметры $m_1 = x_1/x_3$ и $m_2 = x_2/x_4$. С ростом этих параметров коэффициент вытяжки возрастает. Влияние остальных параметров на коэффициент вытяжки в рассматриваемом диапазоне изменения факторов (7) незначительно.

Коэффициент заполнения полок $k = y_4/y_2$ больше всего зависит от факторов $m_5 = D_{\tilde{a}}/x_2$, $m_4 = D_{\tilde{a}}/x_1$ и $m_3 = S_i/S_{\tilde{n}\tilde{o}}$.

Выводы. На основании экспериментальных данных получены формулы для определения коэффициентов формоизменения при прокатке круглой и тавровой заготовок в трехвалковых калибрах. Статистический анализ показывает достаточно высокое соответствие опытных и расчетных данных в условиях проведенного эксперимента. Полученные формулы могут быть использованы в производственных условиях Череповецкого, Ижевского и Омутнинского сталепрокатных заводов.