

РАЗДЕЛ «ПРОКАТНОЕ ПРОИЗВОДСТВО»

УДК 621.771

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., профессор
САМОХВАЛ В.М., к.т.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

УСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ ПРИ ОДНОЗОННОМ СКОЛЬЖЕНИИ МЕТАЛЛА С ПРИМЕНЕНИЕМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СМАЗКИ

У роботі розглянуті закономірності процесу холодного прокатування з застосуванням технологічного мастила. Наведено пояснення стійкості процесу при однозонному ковзанні металу в осередку деформації. Розглянуто епюри розподілу контактних напружень сил, які втягують і виштовхують. Показано, що енергетично вигідним процесом є прокатка з однозонним ковзанням в осередку деформації.

В работе рассмотрены закономерности процесса холодной прокатки с применением технологической смазки. Приведено объяснение устойчивости процесса при однозонном скольжении металла в очаге деформации. Рассмотрены эпюры распределения контактных напряжений втягивающих и выталкивающих сил. Показано, что энергетически выгодным процессом является прокатка с однозонным скольжением в очаге деформации.

In work laws of process cold rolling with application of technological greasing are examined. The explanation of stability of process is resulted at one-zone sliding of metal in the center of deformation. Are examined epure distributions of the contact pressure involving and pushing out forces. It is shown, that energetically favorable process is a rolling with one-zone sliding in the center of deformation.

Введение. Экспериментальные данные различных авторов [1-3] подтверждают возможность осуществления устойчивого процесса холодной прокатки с технологической смазкой при однозонном скольжении металла в валках, т.е. при отрицательном опережении. Исследователи объясняют устойчивость такого процесса особенностями режима гидродинамического трения в очаге деформации, когда коэффициент трения (удельная сила трения) является функцией скорости скольжения. Причем этот режим трения не ограничивается условием $R_{зв} + R_{зп} < \xi_1$. Как показывают результаты работы [4], он возможен и при $R_{зв} + R_{зп} > \xi_1$, где $R_{зв}$ и $R_{зп}$ – средняя высота микронеровностей поверхностей валка и полосы; ξ_1 – толщина слоя смазки на выходе из очага деформации.

Очевидно, что рассматриваемые условия могут иметь место и при промышленной прокатке в случае тяжелонагруженного контакта и тонкопленочной смазки. Не отрицая роли скорости скольжения в обеспечении устойчивости процесса прокатки с отрицательным опережением, отметим, что равновесное состояние в очаге деформации может поддерживаться также и в результате изменения толщины смазочной пленки. Об этом свидетельствуют результаты опытов по изучению зависимости опережения S от угла захвата α при холодной прокатке медных образцов ($h_0 \times b_0 = 5 \times 60$ мм) с касторовым маслом. Прокатку проводили на лабораторном стане дуо 180 в стальных гладких валках диаметром 190 мм. Скорость прокатки составляла $v_B = 0,35$ м/с. В опытах также

фиксируют толщину слоя смазки ξ_1 . Как видно из полученных результатов, представленных на рис.1, опытная кривая опережения существенно отличается от теоретической в области прокатки со сравнительно небольшими углами захвата при значительной толщине слоя смазки. В этой области изменения угла захвата процесс деформации металла протекает устойчиво при однозонном скольжении в очаге деформации. Начальный захват полосы был стабильным, без заметных частичных пробуксовок металла. При дальнейшем увеличении обжатия, и, соответственно, угла захвата, толщина смазочной пленки уменьшалась, а опережение увеличивалось.

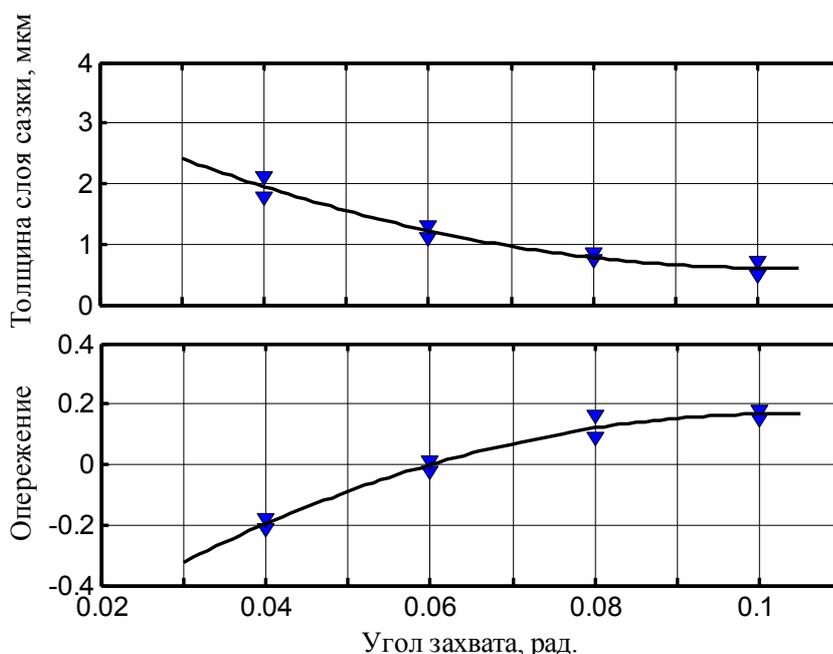


Рисунок 1 – Экспериментальные зависимости толщины слоя смазки и опережения при прокатке медных образцов

Аналогичные результаты были получены и при прокатке алюминиевых и стальных образцов с той же смазкой.

Таким образом, опыты показывают, что при холодной прокатке с технологической смазкой процесс деформации металла протекает устойчиво при однозонном скольжении в очаге деформации. Регулятором равновесия сил в очаге является толщина смазочной пленки и скорость скольжения. Очевидно, что наиболее обоснованной моделью трения в этих условиях может служить закон Ньютона.

Постановка задачи. Для более детального изучения закономерностей прокатки при однозонном скольжении металла в валках провели исследования контактных напряжений при гидродинамическом трении в очаге деформации. Заметим, что в связи с рассмотрением тяжело нагруженного контакта динамическая вязкость смазки существенно зависит от давления. Закон Баруса [5], определяющий эту зависимость, не отражает реальной картины изменения вязкости при высоких давлениях в очаге деформации из-за возможности перехода смазки в твердое фазовое состояние. Поэтому вынуждены были усреднить значение вязкости в контакте металла с валками. Для получения усредненной вязкости исходили из предположения, что полные силы трения при гидродинамическом режиме и обычном трении скольжения равны между собой:

$$\eta_{cp} \cdot \frac{v_{ck_cp}}{\xi_{cp}} = f_y p_{cp}, \quad (1)$$

где η_{cp} – среднее по очагу деформации значение динамической вязкости;
 v_{ck_cp} – средняя скорость скольжения по очагу;
 ξ_{cp} – средняя толщина смазочной пленки;
 f_y – коэффициент трения при установившемся процессе прокатки;
 p_{cp} – среднее давление по очагу деформации.

В этом случае гидродинамическая модель трения в контакте металла с валками приобретает вид:

$$\tau = \frac{f \cdot p_{cp} \cdot \xi_{cp} \cdot v_x - v_b}{v_{ck_cp} \cdot \xi_x}, \quad (2)$$

где v_x – текущее значение скорости поверхности раската;
 v_b – скорость поверхности валка;
 ξ_x – текущее значение толщины слоя смазки.

Учитывая, что толщина слоя смазки в реальных условиях холодной прокатки слабо изменяется по очагу деформации, в первом приближении можем принять $\xi_x \approx \xi_{cp}$. Тогда модель трения принимает вид:

$$\tau = \frac{f \cdot p_{cp}}{v_{ck_cp}} \cdot (v_x - v_b). \quad (3)$$

Подставив полученную модель удельных сил трения в дифференциальное уравнение равновесия Т.Кармана и решив его при известных граничных условиях, получили выражение для распределения давления. Заметим, что граничные условия на выходе из очага деформации использовали для уточнения средней скорости скольжения v_{ck_cp} , начальное значение которой определяли из выражения

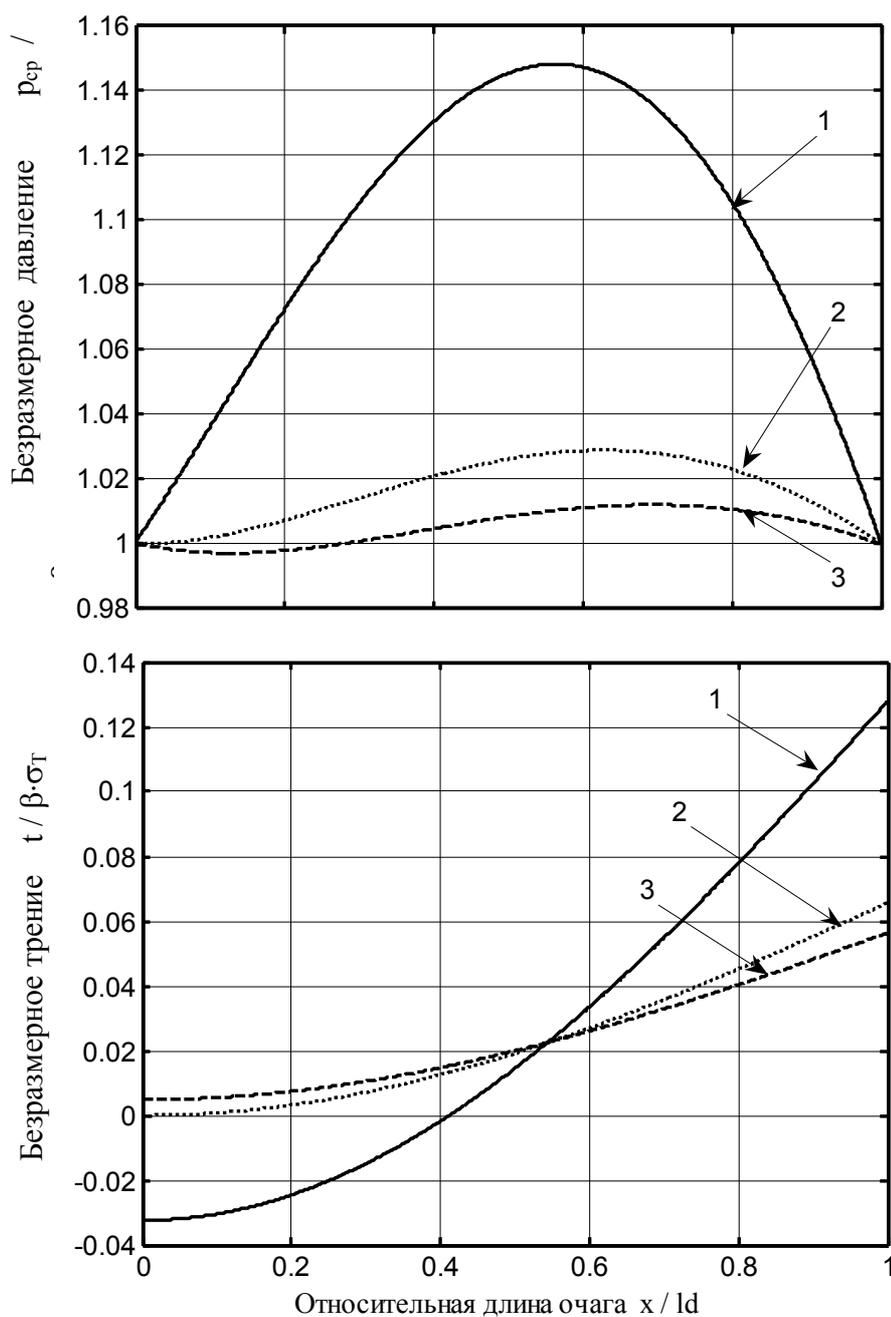
$$v_{ck_cp} = \frac{v_b \cdot \Delta h}{3 \cdot h_1}. \quad (4)$$

Решение уравнения Т.Кармана осуществляли с применением метода последовательных приближений и использованием компьютерных технологий. При этом контролировали выполнение условия:

$$\frac{1}{l_d} \int_0^\alpha p_x R d\varphi = p_{cp},$$

где p_x – текущее значение нормального давления по очагу деформации;
 α, φ – угол захвата и его текущее значение;
 R – радиус валков.

Результаты работы. Начальное значение p_{cp} определяли из номограммы А.И.Целикова. На рис.2 приведены полученные эпюры контактных напряжений для



- 1: $f = 0,0585$; $\frac{p_{cp}}{\beta \cdot \sigma_T} = 1,095$; $S = 4,1 \%$; $\frac{v_{ck_cp}}{v_b} = 0,082$;
- 2: $f = 0,0323$; $\frac{p_{cp}}{\beta \cdot \sigma_T} = 1,017$; $S = 0 \%$; $\frac{v_{ck_cp}}{v_b} = 0,098$;
- 3: $f = 0,0281$; $\frac{p_{cp}}{\beta \cdot \sigma_T} = 1,005$; $S = -1,8 \%$; $\frac{v_{ck_cp}}{v_b} = 0,106$

Рисунок 2 – Распределение безразмерных давления и трения по длине очага

трех случаев прокатки при наличии опережения, при нулевом опережении и при однозонном скольжении в очаге деформации. Моделирование указанных случаев прокатки обеспечивали изменением коэффициента трения при постоянных прочих условиях:

$$\frac{h_0}{h_1} = 1,245; \quad \alpha = 0,0468 \text{ рад}; \quad \frac{R}{h_0} = 89,9; \quad \frac{v_{ck_cp}}{v_B} = 0,082.$$

При коэффициенте трения, несколько превышающем угол захвата ($f_y = 0,0585$), получены эпюры характерные для обычного процесса прокатки (кривые 1): куполообразное распределение давления с максимумом, несколько смещенным к плоскости входа в очаг деформации по отношению к плоскости нейтрального сечения. При $f_y = 0,0323$, когда опережение равно нулю, кривая нормального давления (кривая 2) расположена несколько ниже по сравнению с предыдущей, что соответствует теории прокатки. Максимум этой эпюры еще более смещен к плоскости входа в очаг, а удельные силы трения принимают нулевое значение в плоскости выхода из очага. Важно отметить, что по всей длине очага деформации безразмерное

давление больше единицы $\frac{P_x}{\beta \cdot \sigma_T} \geq 1$. Это свидетельствует о том, что в случае прокатки с нулевым опережением при гидродинамической модели трения в зоне пластической деформации продольные нормальные напряжения σ_x не являются растягивающими.

Для случая прокатки с отрицательным опережением ($f_y = 0,0281$, кривые 3) вблизи выхода металла из валков эти напряжения становятся растягивающими и отношение $\frac{P_x}{\beta \cdot \sigma_T} < 1$.

Следует отметить, что при прокатке с нулевым и отрицательным опережением распределение давления существенно отличается от общепринятого при кулоновском законе трения. Заметим, что во всех случаях прокатки относительное среднее давление

$\frac{P_{cp}}{\beta \cdot \sigma_T}$ больше единицы. Последнее связано с тем, что при рассматриваемых условиях трения разность напряжений

$$q_x = \frac{t_x \cdot \cos \varphi_x - p_x \cdot \sin \varphi_x}{\beta \sigma_T} \quad (5)$$

на значительной части входной зоны является положительной (рис.3). При этом в случае прокатки с нулевым опережением результирующая между втягивающими и вытала-

кивающими силами $Q_\varphi = \int_\varphi^\alpha q_x \cdot d\varphi$ (рис.3, текущая площадь под кривой 2) остается по-

ложительной по всей длине очага деформации вплоть до сечения выхода металла из валков, в котором она принимает нулевое значение.

При прокатке с отрицательным опережением эта результирующая (рис.3, текущая площадь под кривой 3) по длине контактной зоны меняет знак. Будучи положительной в сечениях вблизи плоскости входа, в центральной части очага она уменьшается, переходит через нуль и далее становится отрицательной. Ближе к плоскости выхода из очага сила Q_φ уменьшается по абсолютной величине и становится равной нулю в сечении $\varphi = 0$.

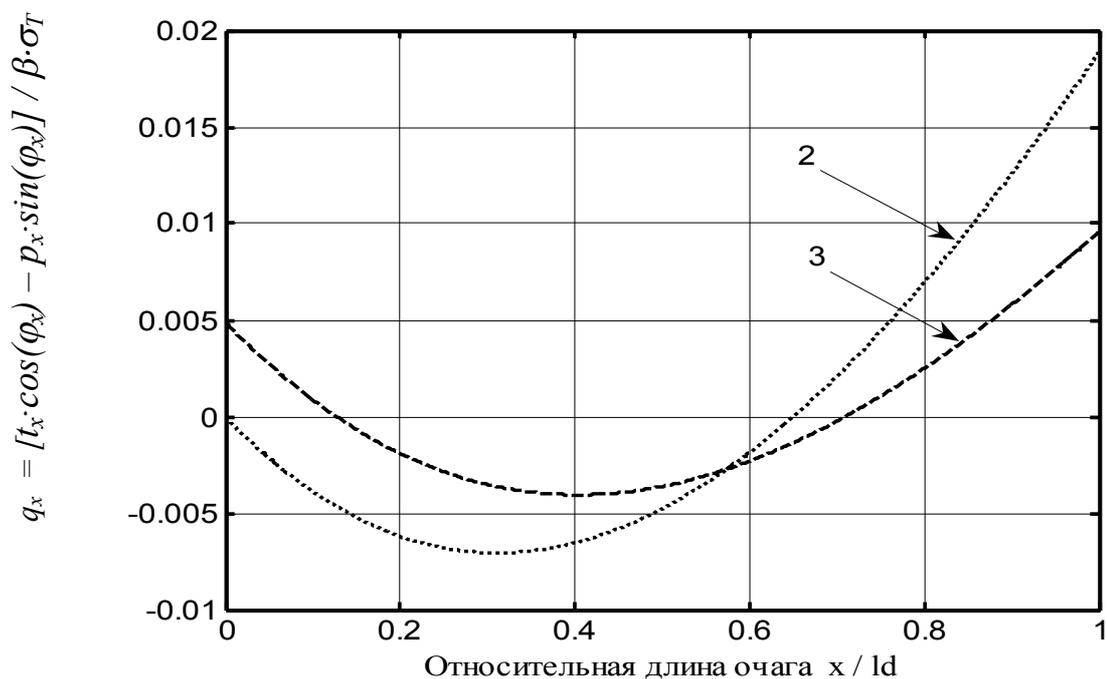


Рисунок 3 – Распределение безразмерной разности горизонтальных проекций напряжений давления и трения по очагу

Анализ кривых рис.3 и изменения результирующей Q_ϕ позволяет объяснить причину устойчивости процесса прокатки с отрицательным опережением при гидродинамическом режиме трения. Это связано с тем, что результирующая вытягивающих и выталкивающих сил Q_ϕ на значительной части входной зоны очага деформации направлена по ходу прокатки в отличие от ее направления при кулоновском трении, что и обеспечивает устойчивый процесс прокатки при однозонном скольжении металла в валках.

Выводы. 1. При гидродинамическом режиме трения регулятором равновесия сил в очаге деформации с однозонным скольжением являются толщина смазочной пленки и скорость скольжения, взаимодействие которых обеспечивает устойчивость процесса прокатки.

2. Установлено, что эпюры распределения контактных напряжений в случае однозонного скольжения при гидродинамическом и кулоновском режимах трения существенно отличаются. В частности, при гидродинамическом режиме трения среднее давление в очаге деформации всегда больше вынужденного предела текучести, максимум давления смещен ближе ко входу металла в валки, а продольные нормальные растягивающие напряжения возникают вблизи выхода из очага деформации.

3. Текущая равнодействующая вытягивающих и выталкивающих сил на большей части очага деформации, начиная от сечения входа, направлена в сторону прокатки, что способствует устойчивости процесса при однозонном скольжении.

4. Прокатка с отрицательным опережением может быть рекомендована для практического применения с целью снижения энергозатрат.

ЛИТЕРАТУРА

1. Павлов И.М., Белосевич В.К. К вопросу об отрицательном опережении при прокатке. // Изв. вузов. Черная металлургия, 1961, №10. – С.46-49.
2. Николаев В.А. Технологические параметры прокатки с высоковязкими смазками. //Изв. вузов Черная металлургия. – 1995. – №4. – С.29-32.
3. Грудев А.П. Захватывающая способность прокатных валков. – М.: СП Интермет инжиниринг. – 1998. – 283с.
4. Максименко О.П., Лейко О.Е. Методика оценки перехода к режиму жидкостного трения при прокатке // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – № 8-9. – С.161-164.
5. Белосевич В.К. Трение, смазка, теплообмен при холодной прокатке листовой стали. – М.: Металлургия, 1989. – 256с.

УДК 621.771.01

ИЗМАЙЛОВА М.К., к. т. н, доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ КРУГЛЫХ ЗАГОТОВОК В СТУПЕНЧАТЫХ ГЛАДКИХ ВАЛКАХ

Розглянуто кінематику осередку деформації, зроблено вибір кінематично можливого поля швидкостей і вирішена варіаційна задача для випадку прокатки круглих заготовок у східчастих гладких валках. Результати теоретичного рішення з достатньою для практичних розрахунків точністю погоджуються з експериментальними даними.

Рассмотрена кинематика очага деформации, сделан выбор кинематически возможного поля скоростей и решена вариационная задача для случая прокатки круглых заготовок в ступенчатых гладких валках. Результаты теоретического решения с достаточной для практических расчетов точностью согласуются с экспериментальными данными.

The kinematics of the locus of deformation is reviewed, the selection of a cinematically possible(probable) field of speeds is made and the variational problem for a case of rolling of a band of round section in stepping smooth rolls is resolved. Results of the theoretical decision with sufficient accuracy for practical calculations will be coordinated to experimental data.

Введение. Для прокатки широкого сортамента профилей простой и сложной формы находят все большее применение четырехклетевые непрерывные среднесортные станы. Исходная заготовка имеет круглое поперечное сечение. Для этих станов важное значение имеет первоначальное формоизменение заготовки в первой клетки, которое во многих случаях производится на гладких валках. Вследствие этого изучение течения металла при прокатке круга на гладкой бочке имеет не только теоретическое, но и практическое значение.

Постановка задачи. *Цель работы* – определение формоизменения при прокатке заготовки круглого сечения в ступенчатых гладких валках.

Исходная заготовка круглого сечения прокатывается в ступенчатых гладких валках таким образом, что обжатию подвергается только правая часть исходного сечения (рис.1). В результате при прокатке получаем полосу Т-образной формы.

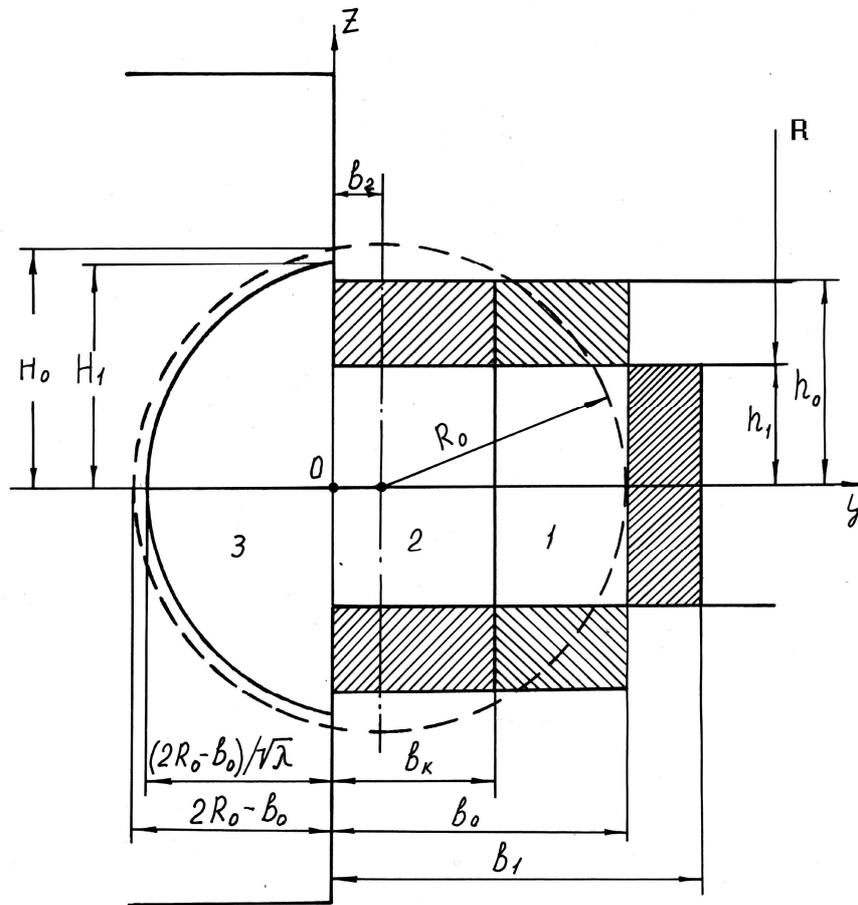


Рисунок 1 – Поперечное сечение очага деформации при прокатке Т-образной полосы

Очаг деформации можно разделить на три характерных участка: обжимаемые валками активные участки 1 и 2 и полностью пассивный участок 3. Участки 1 и 2 разделены критическим сечением b_e (рис.1), которое является границей раздела течения металла в поперечном направлении. Металл участка 3 испытывает деформацию продольного растяжения за счет сил взаимодействия, которые возникают вблизи поверхности стыка участков 2 и 3.

При исследовании кинематики очага деформации при прокатке заготовки круглого сечения в ступенчатых гладких валках (рис.1) и последующем расчете формоизменения и энергосиловых параметров на основе вариационных принципов механики целесообразно для компонент поля скоростей использовать [1] гипотезу плоских сечений

$$v_x = v_{xk} = f(x), \quad v_{y_i} = v_{y_i k}, \quad v_{z_i} = C_0 + C_1 z, \quad (1)$$

где k – индекс принадлежности компонент поля скоростей к контактной поверхности;

i – индекс участка очага деформации.

Прокатываемый металл считаем несжимаемой жесткопластической средой. Условие несжимаемости для скоростей относительных удлинений записывается в виде:

$$\xi_x + \xi_{y_i} + \xi_{z_i} = 0 \quad (2)$$

или

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_{y_i}}{\partial y} + \frac{\partial v_{z_i}}{\partial z} = 0. \quad (3)$$

При выборе поля скоростей перемещений деформации во внешних зонах не учитываем. При этом полагаем, что в плоскости выхода полосы из валков деформации полностью заканчиваются, а на входе прокатываемой полосы в геометрический очаг деформации распространение деформации во внешнюю зону учитываем в виде мощности сил среза.

Ввиду симметрии ступенчатого калибра относительно продольно-горизонтальной плоскости рассматриваем при выборе кинематически возможного поля скоростей 1/2 (верхнюю) часть очага деформации. Ось Ox направлена против хода прокатки. Начало координат расположено в плоскости выхода полосы из валков.

Уравнение поверхности верхнего валка F_z на участках 1 и 2, разрешенное относительно аппликаты, записывается в виде следующего выражения:

$$F_z = R + h_1 - \sqrt{R^2 - x^2}. \quad (4)$$

Для упрощения решения задаваемое круглое сечение заменяем соответственным прямоугольником. В этом случае высота h_0 определяется как среднеинтегральная величина:

$$h_0 = \frac{1}{b_0} \int_0^{b_2+R_0} H_z dy = \frac{1}{b_0} \int_0^{b_2+R_0} \sqrt{R_0^2 - (y - b_2)^2} dy \quad (5)$$

и длина очага деформации, общая для всех участков, равна длине очага деформации на активных участках 1 и 2:

$$l = \sqrt{R^2 - [R - (h_0 - h_1)]^2}. \quad (6)$$

Выбор кинематически возможного поля скоростей начинаем с компоненты v_x , которая одинакова для всех участков и записывается в соответствии с [1]

$$v_x = -v_e a_1 \left[1 - \left(1 - \frac{1}{\lambda} \right) \frac{x^3}{l^3} \right], \quad (7)$$

где v_e – окружная скорость валков;

$a_1 = \frac{v_1}{v_e}$ – коэффициент опережения;

$\lambda = \frac{v_1}{v_0}$ – коэффициент вытяжки;

v_0, v_1 – скорость полосы при $x = l$ и $x = 0$, соответственно.

Используя соотношение (7), определяем скорость относительного удлинения:

$$\xi_x = \frac{\partial v_x}{\partial x} = 3v_e a_1 \left(1 - \frac{1}{\lambda} \right) \frac{x^2}{l^3}. \quad (8)$$

Вертикальную компоненту скорости $v_{z_{1,2}}$ на участках 1 и 2 записываем согласно (1):

$$v_{z_{1,2}} = C_0 + C_1 z. \quad (9)$$

Удовлетворяя граничным условиям

$$v_{z_{1,2}} = v_{z_{1,2}^k} \text{ при } z = F_z, \quad v_{z_{1,2}} = 0 \text{ при } z = 0,$$

находим из (9)

$$v_{z_{1,2}} = \xi_{z_{1,2}} z, \quad (10)$$

где

$$\xi_{z_{1,2}} = v_{z_{1,2}^k} / F_z. \quad (11)$$

Скорость на контактной поверхности $v_{z_{1,2}^k}$ определяется из условия непроницаемости

$$v_{zk} = v_{xk} \frac{\partial F_z}{\partial x} + v_{yk} \frac{\partial F_z}{\partial y}, \quad (12)$$

которое для участков 1 и 2 рассматриваемого очага деформации при

$$v_{xk} = v_x \text{ и } \frac{\partial F_z}{\partial y} = 0$$

имеет вид

$$v_{z_{1,2}^k} = v_x \frac{\partial F_z}{\partial x}, \quad (13)$$

где производная $\frac{\partial F_z}{\partial x}$ вычисляется из (4):

$$\frac{\partial F_z}{\partial x} = \frac{x}{\sqrt{R^2 - x^2}}. \quad (14)$$

Из условия несжимаемости (2) для участков 1 и 2

$$\xi_{y_{1,2}} = -(\xi_x + \xi_{z_{1,2}}). \quad (15)$$

После интегрирования (15) с учетом граничного условия:

$$v_{y_{1,2}} = 0 \text{ при } y = b_k,$$

находим

$$v_{y_{1,2}} = \xi_{y_{1,2}} (y - b_k). \quad (15)$$

Участок 3 является полностью пассивным, и для него имеем [1]

$$\xi_{y_3} = \xi_{z_3}. \quad (16)$$

Учитывая (16), находим из условия несжимаемости (2)

$$\xi_{y_3} = -0,5 \xi_x, \quad \xi_{z_3} = -0,5 \xi_x. \quad (17)$$

Граничное условие для v_{y_3} :

$$v_{y_3} = v_{y_{1,2}} \text{ и } \delta z = 0. \quad (18)$$

Граничное условие для v_{z_3} :

$$v_{z_3} = 0 \text{ и } \delta z = 0. \quad (19)$$

Интегрируя (17), определяем v_{y_3} с учетом (18) и v_{z_3} с учетом (19):

$$v_{y_3} = v_{y_{1,2}} \Big|_{y=0} - 0,5\xi_x y, \quad (20)$$

$$v_{z_3} = -0,5\xi_x z. \quad (21)$$

Скорости относительных сдвигов ξ_{ij} определяются [1] при $i \neq j$ из соотношения

$$\xi_{i,j} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i}), \quad i, j = x, y, z. \quad (22)$$

Для получения функционала мощностей вариационной задачи необходимо вычислить сумму мощностей всех сопротивлений деформации [1]. В эту мощность N войдут мощности деформации (внутренних сил), срезов на границах разделов участков и зон и сил трения на скоростях скольжения.

Мощность внутренних сил на участках 1 и 2

$$N_{1,2} = \tau_s \int_0^l \int_0^{b_x} \int_0^{F_z} H_{1,2} dx dy dz, \quad (23)$$

где $H_{1,2}$ – интенсивность скоростей деформации сдвига на участках 1 и 2;

$$b_x = \frac{v_0 h_0 b_0}{v_x F_z} = \frac{h_0 b_0}{\lambda F_z \left[1 - \left(1 - \frac{1}{\lambda} \right) \frac{x^3}{l^3} \right]}. \quad (24)$$

Мощность внутренних сил на участке 3

$$N_3 = \tau_s \int_0^l \int_0^{b_{\bar{\delta}}} \int_0^{H_z} H_3 dx dy dz, \quad (25)$$

где H_3 – интенсивность скоростей деформации сдвига на участке 3;

$$b_{\bar{\delta}} = 0,5(2R_0 - b_0) \left(1 + \frac{1}{\sqrt{\lambda}} \right). \quad (26)$$

Мощность сил трения на скоростях скольжения на контактной поверхности участков 1 и 2

$$N_{\delta\delta_{1,2}} = \psi \tau_s \int_0^l \int_0^{b_x} \sqrt{(v_x - v_{bx})^2 + v_{y_{1,2}}^2 + (v_{z_{1,2}} - v_{bz})^2} \Big|_{z=F_z} \frac{dx dy}{\cos(n, z)}, \quad (27)$$

где v_{bx} , v_{bz} – составляющие окружной скорости валков;

ψ – коэффициент развития контактных напряжений.

Сумма мощностей сил среза на входе полосы в валки

$$N_{\text{нб}} = \tau_s \int_0^{b_0} \int_0^{h_0} \sqrt{v_{y_{1,2}}^2 \Big|_{x=l} + v_{z_{1,2}}^2 \Big|_{x=l}} dydz + \tau_s \int_0^{2R_0-b_0} \int_0^{H_0} \sqrt{v_{y_3}^2 \Big|_{x=l} + v_{z_3}^2 \Big|_{x=l}} dydz. \quad (28)$$

Мощность сил среза между участками 1, 2 и 3

$$N_{\text{нб}1,2,3} = \tau_s \int_0^l \int_0^{F_z} |v_{z_{1,2}} - v_{z_3}|_{y=0} dx dz. \quad (29)$$

Результаты работы. Вариационная задача сводится к поиску минимума функционала

$$N = N_{1,2} + N_3 + N_{\text{тр}1,2} + N_{\text{ср}} + N_{\text{ср}1,2,3}. \quad (30)$$

Варьируемыми параметрами являются коэффициент вытяжки λ , коэффициент опережения a_1 и ширина критического сечения b_k (рис. 1).

Представленный алгоритм реализован на ЭВМ. Входными данными в программе являются независимые переменные

$$m_1 = \frac{R_0}{h_1}; m_2 = \frac{b_0}{R_0}; m_3 = \frac{R}{h_1}; m_4 = \psi. \quad (31)$$

Область изменения факторов (31) определяется следующими соотношениями:

$$1,3 \leq m_1 \leq 2,3; 1,0 \leq m_2 \leq 1,8; 7,5 \leq m_3 \leq 15,0; 0,5 \leq m_4 \leq 1,0. \quad (32)$$

В этой области был проведен численный эксперимент по определению значений параметров деформации с помощью разработанной программы. Вычисленные на ЭВМ значения коэффициента вытяжки λ обработаны по методу множественной корреляции [2]. В результате аппроксимации получена следующая формула:

$$\lambda = 0,118m_1^2 - 0,230m_1 - 0,00657m_2^2 + 0,0789m_2 - 0,00207m_3^2 + 0,0474m_3 + 0,264m_4^2 - 0,394m_4 + 0,924. \quad (33)$$

Наибольшее влияние на изменение величины коэффициента вытяжки λ оказывают параметры m_1 и m_2 . С увеличением m_1 и m_2 коэффициент λ возрастает.

Проверка адекватности зависимости (33) производилась по критерию Фишера. В результате статистического анализа зависимости (33) имеем: коэффициент множественной корреляции $r = 0,97$; средняя ошибка аппроксимации $\delta = 1,81\%$; среднеквадратичное отклонение $\sigma_\delta = 0,007$.

По известному значению коэффициента вытяжки из условия постоянства объема может быть определена ширина полосы после прокатки B_1 по следующей формуле:

$$B_1 = (2R_0 - b_0) / \sqrt{\lambda} + h_0 b_0 / \lambda h_1. \quad (34)$$

С целью проверки зависимостей (33) и (34) проведены экспериментальные исследования по прокатке стальных заготовок круглого поперечного сечения в ступенчатых гладких валках при температуре 1150°C . Диаметр валков 300 мм.

В табл. 1 приведены опытные данные, а также расчетные значения коэффициента вытяжки $\lambda_{\text{данный}}$ по формуле (33) и ширины профиля B_1 по формуле (34). Достигнутая точность расчетов позволяет использовать рассмотренную методику при проведении технологических расчетов.

Таблица 1. – Опытные и расчетные значения технологических параметров

R_0 , мм	b_0 , мм	h_1 , мм	ψ	$\lambda_{\text{экс}}$	$\lambda_{\text{расч}}$	$B_{1 \text{ экс}}$, мм	$B_{1 \text{ расч}}$, мм
19,5	25,4	15	0,6	1,04	1,04	39,5	39,7
27	35,1	15	0,8	1,11	1,10	63,3	65,6
27	18,9	15	0,6	1,08	1,07	56,2	56,2
13	16,9	10	0,6	1,03	1,02	27,2	26,9
18	23,4	10	1,0	1,13	1,10	42	43,8
18	12,6	10	0,8	1,03	1,04	38	38,2

Выводы. Разработан алгоритм расчета формоизменения при прокатке Т-образной полосы из заготовки круглого сечения в ступенчатых гладких валках.

Результаты решения на ЭВМ обработаны по методу множественной корреляции и получена формула для определения коэффициента вытяжки. Достигнутая точность определения коэффициента вытяжки позволяет рекомендовать предложенный алгоритм при проведении технологических расчетов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Тарновский И. Я., Скороходов А. Н., Илюкович Б. М. Элементы теории прокатки сложных профилей. – М.: Металлургия, 1972. – 352с.
2. Зажигаяев Л. С., Кишьян А. А., Романиков Ю. И. Методы планирования и обработки результатов физического эксперимента. – М.: Атомиздат, 1978. – 232с.

УДК 621.771

ШТОДА М.Н., к.т.н., доцент,
ГАЛИЦКИЙ Е.В., к.т.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ МАКСИМАЛЬНЫХ УГЛОВ ПОДГИБКИ ПРИ ПРОФИЛИРОВАНИИ

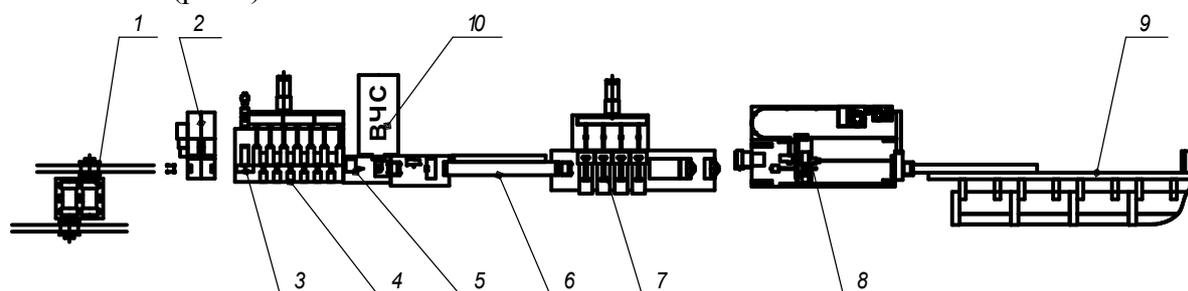
В статті описані рівняння, за допомогою яких можна визначити кути підгибки, максимальні за умовами самовільного захвату штаби валками при профілюванні рівнополочних кутиків.

В статье описаны уравнения, при помощи которых можно определить углы подгибки, максимальные по условиям самопроизвольного захвата полосы валками при профилировании равнополочных уголков.

There are described equation, through which is possible to define corners are flexible, maximal on conditions of spontaneous capture of a strip at rolls at rolling angels with by equal shelves in clause.

Введение. Развитие машиностроения требует освоения новых более экономичных и технологичных профилей проката, то есть перед черной металлургией постоянно стоит вопрос о расширении сортамента проката. Особенно это касается производства гнутых профилей, которое позволяет существенно экономить металл. Поэтому создание новых аг-

агрегатов для производства гнутых профилей имеет большие перспективы. Примером агрегата, который позволяет производить профили различной конфигурации в широком сорimente, может служить трубоэлектросварочный агрегат конструкции ВНИИМЕТМАШ ТЭСА 10-20 (рис.1).



1 – размотыватель; 2 – стол стыковочный; 3 – перфоратор; 4 – стан формовочный; 5 – участок сварочный; 6 – холодильник; 7 – стан профилировочный; 8 – пила летучая «250»; 9 – стеллаж со сбрасывателем; 10 – сварочное устройство ВЧС

Рисунок 1 – Схема агрегата ТЭСА 10-20 конструкции ВНИИМЕТМАШ

Агрегат предназначен для изготовления сварных профилей различного сечения для нужд теплоэнергетики, строительства и автомобильной промышленности. Готовая продукция агрегата: трубы круглые, профильные (квадрат, прямоугольник, овал, плоский овал, спецпрофили) с размерами в пределах периметра, соответствующего ширине исходной заготовки.

Постановка задачи. Такие и подобные им производства предполагают уменьшение числа проходов в целях экономии парка валков и уменьшения времени на перевалку и настройку оборудования стана. Для выполнения этого при разработке калибровки валков необходимо задавать углы подгибки максимальные по условиям захвата. Однако, до сих пор вопросы, касающиеся условий захвата при профилировании, в литературе раскрыты недостаточно подробно.

Результаты работы. Рассмотрим наиболее простой случай процесса гибки полосы – профилирования равнополочного уголка (рис.2).

В случае профилирования равнополочного углового профиля углы подгибки для обеих полок одинаковы и заготовка задается в калибр симметрично относительно вертикальной оси, как показано на рис.2. Тогда расстояние от условного дна калибра (на рис.2 показано пунктиром) до нижней грани исходной заготовки в момент контакта полосы с валками Δh_{yc} можно определить по формуле:

$$\Delta h_{yc} = b_0 \operatorname{tg} \alpha_{\Pi}, \quad (1)$$

где b_0 – половина ширины заготовки;

α_{Π} – угол подгибки полосы.

Условный минимальный радиус нижнего валка определяем по формуле:

$$R_x = R_{\max_{\Pi}} - b_k \operatorname{tg} \alpha_{\Pi}, \quad (2)$$

где $R_{\max_{\Pi}}$ – максимальный диаметр нижнего валка;

b_k – ширина ручья калибра нижнего валка.

Радиус нижнего валка в точке контакта с полосой:

$$R_{k_{\Pi}} = R_{\max_{\Pi}} - (b_k - b_0) \operatorname{tg} \alpha_{\Pi}. \quad (3)$$

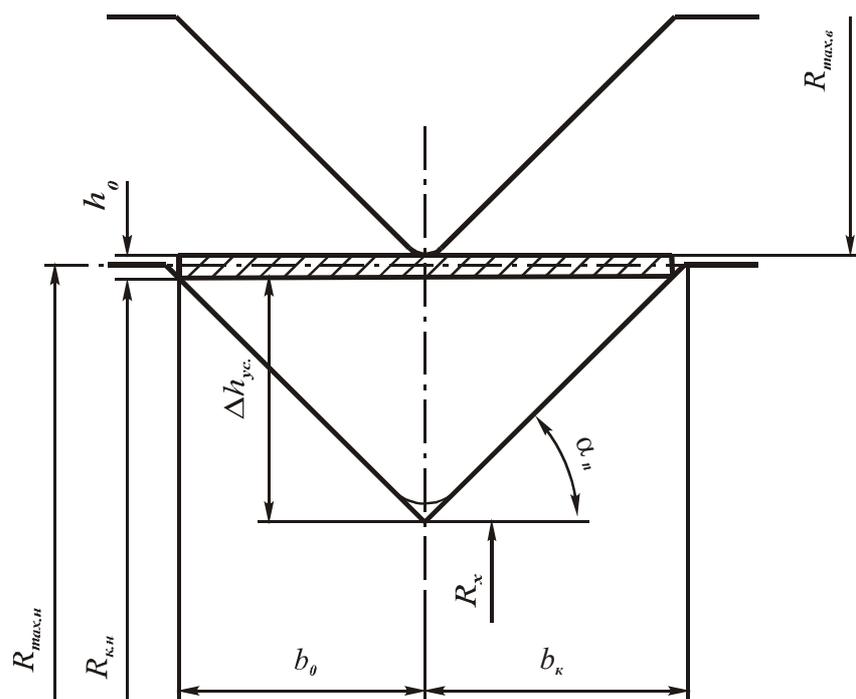


Рисунок 2 – Схема очага деформации в момент контакта полосы с валками при гибке в угловом калибре

Рассмотрим продольный разрез калибра в момент касания полосы с валками (рис.3).

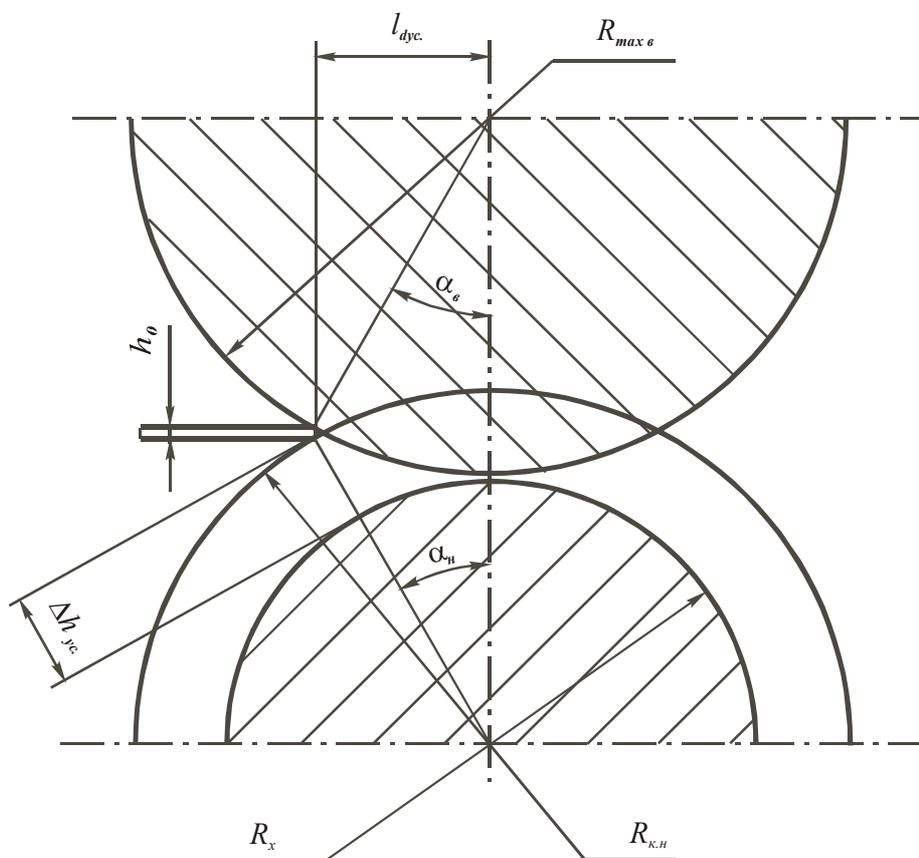


Рисунок 3 – Продольный разрез калибра в момент касания полосы с валками

Из рис.3 видно, что расстояние от оси валков до края полосы в точке контакта (назовем его условной длиной очага деформации) и условный угол захвата для нижнего валка можно определить по формулам:

$$\alpha_n = \arcsin \left[1 - \frac{R_{кн}^2 - R_{max_b}^2 + (R_x + R_{max_b})^2}{2R_{кн}(R_x + R_{max_b})} \right], \quad (4)$$

где R_{max_b} – максимальный радиус калибра для верхнего валка.

$$\ell_{d_{yc}} = R_{кн} \sin \alpha_n. \quad (5)$$

Тогда условный угол захвата для верхнего валка определяем по формуле:

$$\alpha_b = \arcsin \left(\frac{\ell_{d_{yc}}}{R_{max_b}} \right). \quad (6)$$

Практика работы профилегибочных агрегатов комбината «Запорожсталь» показывает, что для получения прямолинейного профиля необходимо применение одного неприводного валка. Для случая прокатки с одним неприводным валком условие захвата имеет вид [1]:

$$\alpha_3 \leq \frac{1}{2} \left(f_n - f_{ш} \frac{r_{ш}}{R_{max_b}} \right), \quad (7)$$

где f_n – коэффициент трения на контакте приводного валка с металлом;

$f_{ш}$ – коэффициент трения в опорах неприводного валка;

$r_{ш}$ – радиус шеек неприводного валка.

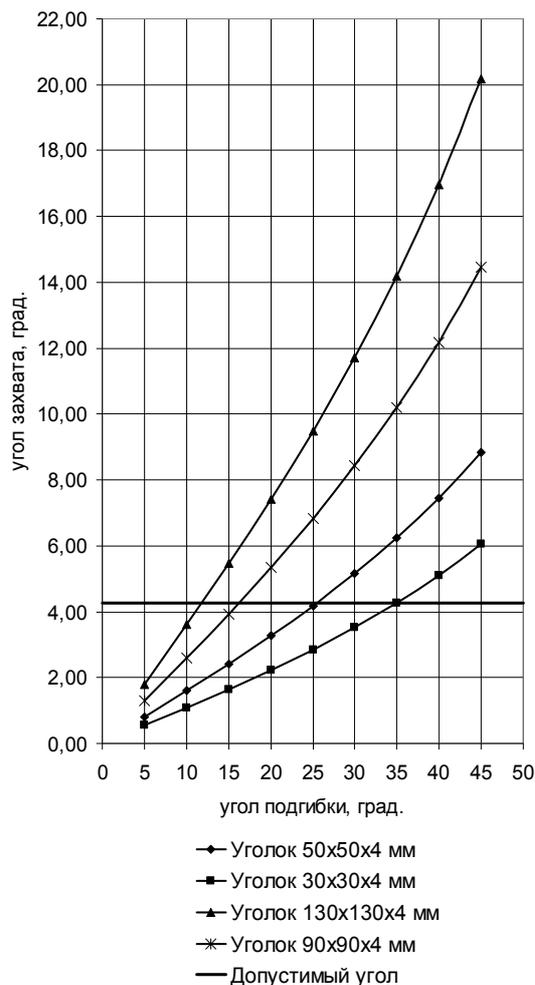
Понятно, что для пары α_n и α_b определяющим значением будет наибольший угол. Тогда можно определить углы захвата в зависимости от угла подгибки при профилировании уголков в пределах значений, позволяющих самопроизвольный захват полосы валками.

Результаты расчетов для различных случаев профилирования равнополочных уголков для наглядности представлены в виде графиков (рис.4).

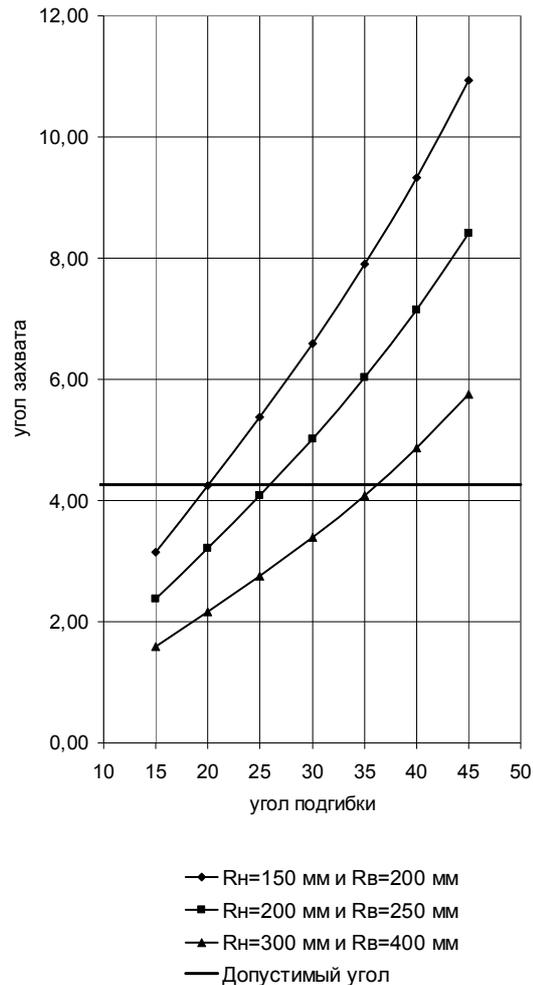
Из рис.4 видно, что угол захвата в первом проходе при профилировании равнополочного уголка в значительной степени зависит от угла подгибки, ширины заготовки и диаметра валков. Увеличение угла подгибки и ширины заготовки приводит к тому, что полоса встречается с валками на большем расстоянии от их оси и угол захвата при этом увеличивается, а увеличение диаметра – наоборот, уменьшает угол захвата.

Анализ результатов расчетов показывает, что в случае профилирования с одним неприводным валком, большинство углов подгибки находятся за пределами допустимо возможных значений. В этих случаях для обеспечения самопроизвольного захвата полосы валками необходимо либо увеличение диаметра валков стана, либо увеличение допустимых углов захвата. Увеличение угла захвата в этом случае возможно либо за счет уменьшения скорости профилирования, что, с одной стороны, уменьшает производительность стана, а, с другой – способствует плавному захвату полосы валками, либо за счет увеличения разности между диаметром бочки и шейки неприводного валка.

Выводы. Зависимости для расчета углов подгибки, описанные в статье, представляют особый интерес при проектировании новых профилегибочных станков, так как позволяют в зависимости от предполагаемого сортамента определить его основные параметры (скорость, диаметр валков, количество клетей). Полученные выражения могут



а)



б)

Рисунок 4 – Зависимости углов захвата от угла подгибки профиля и от ширины заготовки при одинаковых диаметрах валков (а) и от диаметров валков при одинаковой ширине заготовки (б)

быть применены при разработке новых калибровок валков, однако при этом следует учитывать также то, что маршрут подгибки следует выбирать таким образом, чтобы передний конец полосы плавно входил в калибр и, кроме того, чтобы при этом не происходило разрушение полосы у кромок и в местах изгиба.

Таким образом, полученные формулы для аналитического определения угла подгибки при начальном профилировании угловых профилей, которое является определяющим для получения требуемой формы профиля, могут быть рекомендованы для практического применения. Аналогичные формулы могут быть получены и для других случаев профилирования.

ЛИТЕРАТУРА

1. А.П. Грудев Захватывающая способность прокатных валков. – М.: СП «ИНТЕРМЕТ ИНЖИНИРИНГ», 1998. – 283с.

Днепродзержинский государственный технический университет

**ФОРМОИЗМЕНЕНИЕ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ КРУГЛОЙ ЗАГОТОВКИ
В ПЕРВОМ ФОРМИРУЮЩЕМ УГЛОВЫМ КАЛИБРЕ**

В статті описані експериментальні дослідження формозміни металу при прокатці в першому формуючому калібрі сталевих заготовок круглого поперечного перерізу.

В статье описаны экспериментальные исследования формоизменения металла при прокатке в первом формирующем калибре стальных заготовок круглого поперечного сечения.

There are the experimental researches of change of the form of metal are described at rolling in first forming caliber of steel preparations of round cross section in clause.

Введение. Прокатка фасонных профилей началась с производства уголков примерно в период между 1810 и 1819 годами [1]. Несмотря на это, до сих пор одним из важнейших вопросов прокатного производства является повышение точности и качества угловых профилей. Исследованию этих вопросов были посвящены многочисленные труды ученых-прокатчиков. Однако до сих пор многие вопросы так и остались недостаточно раскрытыми. К таким вопросам можно отнести формоизменение металла при прокатке различных заготовок в первом формирующем калибре. А между тем, как отмечают практически все специалисты, заполнение первого формирующего калибра во многом определяет качество готового уголка.

Постановка задачи. Таким образом, для определения влияния формы и размеров заготовки на заполнение первого формирующего углового калибра и силовые условия прокатки необходимо провести экспериментальные исследования для получения данных для дальнейшей статистической обработки.

С этой целью, на лабораторном стане 300 ДГТУ были проведены экспериментальные прокатки. В качестве образцов использовали стальные полосы круглого поперечного сечения диаметром 35 мм и длиной 300 мм. Образцы нагревались в электрической печи до температуры 1100°C после чего прокатывались в первых формирующих угловых калибрах различной формы и размеров при каждой прокатке производились измерения силы прокатки.

Результаты работы. Результаты эксперимента показывают, что в большей мере заполнение гребня калибра зависит от четырех параметров очага деформации (рис.1):

$$m_1 = \frac{D_0}{h_1}; m_2 = \frac{H}{C}; m_3 = \frac{R_B}{h_1}; m_4 = \frac{D_0}{H}, \quad (1)$$

где D_0 – диаметр заготовки;

h_1 – толщина полки после прокатки;

H – глубина вреза ручья верхнего вала;

C – ширина гребня калибра у основания;

R_B – радиус верхнего вала по полке профиля.

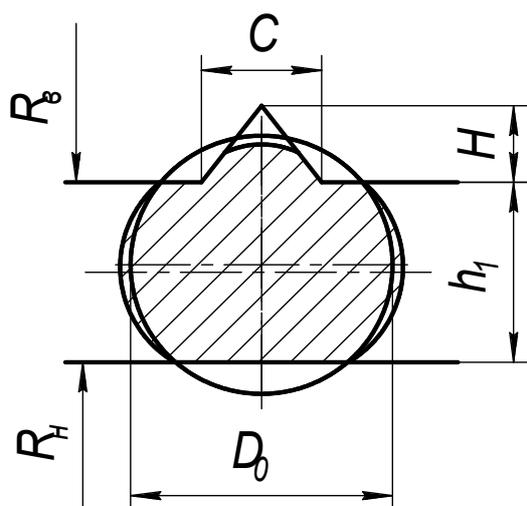
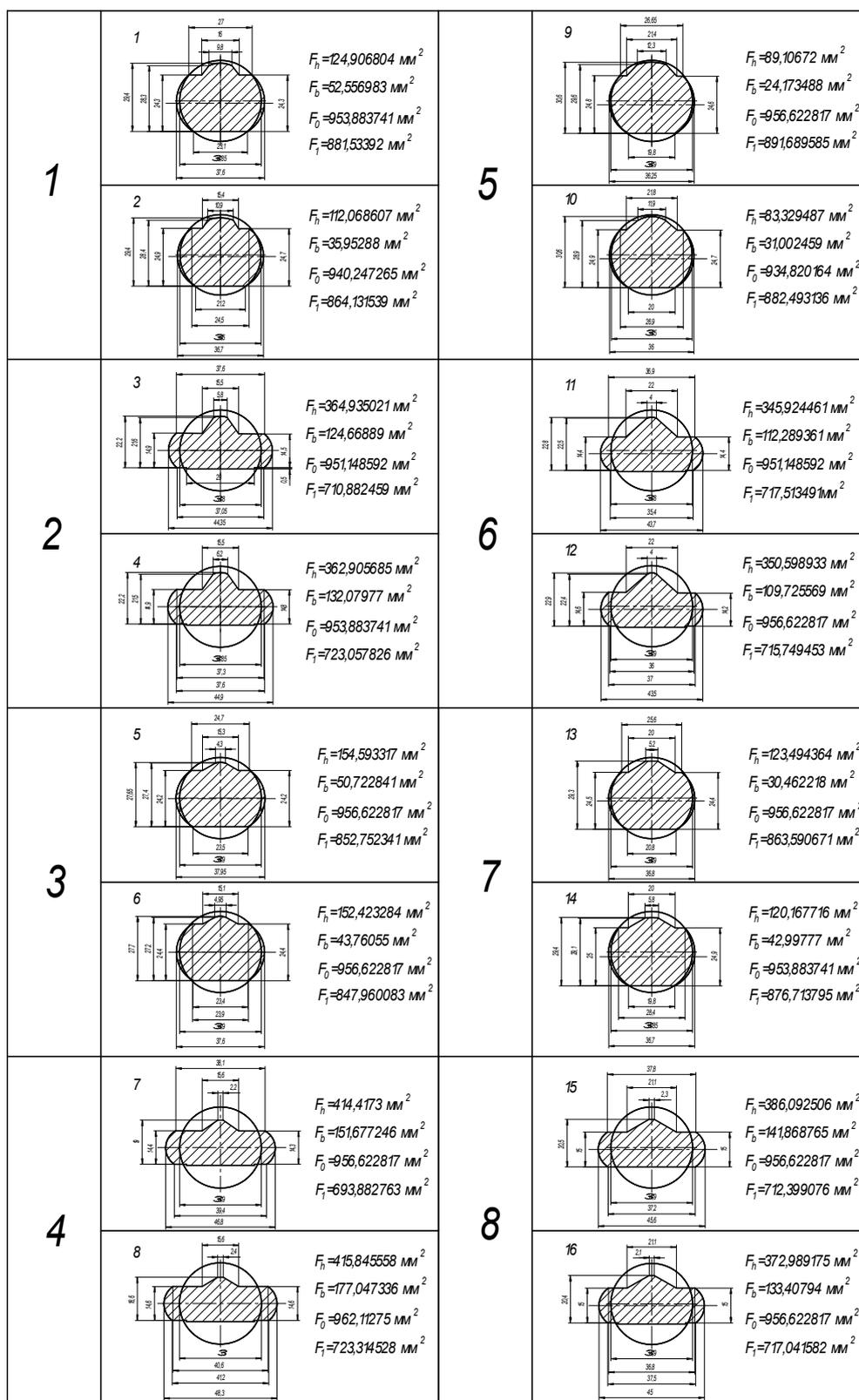


Рисунок 1 – Схема очага деформации при проведении эксперимента

На рис.2 показаны обводки образцов до и после прокатки на лабораторном стане 300.



Для получения математических зависимостей степени заполнения гребня профиля при прокатке круглых стальных заготовок в первом формирующем калибре от параметров очага деформации был произведен корреляционный анализ экспериментальных данных. Степень заполнения гребня профиля выразим относительной величиной:

$$\Delta s = \frac{S_0 - S_1}{S_0}, \quad (2)$$

где S_0 – площадь гребня калибра (ручей верхнего валка);

S_1 – площадь гребня профиля после прокатки.

По результатам измерений образцов, показанным на рис.2, составляем расчетную табл.1.

Таблица 1 – Исходные данные для расчета линейной регрессии

№	m_1	m_2	m_3	m_4	Δs	m_1^2	m_2^2	m_3^2	m_4^2	$m_1 \Delta s$	$m_2 \Delta s$	$m_3 \Delta s$	$m_4 \Delta s$	Δs^2
1	1,434	0,645	5,165	3,376	0,713	2,057	0,416	26,673	11,398	1,022	0,460	3,681	2,406	0,508
2	1,395	0,800	5,060	2,809	0,576	1,946	0,640	25,608	7,890	0,804	0,461	2,916	1,619	0,332
3	2,367	0,711	8,537	3,156	0,887	5,604	0,506	72,887	9,963	2,101	0,631	7,576	2,801	0,787
4	2,347	0,715	8,451	3,144	0,874	5,507	0,511	71,422	9,887	2,051	0,625	7,386	2,748	0,764
5	1,442	0,291	5,372	7,841	0,941	2,080	0,085	28,857	61,483	1,357	0,274	5,057	7,381	0,886
6	1,430	0,276	5,328	8,378	0,945	2,046	0,076	28,386	70,197	1,352	0,261	5,037	7,921	0,894
7	2,432	0,347	9,059	6,447	0,980	5,915	0,120	82,070	41,563	2,384	0,340	8,879	6,319	0,961
8	2,397	0,303	8,904	7,404	0,976	5,747	0,092	79,283	54,816	2,340	0,296	8,693	7,229	0,953
9	1,413	0,538	5,263	3,029	0,737	1,996	0,290	27,701	9,175	1,041	0,397	3,877	2,231	0,542
10	1,391	0,414	5,242	3,822	0,841	1,935	0,171	27,478	14,607	1,170	0,348	4,410	3,216	0,708
11	2,417	0,450	9,028	3,515	0,974	5,840	0,203	81,501	12,356	2,355	0,438	8,796	3,425	0,949
12	2,424	0,444	9,028	3,570	0,979	5,874	0,198	81,501	12,742	2,374	0,435	8,843	3,496	0,959
13	1,427	0,328	5,133	5,325	0,932	2,037	0,107	26,347	28,356	1,331	0,30555	4,786	4,965	0,869
14	1,397	0,292	5,030	5,962	0,936	1,951	0,085	25,302	35,550	1,307	0,273	4,707	5,579	0,876
15	2,327	0,293	8,367	5,654	0,988	5,413	0,086	70,001	31,965	2,299	0,289	8,267	5,587	0,976
16	2,327	0,284	8,367	5,820	0,990	5,413	0,081	70,001	33,870	2,304	0,281	8,284	5,762	0,980
min	1,391	0,276	5,030	2,809	0,576	1,935	0,076	25,302	7,890	0,804	0,261	2,916	1,619	0,332
max	2,432	0,800	9,059	8,378	0,990	5,915	0,640	82,070	70,197	2,384	0,631	8,879	7,921	0,980
среднее	1,898	0,446	6,958	4,953	0,892	3,835	0,229	51,564	27,864	1,725	0,382	6,325	4,543	0,809
сумма	30,367	7,132	111,334	79,253	14,272	61,364	3,667	825,019	445,818	27,59	6,116	101,196	72,685	12,946

Воспользовавшись исходными и расчетными данными из табл.1, определяем дисперсии для независимых и зависимых переменных:

$$\sigma_x^2 = \frac{\sum_{i=1}^n x_i^2}{n} - \bar{x}^2; \quad \sigma_y^2 = \frac{\sum_{i=1}^n y_i^2}{n} - \bar{y}^2, \quad (3)$$

где x_i – значение независимой переменной для i -ой точки эксперимента;

n – количество экспериментальных точек;

\bar{x} – среднее значение независимой переменной;

y_i – значение зависимой переменной (исследуемого параметра) для i -ой точки эксперимента;

\bar{y} – среднее значение зависимой переменной (исследуемого параметра).

Получаем следующие значения дисперсий и средних квадратичных отклонений:

$$\sigma_{m_1}^2 = \frac{61,364}{16} - 1,898^2 = 0,233; \sigma_{m_1} = 0,4827;$$

$$\sigma_{m_2}^2 = \frac{3,667}{16} - 0,446^2 = 0,0305; \sigma_{m_2} = 0,1746;$$

$$\sigma_{m_3}^2 = \frac{825,019}{16} - 6,958^2 = 3,1449; \sigma_{m_3} = 1,7734;$$

$$\sigma_{m_4}^2 = \frac{445,818}{16} - 4,953^2 = 3,3285; \sigma_{m_4} = 1,8244;$$

$$\sigma_{\Delta_s}^2 = \frac{12,946}{16} - 0,892^2 = 0,0135; \sigma_{\Delta_s} = 0,1162.$$

Коэффициенты корреляции вычисляются по формуле:

$$r = \frac{\sum_{i=1}^n x_i y_i - n\bar{x}\bar{y}}{n\sigma_x\sigma_y}. \quad (4)$$

Отсюда коэффициенты корреляции для независимых параметров, выбранных при проведении эксперимента, составят: $r_{m_1} = 0,5633$, $r_{m_2} = -0,7571$, $r_{m_3} = 0,5727$ и $r_{m_4} = 0,5877$. Так как произведения всех коэффициентов корреляции на выражение $\sqrt{n-1}$ больше 2, то связь между выбранными независимыми параметрами и степенью заполнения вершины гребня калибра весьма вероятна.

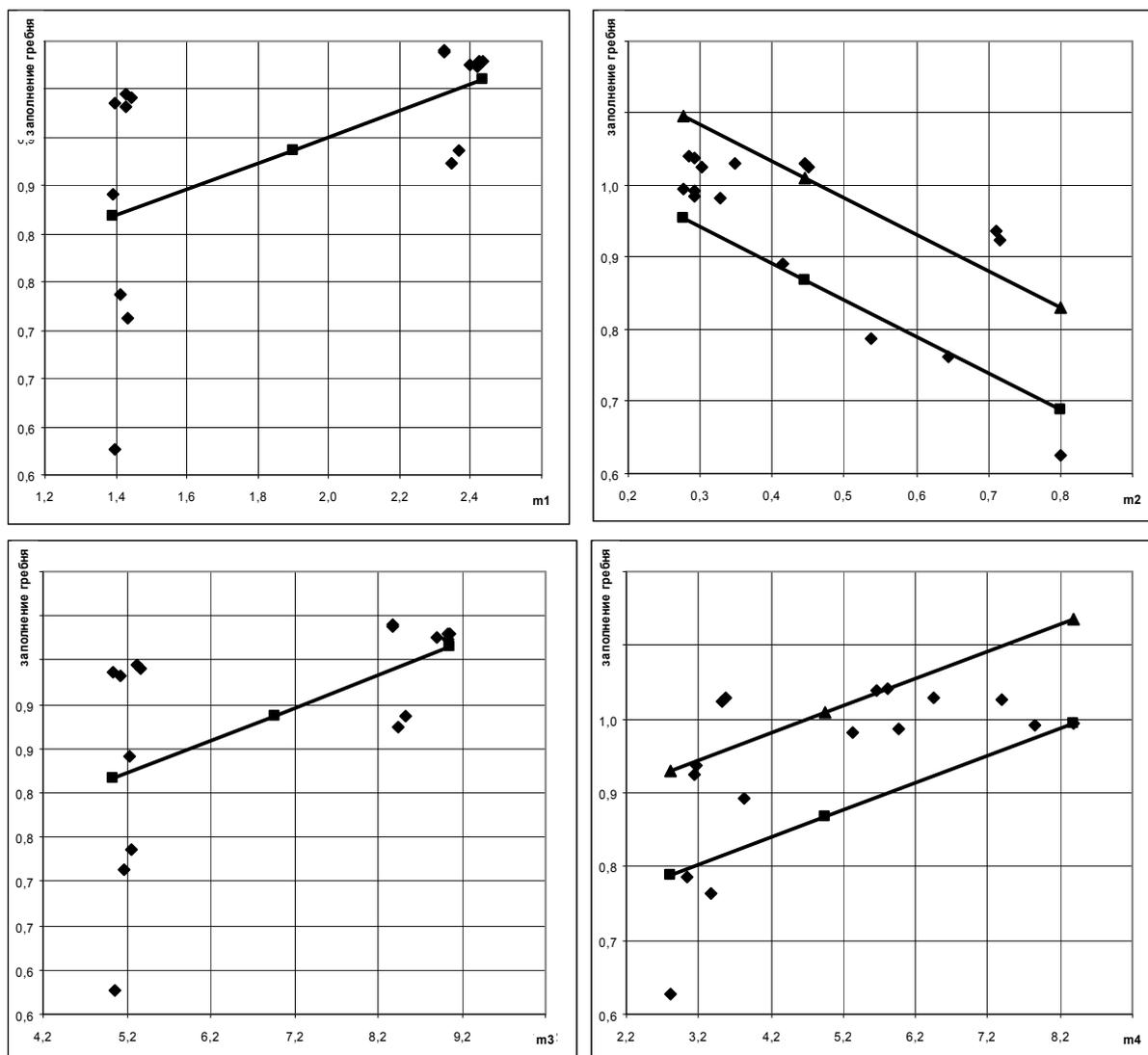
Уравнение линии регрессии для степени заполнения вершины гребня калибра имеет вид:

$$\Delta_s = 0,413 + 0,136 \frac{D_0}{h_1} - 0,504 \frac{H}{C} + 0,037 \frac{R_B}{h_1} + 0,037 \frac{D_0}{H}. \quad (5)$$

Графическое представление опытных точек и линий регрессии подтверждает хорошую сходимость опытных и расчетных данных (рис.3).

Анализ результатов исследований показывает, что увеличение параметров $m_1 = \frac{D_0}{h_1}$, $m_3 = \frac{R_B}{h_1}$ и $m_4 = \frac{D_0}{H}$ приводит к увеличению степени заполнения гребня первого формирующего углового калибра. Это объясняется тем, что при этом увеличивается смещенный объем металла в направлении высоты профиля.

Увеличение параметра $m_2 = \frac{H}{C}$ приводит к уменьшению степени заполнения гребня первого формирующего углового калибра, что также имеет вполне логичное объяснение. Увеличение высоты гребня (размер H) приводит к уменьшению угла при вершине калибра, следовательно, при этом увеличиваются силы сопротивления течению металла по направлению к вершине гребня профиля, так как металлу необходимо выполнить большую степень деформации. При увеличении ширины основания гребня калибра (размер C) угол при вершине калибра увеличивается, то есть силы сопротивления течению металла по направлению к вершине гребня профиля уменьшаются.



◆ – опытные данные;
 — — — — — расчетные данные

Рисунок 3 – Зависимости степени заполнения гребня калибра от независимых параметров очага деформации m_1 , m_2 , m_3 и m_4

Выводы. Полученное уравнение линий регрессии для степени заполнения вершины гребня калибра позволяет формализовать процесс разработки калибровки валков для угловых профилей при условии обеспечения правильного выполнения вершины готового профиля.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бейнон Росс Е. Калибровка валков и расположение прокатных станов. – М.: Металлургиздат, 1960. – 204с.