

## РОЗДІЛ «ПРОКАТНЕ ВИРОБНИЦТВО»

УДК 621.771.001

ДАНЬКО А.В., к.т.н., ассистент

Донбасский государственный технический университет

### ПРОФИЛИРОВАНИЕ ВАЛКОВ ДЛЯ УМЕНЬШЕНИЯ ПОПЕРЕЧНОЙ РАЗНОТОЛЩИННОСТИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КИНЕМАТИЧЕСКИ АСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ

**Введение.** Уменьшение поперечной разнотолщинности до  $0,1 \div 0,15$  мм является необходимым условием конкурентоспособности производителей толстых листов. В настоящее время разработано много различных способов достижения высокого уровня точности прокатки, таких как противоизгиб, осевой сдвиг, перекрещивание валков и др. Однако все они требуют изменений в конструкции рабочих клеток и потому весьма дорогостоящие. В условиях дефицита финансовых ресурсов указанные конструктивные способы малодоступны для отечественных металлургических предприятий. Поэтому является актуальной задача разработки эффективных технологических способов уменьшения поперечной разнотолщинности, не требующих для своего внедрения существенных затрат.

Одним из вариантов решения данной задачи является применение кинематически асимметричной прокатки в валках с выпуклой рабочей профилировкой [1]. Сущность нового способа устранения поперечной разнотолщинности заключается в выборе такой выпуклой рабочей профилировки валков, которая обеспечит при номинальной силе прокатки  $P_n$ , максимальной ширине раската  $b_p$  и определенной температурной выпуклости валков  $\Delta S_t$  минимальную разнотолщинность  $\delta h_b$ . В работе [1] показано, что при прокатке в валках с выпуклой профилировкой раскатов с шириной, меньшей максимальной, при прочих неизменных условиях, разнотолщинность будет увеличиваться. Для ее устранения необходимо уменьшать силу прокатки по сравнению с  $P_n$ . Предложено это делать за счет кинематической асимметрии, так как при рассогласовании скоростей рабочих валков сила прокатки, как это достоверно установлено многими исследователями, уменьшается [2-4].

В данной работе предлагается иной подход. Поскольку момент прокатки любой клетки ограничен, а при увеличении толщины листов он растет, то в качестве  $P_n$  следует выбирать силу  $P$  при прокатке относительно толстых листов, когда длина очага деформации значительна и момент прокатки близок к предельно допустимому. При уменьшении толщины сила  $P$  будет увеличиваться. Для ее стабилизации используется кинематически асимметричная прокатка.

Разнотолщинность может увеличиваться также вследствие уменьшения  $\Delta S_t$  при снижении темпа прокатки и из-за износа валков. Эти явления, как и увеличение силы прокатки при деформировании более холодных участков металла, также устраняются кинематической асимметрией. Единственная проблема, которая возникает при реализации данного способа - как при ограниченной величине допустимого момента прокатки  $[M_{пр}]$  рабочей клетки и различных обжатиях при прокатке разных толщин листов из разных марок сталей выбрать величину  $P_n$ , при которой профилировка обеспечивает минимизацию  $\delta h_b$ .

**Постановка задачи.** Разработать методику определения оптимальной величины номинальной силы прокатки  $P_n$  и профилировки валков для уменьшения поперечной разнотолщинности кинематически асимметричной прокаткой (КАП) так, чтобы указанный способ охватывал как можно большую часть сортамента стана.

**Результаты работы.** Известно, что сила прокатки связана с моментом прокатки соотношением:

$$P = \frac{M_{np}}{2\psi \sqrt{R\Delta h}}, \quad (1)$$

где  $\psi$  – коэффициент плеча момента;

$R$  – радиус рабочих валков, м;

$\Delta h$  – обжатие, м.

Для обеспечения высокой производительности клетки момент прокатки должен быть близким к максимальному. Т.к.  $\psi$  в низком очаге деформации меняется незначительно, то по (1) сила  $P$  в основном зависит от обжатия  $\Delta h$ . При изменении  $\Delta h$  и  $M_{np} = \text{const}$  сила  $P$  будет меняться, что при фиксированной ширине  $b_p$  будет приводить к появлению  $\delta h_b$ , т.к. профилировка рассчитана на  $P_n$ . Поэтому профилировку следует создавать под прокатку с максимальным  $\Delta h$ , т.е. для самых толстых листов. При прокатке более тонких листов (при  $\varepsilon \approx \text{const}$ ) обжатие будет уменьшаться, а сила  $P$  расти. Для поддержания постоянства  $P$ , что обеспечит минимизацию  $\delta h_b$ , можно использовать рассогласование скоростей валков.

Известно, что при максимальной степени рассогласования скоростей рабочих валков  $K_v$ , представляющей отношение скоростей ведущего валка к ведомому, сила прокатки может быть уменьшена в 1,3 раза [5]. Следовательно,  $P_n$  может быть в 1,3 раза меньше той максимальной силы, которая возникает при прокатке самых тонких листов.

Поскольку диапазон регулирующего воздействия КАП относительно невелик, то минимизацию  $\delta h_b$  целесообразно производить в том диапазоне толщин сортамента данного стана, который требует максимального качества. Например, для стана 3000 ОАО «АМК» это штрипсы толщиной  $8 \div 18$  мм.

Конкретная величина  $P_n$  определяется параметрами рабочей клетки. В качестве примера рассмотрим чистовую клетку стана 3000 ОАО «АМК». Ее параметры:

- диаметр рабочих валков – 900 мм;
- диаметр опорных валков – 1650 мм;
- длина бочек – 3000 мм;
- максимальная сила прокатки – 44,15 МН;
- максимальный момент прокатки – 2,94 МНм;
- номинальный момент прокатки – 1,76 МНм;
- ширина прокатываемых листов – от 1500 до 2700 мм.

При прокатке листов  $5 \times 2700 \times 8000$  мм из низколегированной стали 15Г в последнем проходе, где устраняется  $\delta h_b$ , сила прокатки равна 35,23 МН при моменте 1,014 МНм. Обжатие равно 2 мм, а степень деформации – 40%. Этот режим можно считать самым интенсивным по силе прокатки и величину  $P = 35,23$  МН принять за максимальную. Тогда:

$$P_n = \frac{P_{\max}}{1,3} = \frac{35,23}{1,3} = 27,1 \approx 27 \text{ Мн.}$$

При прокатке листов толщиной 20 мм и более обычно сила  $P$  меньше 27 МН, т.к. рекомендуемые обжатия в последнем проходе не превышают 4 мм [6]. Для возникновения  $P_n = 27$  МН при прокатке листов толщиной 20 мм обжатие должно быть равно 8 мм. Тогда момент прокатки по (1) составит  $\approx 2,29$  МНм, что в пределах допустимого. Т.о. силу прокатки 27 МН в данном случае можно принять за  $P_n$  и под нее разрабатывать профилировку валков.

Чтобы разработать профилировку валковой системы кварто для прокатки раскатов максимальной ширины 2850 мм (максимальная ширина листов с учетом припуска на боковую обрезь) с теоретически нулевой  $\delta h_b$  при силе прокатки 27 МН, воспользовались методикой Тягунова В.А. и др. [7]. Поскольку расчет ведется методом последовательных приближений, то в среде MathCAD была разработана программа, реализующая алгоритм методики [7]. В результате расчета деформации валковой системы чистовой клетки ТЛС 3000 при различных значениях выпуклостей рабочих и опорных валков бы-

ло установлено, что требуемый результат может быть получен при следующих параметрах рабочей профилировки валков (рис.1):

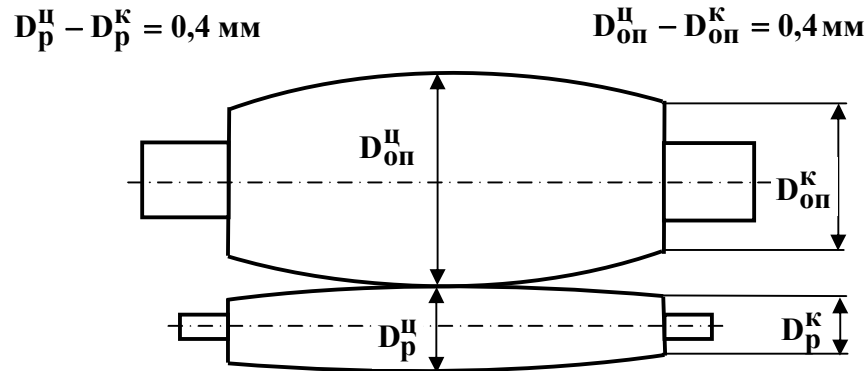


Рисунок 1 – Профилировка валков для нового способа уменьшения разнотолщинности

Под рабочей понимается профилировка валков в клети при установившемся темпе прокатки, т.е. с определенной  $\Delta S_t$ . В соответствии с [7] форма образующих валков принята параболической. На рис.2 показаны зависимости  $\delta h_b$  от ширины раскатов для данной профилировки при различных  $P$ . Цифры у кривых соответствуют  $P$  в МН.

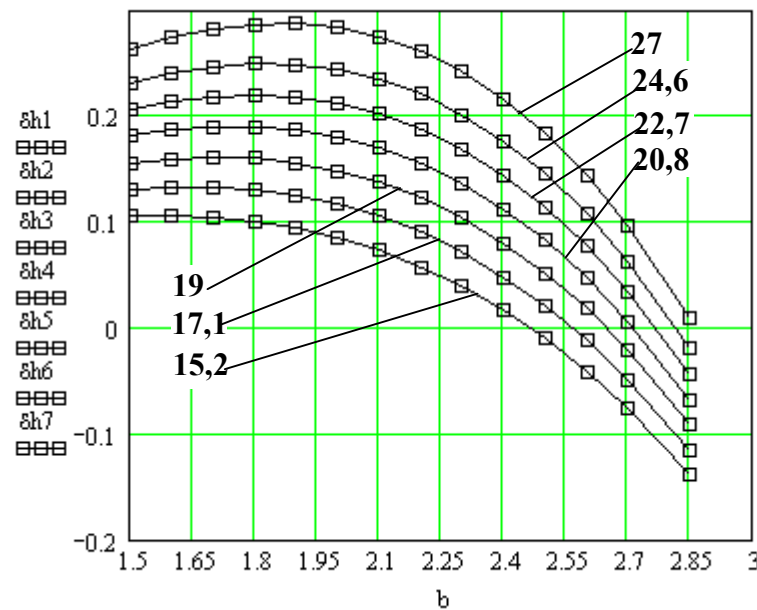


Рисунок 2 – Зависимость разнотолщинности от ширины раскатов при разной силе  $P$

Верхняя кривая  $\delta h_1$  показывает изменение разнотолщинности от ширины раскатов при  $P_n = 27 \text{ МН}$ . Видно, что при  $b_p = 2850 \text{ мм}$   $\delta h_b$  практически равна нулю. При уменьшении ширины раската при прочих равных условиях идут два противоположно направленных процесса: уменьшение силы прокатки пропорционально уменьшению ширины очага деформации и увеличение неравномерной составляющей сплющивания рабочего и опорного валков. В результате первого  $\delta h_b$  уменьшается, а в результате второго, как это показано в работе [1], увеличивается. Результат этих процессов отображается остальными кривыми рис.2 с  $P_i$ , уменьшающимися пропорционально уменьшению ширины  $b_p$ . Величины  $\delta h_b$  при ширине, соответствующей  $P_i$ , представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Поперечная разнотолщинность при уменьшении ширины раскатов

Ширина раската, мм	1600	1800	2000	2200	2400	2600	2850
P, МН	15,2	17,1	19,0	20,8	22,7	24,6	27,0
$\Delta h_b$ , мм	0,104	0,130	0,148	0,155	0,144	0,107	0,01

На рис.3 показан график зависимости  $\delta h_b$  от ширины раската в соответствии с табл.1. Из него видно, что во всем диапазоне ширины разнотолщинность практически не выходит за предел 0,15мм.

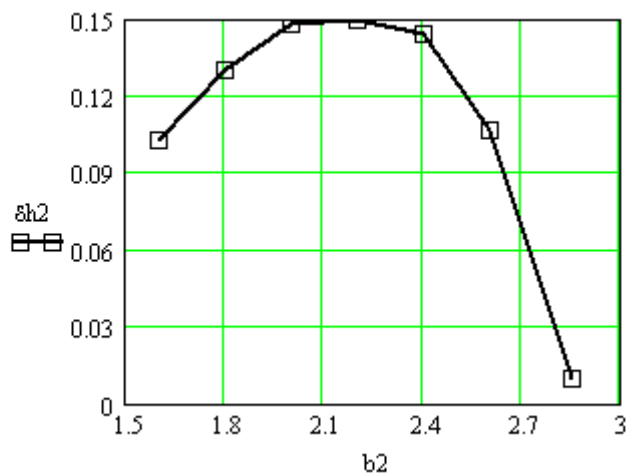


Рисунок 3 – Максимальная величина разнотолщинности при уменьшении ширины

Для реализации предложенного способа уменьшения поперечной разнотолщинности клеть должна быть оборудована системой автоматического поддержания заданной силы прокатки, которая в зависимости от показаний датчика силы прокатки вырабатывает сигнал на рассогласование скоростей рабочих валков.

Эффективность данного способа зависит от величины допустимого момента прокатки клетки: чем больше  $[M_{пр}]$ , тем более толстые листы можно прокатывать при фиксированной деформации валкового комплекта. При прокатке относительно тонких листов клеть будет недоиспользоваться по моменту. Однако вследствие малой жесткости полосы при горячей прокатке уменьшение  $\delta h_b$  можно выполнять только в одном, последнем проходе. Поэтому существенного уменьшения производительности клетей не будет.

**Выводы.** Благодаря кинематически асимметричной прокатке и выпуклой рабочей профилировки валков, определяемой по предложенной методике, можно уменьшать поперечную разнотолщинность на большей части сортамента толстолистовых станов без существенных затрат и потери производительности.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Кулик А.Н. Способ уменьшения поперечной разнотолщинности посредством кинематически асимметричной прокатки / А.Н.Кулик, А.В.Данько, Г.В.Колесникова и др. //Обработка материалов давлением: сб. научн. тр. ДГМА, №1, (20), 2009. – С.225-228.
2. Пименов А. Ф. Асимметричные процессы прокатки – анализ, способы и перспективы применения / А. Ф. Пименов, В. Н. Скороходов, А. И. Трайно и др. // Сталь. – М. 1982. – № 1. – С.53-56.
3. Коновалов Ю.В. Регулирование разнотолщинности листов на толстолистовых станах управлением скоростным режимом прокатки / Ю.В.Коновалов, А.А.Будаква, В.Е.Гончаров, А.Н.Завражный. // Металл. и горнорудн. промышленность. – 1987. – №1. – С.25-26.

4. Горелик В.С. Освоение прокатки толстых листов со скоростной асимметрией на стане 3600 /В.С.Горелик, А.А.Будаква, П.С.Гринчук и др. //Сталь. – 1984. – №7. – С.31-33.
5. Данько А.В. Удосконалення технології гарячої прокатки товстих листів шляхом керування швидкісними режимами деформування. Автореф. дисс. к-та техн. наук: 05.03.05 // Донбаська державна машинобудівна академія. – Краматорськ. – 2008. – 19с.
6. Технологическая инструкция ТИ 229-ПГЛ-035-109-2006. ОАО «АМК», Алчевск, 2006. – 100с.
7. Тягунов В. А. Определение поперечной разнотолщинности листов при прокатке на станах кварто. / В. А. Тягунов, Е. Т. Малых, Ю. В. Денисов Ю.В. // Изв. вузов. Черная металлургия. – М. : 1967. – №8. – С.77–81.

УДК 621.771.01

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., профессор  
РОМАНЮК Р.Я., аспирант

Днепродзержинский государственный технический университет

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОДОЛЬНОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ ПО РАВНОВЕСИЮ ВСЕХ СИЛ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ

**Введение.** В теории принято, что показателем устойчивости является угол нейтрального сечения, и при равенстве его нулю наступают предельные условия прокатки. Вместе с тем, из опытных данных, известны случаи торможения полосы при наличии опережения [1] и устойчивого процесса – при однозонном скольжении металла в очаге деформации [1-4]. В этих случаях угол нейтрального сечения не может быть регулятором равновесия сил в зоне контакта полосы с валками.

В работах [5-7] приведена методика определения средней результирующей горизонтальных сил, действующих в очаге деформации. В ходе обработки экспериментальных и теоретических эпюр контактных напряжений показано, что данная сила является индикатором устойчивости и с помощью её можно оценить возможность процесса прокатки в более широком диапазоне. С помощью средней результирующей горизонтальных сил можно объяснить причину пробуксовок при наличии опережения, выяснить, что обеспечивает устойчивое ведение процесса прокатки при однозонном скольжении металла в очаге деформации.

**Постановка задачи.** Целью работы является разработка методики определения устойчивости процесса прокатки, исходя из равновесия горизонтальных сил в очаге деформации, а также анализ положения общей результирующей внешних сил.

Остановимся на методике определения устойчивости процесса деформации, в основе которой лежит расчет средней результирующей внешних горизонтальных сил.

Исходными данными для расчёта данной силы и дальнейшего анализа процесса являются эпюры распределения контактных напряжений по длине очага деформации. Эти сведения можно получить либо из экспериментальных данных, либо используя модели, характеризующие трение в зоне контакта полосы с валками. Эпюры распределения давления и удельных сил трения по длине дуги контакта при теоретической задаче строятся в результате совместного решения дифференциального уравнения Кармана и принятой модели трения [5,6].

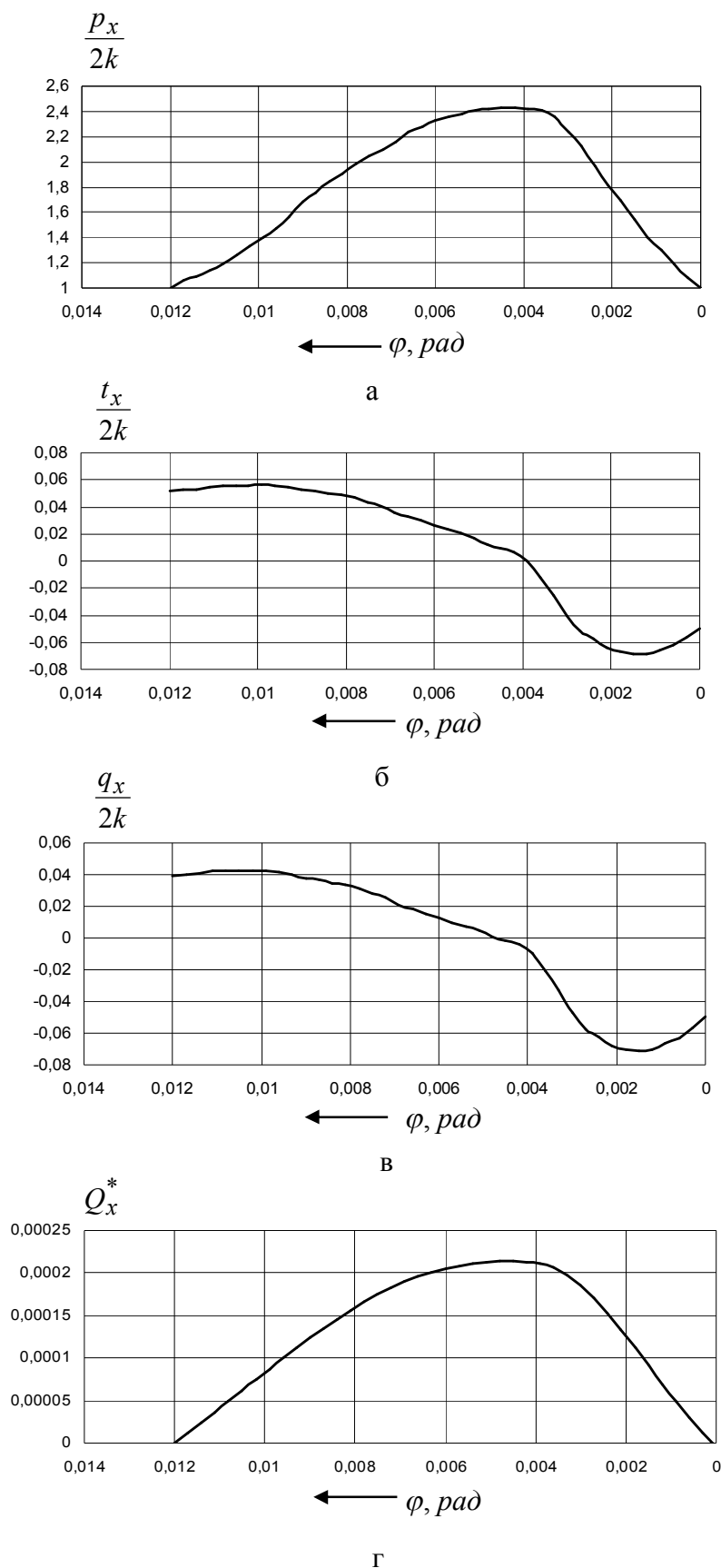


Рисунок 1 – Эпюры распределения контактных напряжений, продольного внешнего напряжения и текущей результирующей горизонтальных сил по длине очага деформации в безразмерных величинах

Для примера использования методики обратимся к данным теоретического исследования контактных напряжений Я.Д.Василёва [8]. На рис.1 а, б приведены эпюры распределения в безразмерных величинах нормального давления и удельных сил трения по длине очага деформации.

Найдём разность их проекций в горизонтальном направлении и получим продольное внешнее горизонтальное напряжение, т.е.

$$\frac{q_x}{2k} = -\frac{p_x}{2k} \sin \varphi + \frac{t_x}{2k} \cos \varphi, \quad (1)$$

где  $\varphi$  – текущий угол в очаге деформации,

$2k$  – сопротивление деформации.

Следовательно, в горизонтальном направлении зоны контакта металла с валками будет действовать текущая результирующая сила, которая вызвана напряжением  $q_x$ , определяемая по формуле:

$$Q_x^* = \int_{\varphi}^{\alpha} \frac{q_x}{2k} d\varphi. \quad (2)$$

Приведенные выше величины являются также безразмерными и представлены на рис.1 в, г. Как видно из графика изменения силы  $Q_x^*$ , она на границах очага деформации равна нулю. В этих сечениях при  $\frac{p_x}{2k} = 1$  из уравнения пластичности

$$p_x - \sigma_x = 2k,$$

следует, что продольное напряжение  $\sigma_x = 0$ , откуда, в свою очередь, следует, что рассматриваемый процесс является установившимся.

Внутри же очага деформации безразмерная текущая результирующая внешних горизонтальных сил не равна нулю, следовательно, можно найти её среднее значение.

Для данного случая это значение составляет  $Q_{ср\ гориз}^* = 0,0001$ .

Отметим, что сила  $Q_{ср\ гориз}^*$  в очаге деформации уравнивается, согласно дифференциального уравнения Кармана, средней результирующей внутренних сил.

**Результаты работы.** Таким образом, при простом устойчивом процессе, средняя результирующая горизонтальных сил направлена в сторону прокатки. Отсюда следует, что общая результирующая внешних сил в очаге деформации должна быть наклонена под определённым углом в сторону движения полосы.

Определим численное значение вертикальной проекции данной силы.

Для этого воспользуемся выше представленными эпюрами распределения контактных напряжений (рис.1 а, б).

Находим внешнее вертикальное напряжение в безразмерной величине по формуле:

$$\frac{q_y}{2k} = \frac{p_x}{2k} \cos \varphi + \frac{t_x}{2k} \sin \varphi. \quad (3)$$

Эпюра её изменения представлена на рис.2.

Данное напряжение вызывает действие текущей результирующей внешних сил, среднее значение которой можно определить следующим образом:

$$Q_{ср\ верт}^* = \frac{1}{\alpha} \int_0^{\alpha} \frac{q_y}{2k} d\varphi. \quad (4)$$

В рассматриваемом случае её величина равна 0,0218.

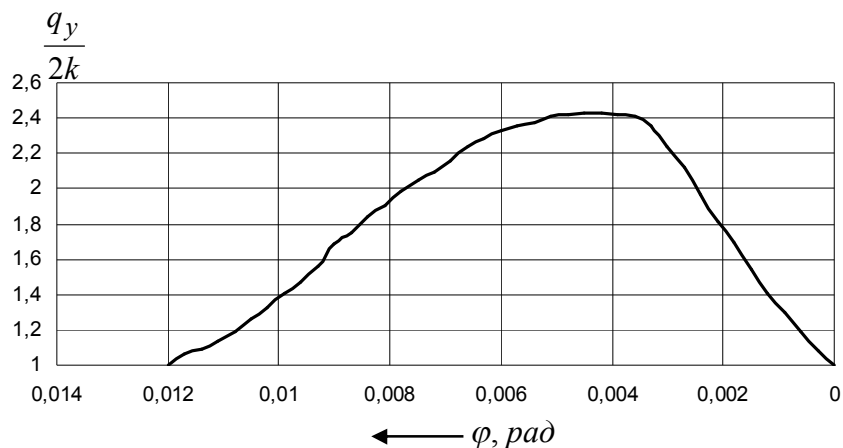


Рисунок 2 – Эюра распределения вертикального внешнего напряжения по длине очага деформации в безразмерной величине

Тогда общая результирующая внешних сил в безразмерной величине равна:

$$Q_{рез}^* = \sqrt{(0,0001)^2 + (0,0218)^2} = 0,0218.$$

За счёт наклона общей результирующей силы по отношению к направлению движения полосы при расчёте момента изменится плечо её приложения.

Рассмотрим очаг деформации с учётом вышеприведенных сил (рис.3).

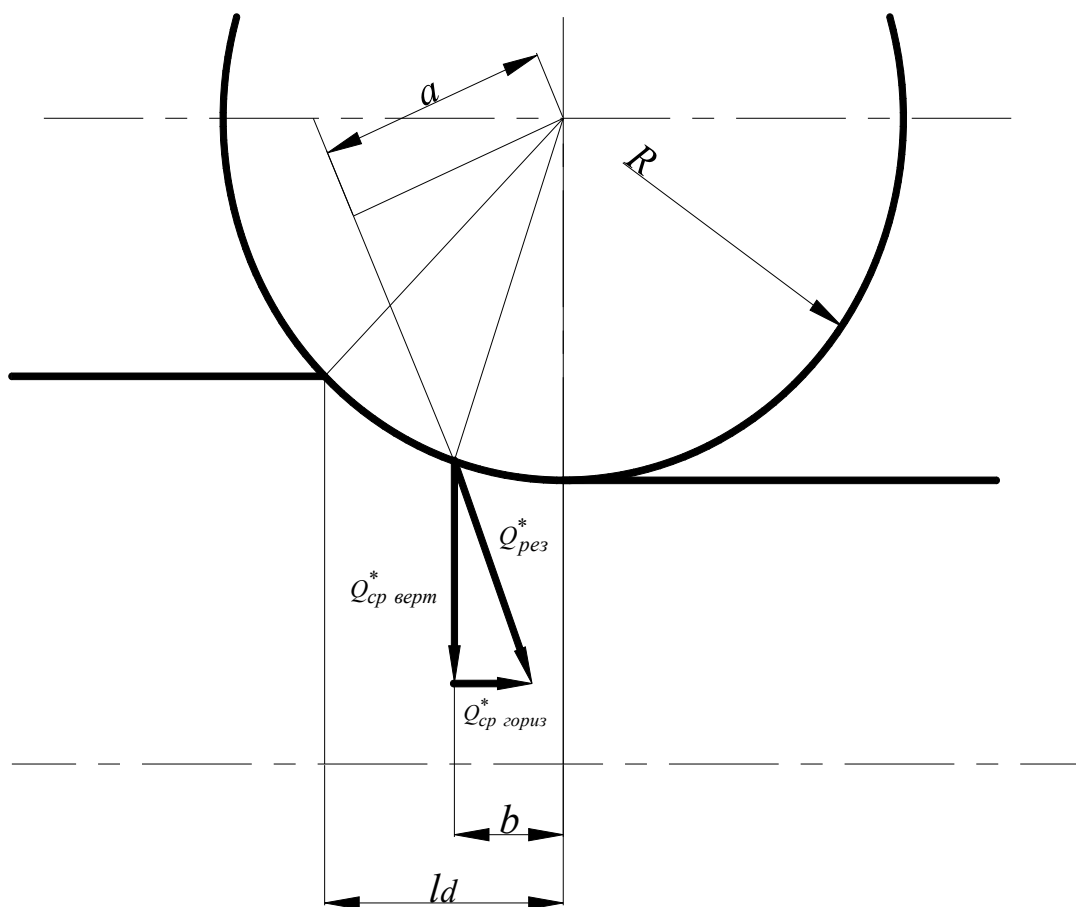


Рисунок 3 – Схема для определения плеча приложения силы  $Q_{рез}^*$



После несложных преобразований можно получить формулу для определения плеча момента:

$$a = R \sin \left( \frac{Q_{ср\ гориз}^*}{Q_{рез}^*} + \frac{b}{R} \right), \quad (5)$$

где  $b$  – расстояние от сечения приложения силы  $Q_{рез}^*$  до конца очага деформации.

Сечение приложения результирующей внешних сил соответствует центру тяжести фигуры, заключённой под кривой  $\frac{q_y}{2k}$ .

Определим плечо момента  $a$  для рассматриваемого выше случая.

Для определения расстояния  $b$  заменим площадь под кривой  $\frac{q_y}{2k}$  (рис.2) равно-великой треугольной. Точка пересечения медиан треугольника и будет его центром тяжести (рис.4). Тогда, как следует из данного рисунка,

$$b = \frac{0,0055}{0,012} \cdot 3,46 = 1,59 \text{ мм.}$$

Следовательно, плечо приложения силы  $Q_{рез}^*$  равно:

$$a = 300 \sin \left( \frac{0,0001}{0,0218} + \frac{1,59}{300} \right) = 2,96 \text{ мм.}$$

Согласно теоретических же данных [1] коэффициент плеча момента в этом случае не превышает 0,5, значит:

$$a' = 3,46 \cdot 0,5 = 1,73 \text{ мм.}$$

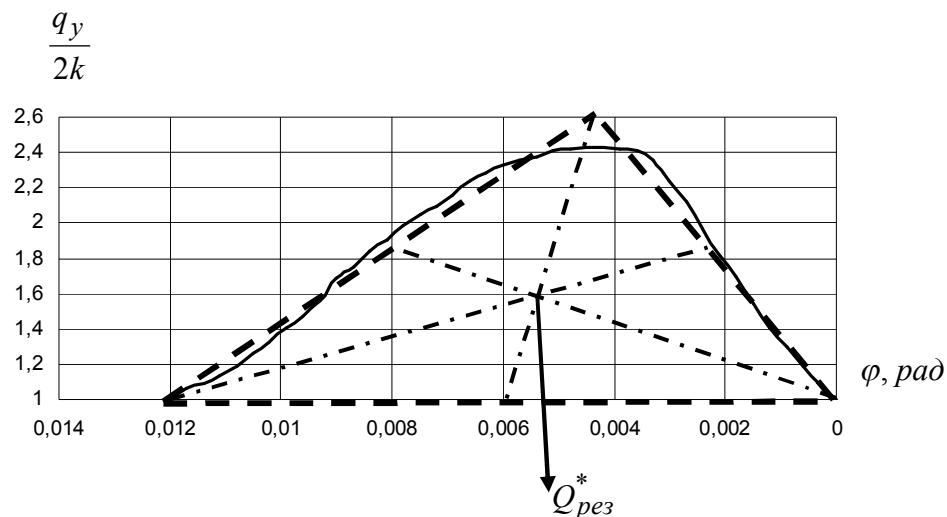


Рисунок 4 – Схема для определения величины  $b$

Таким образом, за счёт наклона результирующей внешних сил по отношению к направлению прокатки плечо момента в 1,7 раз больше, чем при теоретических расчётах, когда сила прокатки направлена вертикально.

**Выводы.** В работе приведена методика оценки устойчивости процесса прокатки, на основе определения средней результирующей горизонтальных внешних сил. С её

помощью можно определить возможность протекания процесса при различных условиях деформации, включая прокатку при однозонном скольжении металла.

В ходе анализа общей результирующей внешних сил в зоне контакта полосы с валками показано, что при простом устойчивом процессе прокатки она направлена под определённым углом в сторону движения полосы, что позволяет уточнить величину плеча момента.

#### ЛІТЕРАТУРА

1. Грудев А. П. Внешнее трение при прокатке / Грудев А. П. – М.: Металлургия, 1973. – 288 с.
2. Бояршинов М. И. Об отрицательном опережении при прокатке / М. И. Бояршинов, В. В. Мельцер // Изв. вуз. Чёрная металлургия. – 1964. – № 9. – С.106-112.
3. Такадзи Мидзуно. Экспериментальное исследование холодной прокатки / Сосей-то како. Том 7. – 1966. – № 66. – С.363-389.
4. Павлов И. М. К вопросу об отрицательном опережении при прокатке / И. М. Павлов, В. К. Белосевич // Изв. вуз. Чёрная металлургия. – 1961. – № 10. – С.46-49.
5. Максименко О. П. Влияние режима трения на устойчивость прокатки при однозонном скольжении металла в валках / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк, А. А. Никулин // Изв. вуз. Чёрная металлургия. – 2008. – № 6. – С.26-29.
6. Максименко О. П. Теоретический анализ захватывающей способности валков в установившемся режиме прокатки / О. П. Максименко, А. А. Никулин, Р. Я. Романюк // Изв. вуз. Чёрная металлургия. – 2008. – № 10. – С.32-34.
7. Максименко О. П. Анализ равнодействующей горизонтальных сил по опытным эпюрам контактных напряжений / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Обработка материалов давлением: сборник научных трудов ДГМА. – 2009. – № 2(21). – С.246-251.
8. Василев Я. Д. Развитие теории контактных напряжений при прокатке / Я. Д. Василев // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. – Дніпропетровськ: Системні технології, 2002. – Том 5. Пластична деформація металів. – С.86-96.

УДК 621.771.01

ГАЛИЦЬКИЙ Є.В., к.т.н., доцент  
ІЗМАЙЛОВА М.К., к.т.н., доцент  
РОМАНЮК Р.Я., аспірант  
ЦАБЕНКО М.В., аспірантка

Дніпродзержинський державний технічний університет

### ДОСЛІДЖЕННЯ ФОРМОЗМІНЕННЯ ПРИ ПРОКАТЦІ ТАВРОВИХ ПРОФІЛІВ З МАСИВНОЮ СТІНКОЮ

**Вступ.** В літературі, у відмінності від калібрування двотаврових профілів, недостатньо матеріалів по дослідженню прокатки таврової сталі, хоча таврові профілі з точки зору прокатки є складними, тому що процес, як правило, супроводжується значною нерівномірною деформацією окремих елементів профілю. При цьому широко застосовується спосіб отримання примусового поширення. Розрахунок заповнення таврових калібрів в таких умовах має значні труднощі.

**Постановка задачі.** В даній роботі зроблена спроба на основі проведення експериментальної прокатки отримати моделі для визначення коефіцієнтів деформації при прокатці таврових профілів з масивною стінкою.

**Результати роботи.** Експерименти проводилися на лабораторному стані “300” ДДТУ. Умови прокатки представлені в табл.1.

Таблиця 1 – Умови прокатки, за яких були проведені експерименти

Діаметр валків, мм	Довжина бочки валків, мм	Кутова швидкість обертання валків, об/хв.	Потужність двигуна, кВт	Матеріал заготовок, що прокатуються	Температура підігріву заготовок, °С
300	500	32	120	Ст. 3кп	1100-1150

Перед прокаткою на сторону заготовок наносились риски на відстані 100 мм з метою визначення коефіцієнту витяжки за формулою:

$$\lambda = \frac{l_1}{l_0}, \quad (1)$$

де  $l_0$  та  $l_1$  – відстань між рисками на заготівці до та після прокатки відповідно.

Після охолодження на повітрі прокатаних зразків проводили заміри їх розмірів, відбиралися темплети, за допомогою яких по фотовідбиткам також визначали коефіцієнт витяжки, виходячи з площин до та після деформації.

Подальшій обробці підлягали результати, в яких коефіцієнти витяжки, що були визначені цими двома методами, були приблизно однакові. Крім цього, для кожного розміру заготівки проводили по п'ять дослідів та, використовуючи пакет "Статистика", визначали найбільш ймовірні значення необхідних елементів профілю тавра. Це проводилось з метою мінімізації впливу випадкових результатів на кінцеві моделі параметрів прокатки.

Схема осередку деформації при прокатці таврових профілів з масивною стінкою представлено на рис.1.

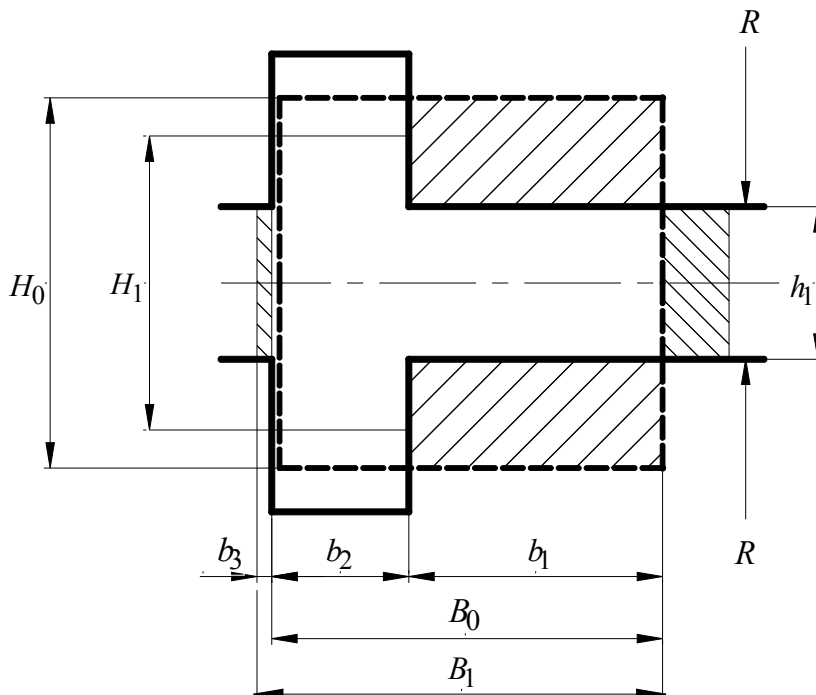


Рисунок 1 – Схема осередку деформації при прокатці таврових профілів з масивною стінкою

При проведенні досліджень у якості перемінних прийняті наступні безрозмірні величини, що характеризують розміри зразку та калібру:

$$\begin{aligned}
 m_1 &= \frac{H_0}{h_1}; \\
 m_2 &= \frac{S_{обт}}{S_{необт}} = \frac{H_0 b_1}{H_0 b_2}; \\
 m_3 &= \frac{b_1}{h_1}; \\
 m_4 &= \frac{h_1}{R}.
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

У відповідності з конструктивними особливостями стану "300" ДЦТУ, на якому були проведені експериментальні дослідження, а також з урахуванням практичного досліду, геометричні розміри обмежені наступними межами:

$$\begin{aligned}
 12 &\leq H_0 \leq 50; \\
 10 &\leq b_1 \leq 60; \\
 10 &\leq h_1 \leq 20; \\
 10 &\leq b_2 \leq 30.
 \end{aligned}
 \tag{3}$$

Внаслідок цього межі змінення перемінних  $m_i$  будуть складати:

$$\begin{aligned}
 1,2 &\leq m_1 \leq 2,5; \\
 1,0 &\leq m_2 \leq 2,0; \\
 1,0 &\leq m_3 \leq 1,5; \\
 0,067 &\leq m_4 \leq 0,133.
 \end{aligned}
 \tag{4}$$

При побудові моделі використовувався повний факторний експеримент  $2^4$  з кількістю дослідів 16.

Матриця плану експерименту представлена в табл.2.

Таблиця 2 – Матриця плану експерименту

№	$x_1$	$x_2$	$x_3$	$x_4$	$m_1 = \frac{H_0}{h_1}$	$m_2 = \frac{b_1 H_0}{b_2 H_0}$	$m_3 = \frac{b_1}{h_1}$	$m_4 = \frac{h_1}{R}$
1	-	-	-	-	1,2	1	1	0,067
2	+	-	-	-	2,5	1	1	0,067
3	-	+	-	-	1,2	2	1	0,067
4	+	+	-	-	2,5	2	1	0,067
5	-	-	+	-	1,2	1	1,5	0,067
6	+	-	+	-	2,5	1	1,5	0,067
7	-	+	+	-	1,2	2	1,5	0,067
8	+	+	+	-	2,5	2	1,5	0,067
9	-	-	-	+	1,2	1	1	0,067
10	+	-	-	+	2,5	1	1	0,033
11	-	+	-	+	1,2	2	1	0,033
12	+	+	-	+	2,5	2	1	0,033
13	-	-	+	+	1,2	1	1,2	0,033
14	+	-	+	+	2,5	1	1,2	0,033
15	-	+	+	+	1,2	2	1,2	0,033
16	+	+	+	+	2,5	2	1,2	0,033

Перехід від безрозмірних параметрів  $m_i$  до кодованих перемінних  $x_i$  здійснювався за формулою:

$$x_i = \frac{m_i - m_{0i}}{0,5\Delta m_i}. \quad (5)$$

Регресійні рівняння залежності перемінних  $x_i$  від параметрів  $m_i$  мають вигляд:

$$x_i = A_i m_i + B_i, \quad (6)$$

де  $A$  та  $B$  – коефіцієнти, що знаходяться наступним чином:

$$A_i = \frac{1}{0,5\Delta m_i}. \quad (7)$$

$$B_i = -\frac{m_{0i}}{0,5\Delta m_i}. \quad (8)$$

В результаті обробки отриманих даних регресійні рівняння залежності мають наступний вигляд:

$$\begin{aligned} x_1 &= 1,538m_1 - 2,846; \\ x_2 &= 2m_2 - 3; \\ x_3 &= 4m_3 - 5; \\ x_4 &= 30,3m_4 - 3,03. \end{aligned} \quad (9)$$

В якості безрозмірних характеристик формозмінення обрані коефіцієнти витяжки, поширення та утягування, що знаходяться за формулами відповідно:

$$\begin{aligned} \lambda &= \frac{l_1}{l_0}; \\ \beta &= \frac{B_1}{B_0}; \\ \delta &= \frac{H_1}{H_0}. \end{aligned} \quad (10)$$

Розміри зразків, калібрів та результати дослідження приведені в табл.3.

Таблиця 3 – Розміри зразків, калібрів та результати дослідження

№	Розміри в мм										$\lambda$	$\beta$	$\delta$
	$H_0$	$B_0$	$l_0$	$H_1$	$B_1$	$l_1$	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$h_1$			
1	12,0	20,5	98,4	11,7	21,3	103,5	10,5	10	0,5	10,0	1,05	1,04	0,98
2	25,1	20,3	99,6	22,3	31,8	119,9	10,3	10	4,4	9,8	1,20	1,57	0,89
3	12,4	30,0	100,5	11,6	31,2	110,1	20,0	10	0	10,1	1,10	1,04	0,94
4	24,9	30,0	97,0	22,1	44,8	131,2	20,0	10	4,3	9,9	1,35	1,49	0,89
5	11,8	30,0	98,4	11,6	31,2	106,8	15,0	15	0,7	10,0	1,09	1,04	0,98
6	25,0	30,4	99,5	24,1	43,0	133,7	15,4	15	4,0	10,0	1,34	1,41	0,96
7	12,1	44,9	98,5	11,4	45,5	111,0	29,9	15	0,5	10,0	1,13	1,01	0,94
8	24,8	45,4	102,0	22,0	57,8	157,7	30,4	15	2,7	10,2	1,55	1,27	0,89
9	24,1	40,0	99,3	23,4	42,2	104,2	20,0	20	2,0	20,0	1,05	1,06	0,97
10	49,8	40,2	99,0	44,0	59,6	129,9	20,2	20	4,8	19,8	1,31	1,48	0,88
11	23,5	59,2	98,5	22,5	60,4	108,5	39,2	20	1,0	20,1	1,10	1,02	0,96
12	50,2	60,3	100,5	41,3	80,0	163,8	40,3	20	5,7	19,8	1,63	1,033	0,82
13	23,9	59,3	99,7	23,1	61,3	105,8	29,3	30	1,5	20,2	1,06	1,03	0,97
14	49,9	60,0	100,0	44,3	82,6	130,8	30,0	30	4,0	19,8	1,31	1,38	0,89
15	23,7	90,1	99,2	23,1	90,5	107,3	60,1	30	0,5	19,7	1,08	1,004	0,97
16	49,5	90,1	100,0	42,1	107,4	171,8	60,1	30	2,9	20,2	1,72	1,19	0,85

Обробка результатів експерименту проводилась за розробленою програмою планування експерименту в Excel, складеною для довільного числа факторів, а також за допомогою програми "Статистика".

Внаслідок обробки результатів отримано формули для коефіцієнтів  $\alpha$ ,  $\beta$  та  $\delta$  в залежності від кодованих перемінних  $x_i$ , де враховуються всі перемінні та їх добуток:

$$\lambda = 1,25 + 0,175x_1 + 0,0783x_2 + 0,0308x_3 + 0,0289x_4 + 0,058x_1x_2 + 0,023x_1x_3 + 0,0374x_1x_4 + 0,00763x_2x_3 + 0,022x_2x_4 - 0,0205x_3x_4. \quad (11)$$

Середня похибка апроксимації  $\varepsilon = 2,02\%$ .

$$\beta = 1,21 + 0,18x_1 - 0,0403x_2 - 0,0424x_3 - 0,0242x_4 - 0,029x_1x_2 - 0,0345x_1x_3 - 0,0219x_1x_4 - 0,00733x_2x_3 + 0,0102x_2x_4 + 0,00751x_3x_4. \quad (12)$$

Середня похибка апроксимації  $\varepsilon = 0,87\%$ .

$$\delta = 0,924 - 0,0393x_1 - 0,0167x_2 - 0,0089x_3 - 0,00884x_4 - 0,00589x_1x_2 + 0,00539x_1x_3 - 0,0132x_1x_4 - 0,00229x_2x_3 + 0,00323x_2x_4 - 0,00248x_3x_4. \quad (13)$$

Середня похибка апроксимації  $\varepsilon = 1,06\%$ .

Після переходу за формулою (5) від  $x_i$  до параметрів  $m_i$  та відкидання незначущих складових, використовуючи пакет "Статистика", отримуємо остаточні формули для визначення коефіцієнтів деформації:

$$\lambda = 1,32 - 0,353m_1 - 0,307m_2 + 0,11m_3 - 1,24m_4 + 0,178m_1m_2 + 0,141m_1m_3 + 0,174m_1m_4 + 1,33m_2m_4 - 2,48m_3m_4. \quad (14)$$

Середня похибка апроксимації  $\varepsilon = 2,1\%$ .

$$\beta = 0,0845 + 0,778m_1 + 0,147m_2 + 0,223m_3 + 2,08m_4 - 0,0893m_1m_2 - 0,212m_1m_3 - 1,02m_1m_4 - 0,619m_2m_4. \quad (15)$$

Середня похибка апроксимації  $\varepsilon = 0,9\%$ .

$$\delta = 0,954 + 0,00104m_1 - 0,0333m_2 + 0,0356m_3 + 0,871m_4 - 0,615m_1m_4. \quad (16)$$

Середня похибка апроксимації  $\varepsilon = 1,3\%$ .

Порівняння експериментальних та розрахункових даних наведено в табл.4, з якої випливає, що максимальна похибка не перевищує 5%.

Таблиця 4 – Порівняння експериментальних та розрахункових даних дослідження

№	$\lambda_{\text{э}}$	$\lambda_p$	$\frac{\lambda_p - \lambda_{\text{э}}}{\lambda_{\text{э}}}$	$\beta_{\text{э}}$	$\beta_p$	$\frac{\beta_p - \beta_{\text{э}}}{\beta_{\text{э}}}$	$\delta_{\text{э}}$	$\delta_p$	$\frac{\delta_p - \delta_{\text{э}}}{\delta_{\text{э}}}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	1,05	1,06	0,01	1,04	1,04	0	0,98	0,97	-0,01
2	1,2	1,17	-0,025	1,57	1,57	0	0,89	0,91	0,022
3	1,1	1,06	-0,036	1,04	1,04	0	0,94	0,93	-0,011
4	1,35	1,4	0,037	1,49	1,46	-0,02	0,89	0,88	-0,011
5	1,09	1,12	0,028	1,04	1,03	-0,01	0,98	0,98	0
6	1,34	1,32	-0,015	1,41	1,42	0,007	0,96	0,93	-0,031
7	1,13	1,12	-0,009	1,01	1,02	0,01	0,94	0,95	0,011
8	1,55	1,55	0	1,27	1,3	0,024	0,89	0,9	0,011

Продовження таблиці 4

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
9	1,05	1,04	-0,01	1,06	1,06	0	0,97	0,98	0,01
10	1,31	1,3	-0,008	1,48	1,5	0,014	0,88	0,87	-0,011
11	1,1	1,13	0,027	1,02	1,02	0	0,96	0,94	-0,021
12	1,63	1,62	-0,006	1,33	1,34	0,008	0,82	0,84	0,024
13	1,06	1,02	-0,038	1,03	1,04	0,01	0,96	0,99	0,031
14	1,31	1,37	0,046	1,38	1,35	-0,022	0,89	0,89	0
15	1,08	1,1	0,019	1,004	1	-0,004	0,97	0,96	-0,01
16	1,72	1,68	-0,023	1,19	1,19	0	0,85	0,86	0,012

В ході роботи було проведено експериментальну прокатку таврових профілів з масивною стінкою на основі результатів якої, використовуючи методику планування експерименту, побудовані моделі для визначення коефіцієнтів деформації.

**Висновки.** Формули для визначення коефіцієнтів витяжки, поширення та утягуння враховують необхідні розміри вихідної заготовки та калібру, тому вони можуть використовуватися як основа при розробці калібрування таврової сталі з масивною стінкою на виробництві.

## ЛІТЕРАТУРА

1. Чиченев Н.А. Методы исследования процессов обработки металлов давлением / Чиченев Н.А. и др. – М.: Металлургия, 1977. – 311с.
2. Винарский М.В. Планирование эксперимента в технических исследованиях / Винарский М.В. – К. “Техніка”, 1975. – 168с.
3. Сиденко В.М. Основы научных исследований / В.М.Сиденко, М.Г.Грушко. – Харьков: “Вища школа”, 1983. – 256с.

УДК 621.771

ШТОДА М.Н., к.т.н., доцент  
ПОЛИВОДА И.В., студент

Днепродзержинский государственный технический университет

**ИССЛЕДОВАНИЕ ОПЕРЕЖЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ УЗКИХ ПОЛОС**

**Введение.** Общеизвестно, что в общем случае прокатки очаг деформации может быть разделен на три зоны по кинематическим соображениям: 1) зона отставания; 2) зона прилипания; 3) зона опережения. Размеры этих зон во многом определяют величину скольжения частиц металла полосы относительно валков, а, следовательно, и величину опережения.

Впервые формулу для расчета опережения предложил Финк [1] в 1874 г., которую он получил на основе предположения постоянства объема, однако без учета уширения и других важных технологических факторов:

$$S = \frac{D_v(1 - \cos \gamma) + h_1}{h_1} \cos \gamma - 1, \quad (1)$$

где S – величина опережения;

$D_v$  – диаметр валков;

$h_1$  – толщина полосы после прокатки;

$\gamma$  – угол нейтрального сечения.

**Постановка задачі.** Основна задача, поставлена при виконанні досліджень, описаних в даній статті, полягає в вивченні закономірностей зміни величини опереження під впливом різних технологічних параметрів процесу прокату вузьких листів зі свободним уширенням.

**Результати роботи.** Для виконання поставленої задачі на лабораторному стані 180 ДГТУ був реалізований ортогональний план другого порядку. В табл.1 приведені умови спроб.

Таблиця 1 – Дані для визначення умов спроб

Інтервал варіювання і рівень факторів	$m_1=h_1/D_b$	$m_2=h_0/h_1$	$m_3=h_0/b_0$
Нульовий рівень $m_i=0$	0,06	1,365	0,75
Інтервал варіювання $\delta_i$	0,01	0,265	0,25
Нижній рівень $m_i=-1$	0,05	1,1	0,5
Нижній рівень $m_i=+1$	0,07	1,63	1
Зіркові точки:			
$m_i=-d$	0,04785	1,043025	0,44625
$m_i=+d$	0,07215	1,68698	1,05375

В відповідності з умовами, прийнятими в табл.1, була складена план-матриця експерименту і розраховані розміри прокатуваних зразків (табл.2).

По розмірам, вказаним в табл.2, були виготовлені свинцеві зразки довжиною 300 мм, які прокатувалися на лабораторному стані з зазором між валками, встановленим в відповідності з план-матрицею експерименту (табл.2). Величина опереження визначалася при допомозі ядерного методу, при реалізації експерименту на стані всі зразки і валки стану обезжиривалися, умови і результати спроб сведені в табл.3.

Таблиця 2 – План-матриця ортогонального експерименту другого порядку

№	$x_1$	$x_2$	$x_3$	$x_1^2 - 11/15$	$x_2^2 - 11/15$	$x_3^2 - 11/15$	$x_1x_2$	$x_1x_3$	$x_2x_3$	$m_1$	$m_2$	$m_3$	$h_1, \text{ мм}$	$b_0, \text{ мм}$	$h_0, \text{ мм}$
1	-	-	-	4/15	4/15	4/15	+	+	+	0,05	1,10	0,5	8,8	19,4	9,7
2	+	-	-	4/15	4/15	4/15	-	-	+	0,07	1,10	0,5	12,3	27,0	13,5
3	-	+	-	4/15	4/15	4/15	-	+	-	0,05	1,63	0,5	8,8	28,6	14,3
4	+	+	-	4/15	4/15	4/15	+	-	-	0,07	1,63	0,5	12,3	40,0	20,0
5	-	-	+	4/15	4/15	4/15	+	-	-	0,05	1,10	1,0	8,8	9,7	9,7
6	+	-	+	4/15	4/15	4/15	-	+	-	0,07	1,10	1,0	12,3	13,5	13,5
7	-	+	+	4/15	4/15	4/15	-	-	+	0,05	1,63	1,0	8,8	14,3	14,3
8	+	+	+	4/15	4/15	4/15	+	+	+	0,07	1,63	1,0	12,3	20,0	20,0
9	-1,215	0	0	23/30	-11/15	-11/15	0	0	0	0,048	1,365	0,75	8,4	15,3	11,5
10	1,215	0	0	23/30	-11/15	-11/15	0	0	0	0,072	1,365	0,75	12,6	22,9	17,2
11	0	-1,215	0	-11/15	-11/15	-11/15	0	0	0	0,06	1,043	0,75	10,5	14,7	11,0
12	0	1,215	0	-11/15	-11/15	-11/15	0	0	0	0,06	1,687	0,75	10,5	23,6	17,7
13	0	0	-1,215	-11/15	-11/15	-11/15	0	0	0	0,06	1,365	0,45	10,5	32,0	14,3
14	0	0	1,215	-11/15	-11/15	-11/15	0	0	0	0,06	1,365	1,05	10,5	13,6	14,3
15	0	0	0	-11/15	-11/15	-11/15	0	0	0	0,06	1,365	0,75	10,5	19,1	14,3

В результаті обробки експериментальних даних табл.3 була отримана формула в закодованому вигляді:

$$S = 0,0385 + 0,0014x_1 + 0,0131x_2 - 0,0045x_3 - 0,00056x_1x_2 + 0,0016x_1x_3 - 0,0037x_2x_3 + 0,00016(x_1)^2 - 0,0122(x_2)^2 - 0,0022(x_3)^2. \quad (2)$$



После перехода к натуральному виду по методике, описанной в работе [2], получена формула для расчета опережения в зависимости от основных технологических параметров процесса прокатки:

$$S = -0,368 - 0,236 \frac{h_1}{D_B} + 0,579 \frac{h_0}{h_1} - 0,033 \frac{h_0}{b_0} - 0,211 \frac{h_1}{D_B} \frac{h_0}{h_1} +$$

$$+ 0,624 \frac{h_1}{D_B} \frac{h_0}{b_0} - 0,056 \frac{h_0}{h_1} \frac{h_0}{b_0} + 1,6 \left( \frac{h_1}{D_B} \right)^2 - 0,174 \left( \frac{h_0}{h_1} \right)^2 - 0,036 \left( \frac{h_0}{b_0} \right)^2. \quad (3)$$

Таблица 3 – Условия и результаты опытов по плану второго порядка

№ опыта	№ образца	h <sub>0</sub> , мм	b <sub>0</sub> , мм	h <sub>1</sub> , мм	b <sub>1</sub> , мм	l <sub>01</sub> , мм	l <sub>02</sub> , мм	l <sub>11</sub> , мм	l <sub>12</sub> , мм	S <sub>ср.</sub>
1	25	9,6	19,4	8,9	19,4	50	52	50,7	53,1	0,018
	26	9,4	19,3	8,8	19,3	50	52	50,4	53,0	0,014
2	17	13,4	27,0	12,4	27,4	50	52	50,6	53,0	0,016
	18	13,4	27,0	12,4	27,3	50	52	50,7	53,1	0,018
3	19	14,4	28,5	8,8	31,7	50	52	52,4	54,5	0,048
	20	14,4	28,5	8,8	31,7	50	52	52,9	55,0	0,058
4	1	20,4	40,0	12,2	43,5	50	52	52,3	54,6	0,048
	2	20,0	40,0	12,3	42,7	50	52	52,4	54,2	0,045
5	27	9,6	9,4	8,8	9,7	50	52	50,7	52,7	0,014
	28	9,6	9,4	8,8	9,7	50	52	50,8	52,7	0,014
6	13	13,6	13,6	12,4	14,0	50	52	50,6	52,6	0,012
	14	13,5	13,5	12,3	13,9	50	52	50,9	53,2	0,020
7	15	14,3	14,4	8,9	18,7	50	52	51,6	53,6	0,032
	16	14,3	14,4	8,8	18,9	50	52	51,4	53,6	0,030
8	5	20,1	20,0	12,3	23,2	50	52	51,9	53,5	0,034
	6	20,0	20,2	12,2	23,2	50	52	52,0	53,9	0,038
9	11	11,5	15,2	8,3	16,6	50	52	51,8	53,4	0,032
	12	11,3	15,4	8,3	16,7	50	52	51,7	53,7	0,034
10	9	17,5	22,6	12,7	24,7	50	52	52,2	54,3	0,044
	10	17,5	22,7	12,7	24,8	50	52	52,0	54,5	0,044
11	29	10,9	14,5	10,6	14,6	50	52	50,4	52,2	0,006
	30	10,9	14,5	10,7	14,7	50	52	50,2	52,0	0,002
12	7	17,7	23,6	10,5	26,6	50	52	51,5	53,5	0,029
	8	17,6	23,5	10,6	26,6	50	52	52,1	54,5	0,045
13	3	14,2	32,1	10,5	33,6	50	52	52,6	54,7	0,052
	4	14,3	32,1	10,4	33,5	50	52	52,3	54,2	0,044
14	21	14,3	13,6	10,5	15,6	50	52	51,7	53,7	0,034
	22	14,4	13,4	10,6	14,9	50	52	51,8	53,8	0,036
15	23	14,4	19,2	10,5	21,0	50	52	51,9	54,2	0,040
	24	14,4	19,2	10,4	21,0	50	52	51,9	54,0	0,038

Критерий Фишера для полученной формулы (3) составляет 0,393. Это меньше табличного значения, которое составляет 6,256. Следовательно, модель адекватна экспериментальным данным.

Анализ зависимости величины опережения от параметра  $m_1=h_1/D_B$  показывает, что при значении параметра  $h_0/b_0=0,5$  увеличение  $h_1/D_B$  приводит к снижению величины опережения, а при  $h_0/b_0=0,75-1$  увеличение  $h_1/D_B$  приводит к его увеличению. Такую зависимость для узкого очага деформации можно объяснить тем, что при увеличении высоты очага деформации уменьшается объем зон, в которых наблюдается развитие уширения, то есть при этом снижается поперечное и увеличивается продольное течение металла. Поэтому увеличение  $h_1/D_B$  в узком очаге деформации приводит к увеличению величины опережения. В относительно ши-

роком очаге деформации ( $h_0/b_0=0,75-1$ ) влияние уширения полосы на опережение снижается, так как характер течения металла для широких полос приближается к двумерному. Поэтому увеличение  $h_1/D_B$  в этих случаях приводит к снижению величины опережения. Эти зависимости можно видеть на рис.1.

С увеличением параметра  $m_2=h_0/h_1$  значение опережения увеличивается, что объясняется увеличением количества смещенного объема металла, в связи с чем увеличивается горизонтальная составляющая скорости течения металла, а значит увеличивается и опережение (рис.2).

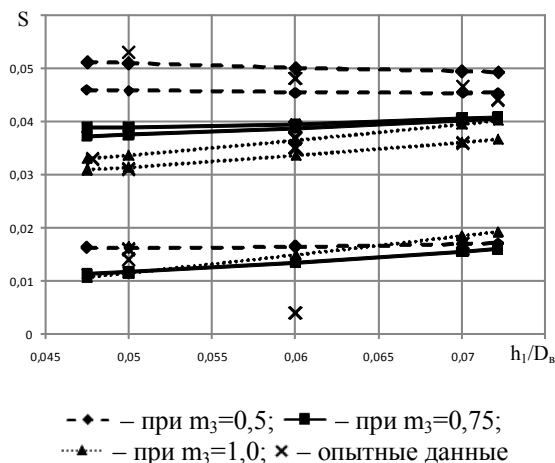


Рисунок 1 – Зависимость величины опережения от параметра  $h_1/D_B$

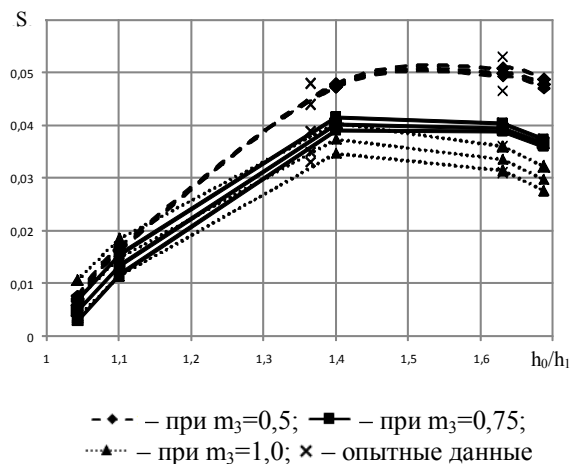


Рисунок 2 – Зависимость величины опережения от параметра  $h_0/h_1$

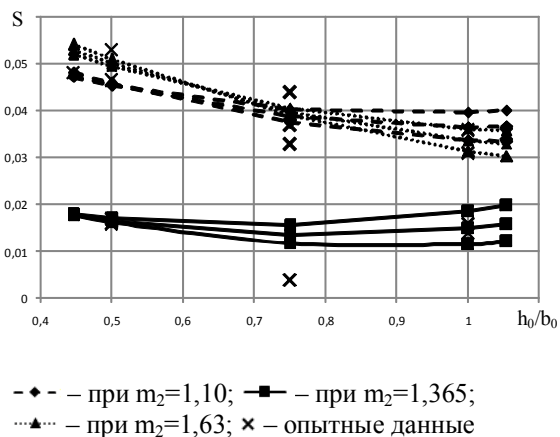


Рисунок 3 – Зависимость величины опережения от параметра  $h_0/b_0$

При прокатке узких полос увеличение  $m_3=h_0/b_0$  приводит к снижению опережения, что можно объяснить тем, что с уменьшением ширины заготовки увеличивается доля металла смещенного в поперечном направлении, то есть увеличивается величина уширения, а следовательно уменьшается удлинение и вместе с ним скорость выхода полосы из валков, а значит и величина опережения (рис.3).

**Выводы.** В статье выполнен анализ влияния технологических параметров на величину опережения при прокатке прямоугольных узких полос на гладкой бочке. В результате реализации ортогонального планируемого эксперимента второго порядка

была получена новая формула для расчета величины опережения при простом случае прокатки. Формула может быть рекомендована для применения в практических расчетах для случаев прокатки, соответствующих условиям эксперимента.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. S. Fink, Z. Berg, Hutten u. Stalinewesen, 1874. S.286.
2. Винарский М.С. Планирование эксперимента в технологических исследованиях / М.С.Винарский, М.В.Лурье.– К.: Техника, 1975. – 168с.

Днепродзержинский государственный технический университет

## ИССЛЕДОВАНИЕ УШИРЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ ПРЯМОУГОЛЬНОЙ УЗКОЙ ПОЛОСЫ НА ГЛАДКОЙ БОЧКЕ

**Введение.** Вопрос о достоверном определении уширения является одной из важнейших и наиболее трудно разрешимых проблем теории прокатки [1].

Формулы для расчета уширения, известные в настоящее время, не всегда правильно отображают экспериментальные данные, особенно это относится к случаю прокатки лент и узких полос. Поэтому в настоящей работе постарались устранить этот пробел.

**Постановка задачи.** Целью данной работы является изучение закономерностей изменения коэффициента уширения при изменении технологических параметров процесса прокатки узких полос на гладких валках. Реализацию поставленной задачи было решено провести экспериментальным путем, так как при этом существует возможность получить наиболее достоверные данные.

**Результаты работы.** При проведении исследовательской работы была применена методика планирования эксперимента. Так как из литературных источников известно о нелинейном характере зависимости уширения от технологических параметров процесса прокатки, то в основу исследований был положен ортогональный план второго порядка.

В качестве независимых факторов были выбраны безразмерные параметры, которые оказывают наибольшее влияние на значение коэффициента уширения при продольной прокатке: параметр, характеризующий высоту очага деформации  $m_1=h_1/D_b$ , параметр, характеризующий величину обжатия  $m_2=h_0/h_1$ , и параметр, характеризующий ширину заготовки  $m_3=h_0/b_0$ .

Пределы варьирования независимых факторов при планировании эксперимента (табл.1) выбраны, исходя из возможностей лабораторного стана 180, на котором осуществлялся процесс прокатки.

Таблица 1 – Данные для определения условий опыта

Интервал варьирования и уровень факторов	$m_1=h_1/D_b$	$m_2=h_0/h_1$	$m_3=h_0/b_0$
Нулевой уровень $m_i=0$	0,06	1,365	0,75
Интервал варьирования $\delta_i$	0,01	0,265	0,25
Нижний уровень $m_i=-1$	0,05	1,1	0,5
Нижний уровень $m_i=+1$	0,07	1,63	1
Звездные точки:			
$m_i=-d$	0,04785	1,043025	0,44625
$m_i=+d$	0,07215	1,68698	1,05375

В соответствии с условиями, принятыми в табл.1, была составлена план-матрица эксперимента и рассчитаны размеры прокатываемых образцов. Результаты расчетов сведены в табл.2.

По размерам, приведенным в табл.2, были изготовлены свинцовые образцы длиной 300 мм, которые прокатывались на лабораторном стане 180 (диаметр бочки валков 175 мм) с зазором между валками, установленным в соответствии с план-матрицей эксперимента. Размеры образцов измерялись до и после прокатки, по результатам измере-

Таблица 2 – План-матрица ортогонального эксперимента второго порядка

№	x <sub>1</sub>	x <sub>2</sub>	x <sub>3</sub>	x <sub>1</sub> <sup>2</sup> - -11/15	x <sub>2</sub> <sup>2</sup> - -11/15	x <sub>3</sub> <sup>2</sup> - -11/15	x <sub>1</sub> x <sub>2</sub>	x <sub>1</sub> x <sub>3</sub>	x <sub>2</sub> x <sub>3</sub>	m <sub>1</sub>	m <sub>2</sub>	m <sub>3</sub>	h <sub>1</sub> , мм	b <sub>0</sub> , мм	h <sub>0</sub> , мм
1	-	-	-	4/15	4/15	4/15	+	+	+	0,05	1,10	0,5	8,8	19,4	9,7
2	+	-	-	4/15	4/15	4/15	-	-	+	0,07	1,10	0,5	12,3	27,0	13,5
3	-	+	-	4/15	4/15	4/15	-	+	-	0,05	1,63	0,5	8,8	28,6	14,3
4	+	+	-	4/15	4/15	4/15	+	-	-	0,07	1,63	0,5	12,3	40,0	20,0
5	-	-	+	4/15	4/15	4/15	+	-	-	0,05	1,10	1,0	8,8	9,7	9,7
6	+	-	+	4/15	4/15	4/15	-	+	-	0,07	1,10	1,0	12,3	13,5	13,5
7	-	+	+	4/15	4/15	4/15	-	-	+	0,05	1,63	1,0	8,8	14,3	14,3
8	+	+	+	4/15	4/15	4/15	+	+	+	0,07	1,63	1,0	12,3	20,0	20,0
9	-1,215	0	0	23/30	-11/15	-11/15	0	0	0	0,048	1,365	0,75	8,4	15,3	11,5
10	1,215	0	0	23/30	-11/15	-11/15	0	0	0	0,072	1,365	0,75	12,6	22,9	17,2
11	0	-1,215	0	-11/15	-11/15	-11/15	0	0	0	0,06	1,043	0,75	10,5	14,7	11,0
12	0	1,215	0	-11/15	-11/15	-11/15	0	0	0	0,06	1,687	0,75	10,5	23,6	17,7
13	0	0	-1,215	-11/15	-11/15	-11/15	0	0	0	0,06	1,365	0,45	10,5	32,0	14,3
14	0	0	1,215	-11/15	-11/15	-11/15	0	0	0	0,06	1,365	1,05	10,5	13,6	14,3
15	0	0	0	-11/15	-11/15	-11/15	0	0	0	0,06	1,365	0,75	10,5	19,1	14,3

ний определялась величина коэффициента уширения, результаты опытов сведены в табл.3.

Таблица 3 – Условия и результаты опытов по плану второго порядка

№	h <sub>0</sub> , мм	b <sub>0</sub> , мм	h <sub>1</sub> , мм	b <sub>1</sub> , мм	β
1	9,7	19,4	8,7	19,5	1,005
2	13,0	26,4	12,4	26,5	1,004
3	14,2	28,6	8,7	31,0	1,084
4	19,9	40,0	12,5	43,5	1,088
5	9,5	9,7	8,7	10	1,031
6	13,5	13,4	12,2	13,9	1,037
7	14,4	14,2	8,8	17,6	1,239
8	19,5	19,7	12,4	23,3	1,183
9	15,2	11,5	8,3	16,7	1,452
10	16,8	22,5	12,6	24	1,067
11	11,0	14,7	10,2	14,9	1,014
12	17,6	23,8	10,9	30,9	1,298
13	14,0	31,0	10,4	32,6	1,052
14	14,4	13,4	10,5	16,0	1,194
15	14,3	19,1	10,7	20,8	1,089

В результате обработки экспериментальных данных табл.3 и после перехода от закодированного к натуральному виду получена формула для расчета коэффициента уширения при прокатке прямоугольной полосы на гладкой бочке:

$$\beta = -0,0898 - 27,263 \frac{h_1}{D_B} + 2,053 \frac{h_0}{h_1} + 1,52 \frac{h_0}{b_0} - 2,679 \frac{h_1}{D_B} \frac{h_0}{h_1} - 2,64 \frac{h_1}{D_B} \frac{h_0}{b_0} + 0,362 \frac{h_0}{h_1} \frac{h_0}{b_0} + 235 \left( \frac{h_1}{D_B} \right)^2 - 0,684 \left( \frac{h_0}{h_1} \right)^2 - 1,12 \left( \frac{h_0}{b_0} \right)^2. \quad (1)$$

Критерий Фишера для полученной формулы составляет 0,402, что меньше табличного значения, которое составляет 6,256. Следовательно, модель адекватна экспериментальным данным.

Анализ зависимости величины коэффициента уширения от параметра  $m_1=h_1/D_B$  показывает, что при увеличении  $h_1/D_B$  коэффициент уширения снижается (рис.1). При увеличении высоты очага деформации уменьшается величина степени деформации, а, следовательно, уменьшается и величина коэффициента уширения, что видно на рис.1.

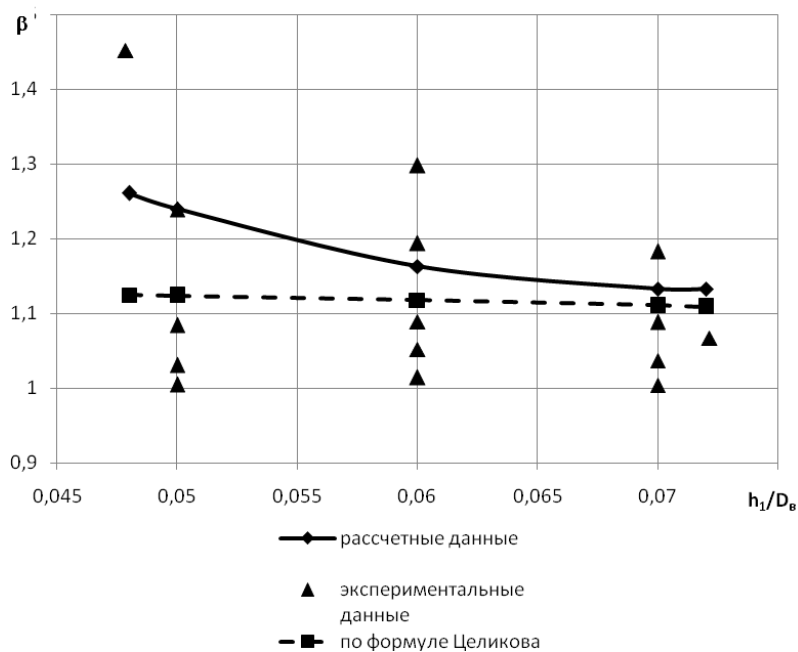


Рисунок 1 – Зависимость коэффициента уширения от параметра  $h_1/D_B$

При увеличении параметра  $m_2=h_0/h_1$  возрастает количество смещенного металла, текущего в продольном направлении, возрастает и коэффициент уширения (рис.2).

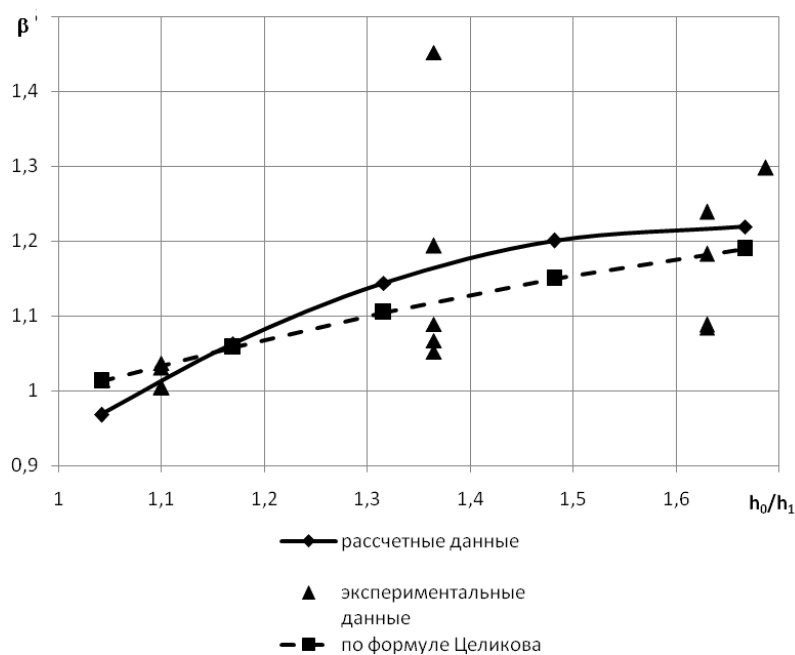


Рисунок 2 – Зависимость коэффициента уширения от параметра  $h_0/h_1$

Обычно при анализе влияния начальной ширины полосы на уширение рассматривают три формы очага деформации: 1) полоса с узким очагом деформации  $b_0 < l_d$ ; 2) критическая форма очага деформации  $b_0 \approx l_d$ ; 3) полоса с широким очагом деформации  $b_0 > l_d$ . В узком очаге деформации по мере роста ширины полосы увеличиваются площади зон, в которых наблюдается усиленное поперечное течение металла. Максимального значения площади таких зон достигают в критической форме очага деформации, и в широком очаге они практически не изменяются. Таким образом при увеличении параметра  $m_3 = h_0/b_0$  от нуля до некоторого значения уширение будет расти и, достигнув максимума, будет снижаться (рис.3).

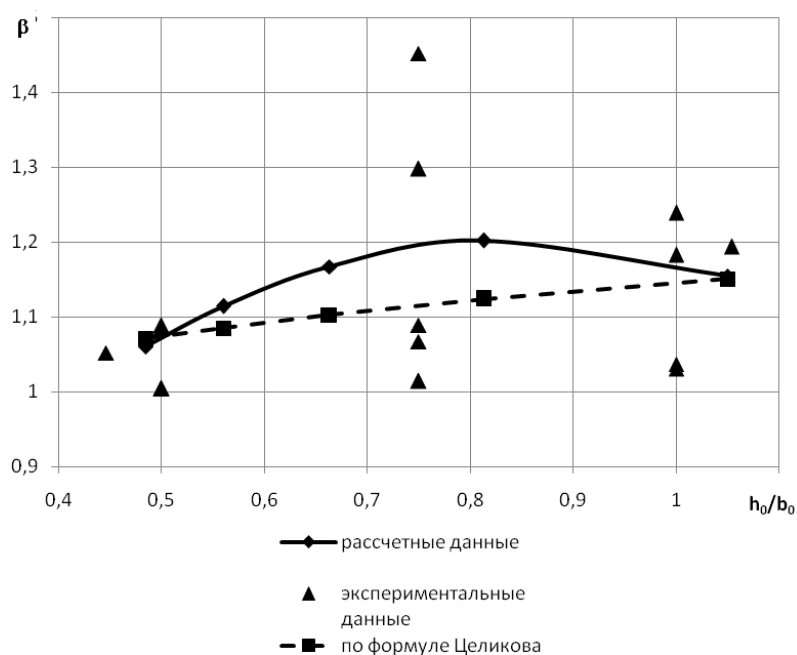


Рисунок 3 – Зависимость величины опережения от параметра  $h_0/b_0$

**Выводы.** В результате проведенных исследований была получена новая формула для расчета коэффициента уширения при прокатке прямоугольной полосы в валках с постоянным диаметром. Формула может быть рекомендована при практических расчетах для случаев холодной и горячей прокатки узкой полосы.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Целиков А.И. Теория прокатки / А.И.Целиков, А.И.Гришков. – М.: Металлургия, 1970. – 359с.

УДК624.771.014

КАПЕЛЮШНЫЙ В.П., к.т.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

### МЕТОДИКА РАСЧЕТА УСИЛИЯ ПРОКАТКИ В РАЗГОННО-РАЗРЕЗНОМ КАЛИБРЕ

**Введение.** Знание энергосиловых параметров процесса прокатки необходимо при расчете параметров рабочей клетки, а также при проверочном расчете эксплуатируемого оборудования и в этой связи точное определение усилия прокатки имеет важное значение.

**Постановка задачі.** При практичних расчетах величину усилия прокатки находят как произведение среднего нормального контактного напряжения на горизонтальную проекцию площади соприкосновения металла с валком:

$$P = p \cdot F. \quad (1)$$

Среднее нормальное контактное напряжение зависит от двух групп факторов: первая – факторы, определяющие механические свойства металла при пластической деформации, в том числе, сопротивление деформации  $\sigma$ ; вторая – факторы, влияющие на характер напряженного состояния: контактное трение, внешние зоны, натяжение и др.

В литературе имеются работы, посвященные определению усилия при обработке металлов давлением [1–4], в том числе и в разрезных калибрах [3, 4]. Однако в этих работах отсутствует решение по определению усилия деформации в разгонно-разрезном

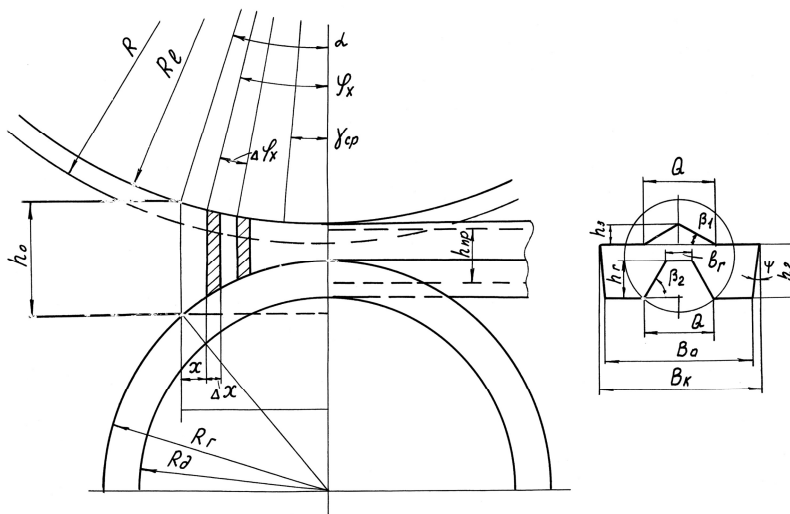


Рисунок 1 – Схема к составлению интегральной суммы работ

калибре, применяемом при прокатке полосовых профилей с утолщениями по краям на малоклетевых станах. Для теоретического решения определения усилия при прокатке в разгонно-разрезном калибре (рис.1) применяем закон сохранения энергии, в основу которого положено составление интегрального уравнения баланса энергии, который связывает работу внешних сил при пластической деформации тела, с работой сил от внутренних напряжений.

**Результаты работы.** Для упрощения решения задачи приняты следующие допущения: по всей дуге контакта имеются две зоны скольжения (отставания и опережения), в которых силы трения изменяются по закону Амонтона; предполагается равномерное распределение нормального контактного напряжения по высоте и ширине калибра; по длине очага деформации; ширина раската постоянна и равна  $b_c$ ; в зонах отставания и опережения высота заполнения калибра по очагу деформации постоянна и равна в зоне опережения  $h_1$  (где  $h_1$  – высота заполнения калибра на выходе из очага деформации); дуга контакта заменена хордой; вынужденный предел текучести постоянен по длине контакта.

Рассмотрим вертикальное сечение очага деформации при прокатке в разгонно-разрезном калибре (рис.1).

**Зона отставания.** При повороте валков на угол  $\Delta\varphi$  выделенный в зоне отставания элемент получит обжатие  $\Delta h_{\text{прx}}$  и сместит объем ABCD относительно валков на величину (без учета уширения)

$$\Delta S = \frac{\Delta h_{\text{прx}} \Delta X}{h_{\text{прx}}}, \quad (2)$$

где  $\Delta h_{\text{прx}}$  и  $h_{\text{прx}}$  – обжатие и высота выделенного элемента, приведенного к полосе;

$\Delta X$  – горизонтальная проекция дуги поверхности контакта металла с валком.

Работа по перемещению элемента состоит из работы сил трения и работы нормальных сил (рис.2). Интегральное уравнение работы, затраченной при деформации выделенного элемента в зоне отставания, имеет вид:

$$A = P_p \Delta h_{\text{прх}} \Delta X \cdot b_c = K \cdot \Delta h_{\text{прх}} \Delta X \cdot b_c + \Delta S \cdot T_{\text{ГХ}} \cdot \cos \varphi_x - \Delta S \cdot P_{\text{ГХ}} \cdot \sin \varphi_x + 4 \Delta S \cdot T_{\text{ПХ}} \cdot \cos \varphi_x - \\ - 4 \Delta S \cdot P_{\text{ПХ}} \sin \varphi_x + 2 \Delta S \cdot T_{\text{НГХ}} \cos \varphi_x - 2 \Delta S \cdot P_{\text{НГХ}} + 2 \Delta S \cdot T_{\text{НВХ}} \cos \varphi_x - \\ - 2 \Delta S \cdot P_{\text{НВХ}} \sin \varphi_x + 2 \Delta S \cdot T_{\text{НбХ}} \cos \varphi_x - 2 \Delta S \cdot P_{\text{НбХ}} \sin \varphi_x, \quad (3)$$

где  $T_{\text{ГХ}}$  и  $P_{\text{ГХ}}$ ;  $T_{\text{ПХ}}$  и  $P_{\text{ПХ}}$ ;  $T_{\text{НГХ}}$  и  $P_{\text{НГХ}}$ ;  $T_{\text{НВХ}}$  и  $P_{\text{НВХ}}$ ;  $T_{\text{НбХ}}$  и  $P_{\text{НбХ}}$  – вертикальные составляющие касательных и нормальных контактных напряжений соответственно: на горизонтальном участке разрезающего гребня; на крайних горизонтальных площадках калибра; на наклонном участке верхнего ручья; на наклонном боковом участке нижнего ручья.

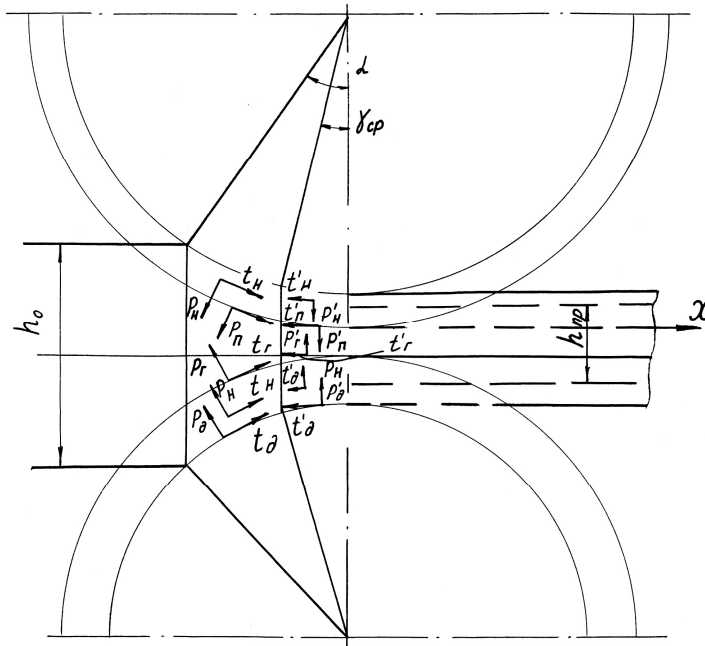


Рисунок 2 – Схема действия сил со стороны валков в очаге деформации при прокатке в разгонно-разрезном калибре

Последние два члена выражения (3) представляют собой вертикальные составляющие касательных и нормальных контактных напряжений на наклонном боковом участке. На этом участке обжатие получается только за счёт уширения полосы. Однако согласно методике расчёта заполнения разгонно-разрезного калибра (рис.1) предусматривается, что ширина полосы должна быть  $V_k \geq V_{\text{п}} \geq V_0$ , то есть обжатие на боковых гранях калибра равно  $\Delta h_{\text{б}} = V_k - V_0$ . Кроме того, известно, что уширение полосы происходит, в основном, в зоне опережения. Таким образом, усилия, возникающие на наклонных боковых участках нижнего ручья незначительны по сравнению с другими участками. В связи с этим последними двумя членами уравнения (3) можно пренебречь без ущерба на погрешность расчётов.

Составляющие касательных и нормальных контактных напряжений уравнения (3) выразим следующим образом:

$$T_{\text{ГХ}} = f_y P_p = f_y b_r \int_0^x P_p \frac{dx}{\cos \varphi_x}; \quad P_{\text{ГХ}} = b_r \int_0^x P_p \frac{dx}{\cos \varphi_x}; \quad T_{\text{П}} = f_y P_p = f_y 0,5 (B_0 - Q) \int_0^x P_p \frac{dx}{\cos \varphi_x}; \\ P_{\text{П}} = 0,5 (B_0 - Q) \int_0^x P_p \frac{dx}{\cos \varphi_x}; \quad P_{\text{НГ}} = h_r \text{ctg} \beta_2 \cdot \sin \beta_2 \int_0^x P_6 \frac{dx}{\cos \varphi_x}; \\ T_{\text{НГ}} = f_y T_{\text{НГ}} = f_y P_{\text{НГ}} = f_y h_r \text{ctg} \beta_2 \sin \beta_2 \int_0^x P_6 \frac{dx}{\cos \varphi_x}; \quad P_{\text{НВ}} = 0,5 Q \cdot \cos \beta_1 \int_0^x P_6 \frac{dx}{\cos \varphi_x}. \quad (4)$$

Заменяв дугу окружности хордой, имеем



$$\sin \varphi_x = \operatorname{tg} \varphi_x = \frac{\Delta h_{\text{пр}x}}{2l_{\text{пр}}}; \quad h_{\text{пр}x} = h_0 - \frac{\Delta h_{\text{пр}x} X}{l_{\text{пр}}}; \quad \Delta h_{\text{пр}} = h_0 - h_{\text{пр}}; \quad h_{\text{пр}} = \frac{S_k}{b_c}, \quad (5)$$

где  $S_k$  – площадь калибра на выходе из валков (или темплета);

$b_c$  – ширина калибра по середине высоты, определяется по формуле

$$b_c = (B_0 + B_k) 0,5. \quad (6)$$

Подставляя в уравнение (4) значения (3) вертикальных составляющих нормальных и касательных контактных напряжений (5) и  $\sin \varphi_x$  (6) получим интегральное уравнение баланса энергии:

$$\begin{aligned} P_p \Delta h_x \Delta X \cdot b_c = & K \cdot \Delta h_x \Delta X \cdot b_c + b_r f_y \frac{\Delta h_{\text{пр}x} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx - b_r \frac{\Delta h_{\text{пр}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \cdot \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2l_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx + \\ & + 2(B_0 - Q) f_y \frac{\Delta h_{\text{пр}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx - 2(B_0 - Q) \frac{\Delta h_{\text{пр}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \cdot \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2l_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx + \\ & + 2h_r f_y \cos \beta_2 \frac{\Delta h_{\text{пр}x} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx - 2h_r \cos \beta_2 \frac{\Delta h_{\text{пр}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \cdot \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2l_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx + \\ & + Q \cos \beta_1 f_y \frac{\Delta h_{\text{пр}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx - Q \cos \beta_1 \frac{\Delta h_{\text{пр}x} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \cdot \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2l_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx, \quad (7) \end{aligned}$$

где  $K \cdot \Delta h_{\text{пр}x} \Delta X \cdot b_c$  – «идеальная работа», а  $K = \beta \sigma_{\text{и}}$  ( $\sigma_{\text{и}}$  – истинное сопротивление пластической деформации с учётом влияния скорости и степени деформации);  $\beta = 1 \dots 1,15$  – коэффициент, учитывающий влияние среднего главного напряжения;  $P_p$  и  $P_6$  – нормальные контактные напряжения на горизонтальных и боковых участках калибра;  $f_y$  – коэффициент трения при установившемся процессе прокатки;  $b_r$  – ширина плоской части верха гребня;  $h_r$  – высота гребня;  $\beta_1$  – угол наклона грани к горизонтали грани треугольного углубления на верхнем ручье;  $\beta_2$  – угол наклона к горизонтали грани разрезающего гребня;  $h_3$  – высота треугольного углубления на верхнем ручье;  $l_{\text{пр}}$  – горизонтальная проекция длины очага деформации, определяемая по приведённой высоте;  $\Delta h_{\text{пр}}$  – абсолютное обжатие, подсчитанное по приведённой полосе;  $\Psi$  – угол наклона боковых граней калибра (выпуск калибра).

Разделив выражение (7) на  $\Delta h_{\text{пр}x} \Delta X b_c$  и умножив на  $h_{\text{пр}} = h_0 - \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{l_{\text{пр}}} X$  и при-

нимая  $\cos \varphi_x = 1$ , получим

$$\begin{aligned} P \left( h_0 - \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{l_{\text{пр}}} X \right) = & K \left( h_0 - \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{l_{\text{пр}}} X \right) + \frac{b_r f_y}{b_c} \int_0^x P_p dx - \frac{b_r}{b_c} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2l_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx + 2(B_0 - Q) f_y \frac{1}{b_c} \int_0^x P_p dx - \\ & - \frac{2(B_0 - Q)}{b_c} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{l_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx + \frac{2h_r f_y \cos \beta_2}{b_c} \int_0^x P_6 dx - \frac{2h_r \cos \beta_2 \Delta h_{\text{пр}}}{2l_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx + \frac{Q \cos \beta_1 f_y}{b_c} \int_0^x P_6 dx - \\ & - \frac{Q \cos \beta_1 \Delta h_{\text{пр}}}{2l_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx. \quad (8) \end{aligned}$$

Продифференцировав выражение (8) по  $X$  и заменяя  $P_6 = mP_p$ , получим

$$\frac{dP_P}{dx} \left( h_0 - \frac{\Delta h_{np}}{l_{np}} X \right) - P_P \frac{\Delta h_{np}}{l_{np}} = -K \frac{\Delta h_{np}}{l_{np}} + \frac{b_r}{b_c} f_y P_P - \frac{b_r}{b_c} \frac{\Delta h_{np}}{2l_{np}} P_P + 2(B_0 - Q) f_y \frac{1}{b_c} P_P - \frac{2(B_0 - Q) \Delta h_{np}}{b_c} \frac{P_P}{2l_{np}} + \frac{2h_r f_y \cos \beta_2}{b_c} m \cdot P_P - \frac{2h_r \cos \beta_2 \Delta h_{np}}{2l_{np}} m \cdot P_P + \frac{Q \cos \beta_1 f_y}{b_c} m \cdot P_P - \frac{Q \cos \beta_1 \Delta h_{np}}{2l_{np}} m \cdot P_P, \quad (9)$$

где  $m = \frac{P_{\bar{6}}}{P_P}$  – параметр, учитывающий соотношение напряжений  $P_{\bar{6}}$  и  $P_P$ .

После преобразования выражения (9) получим дифференциальное уравнение

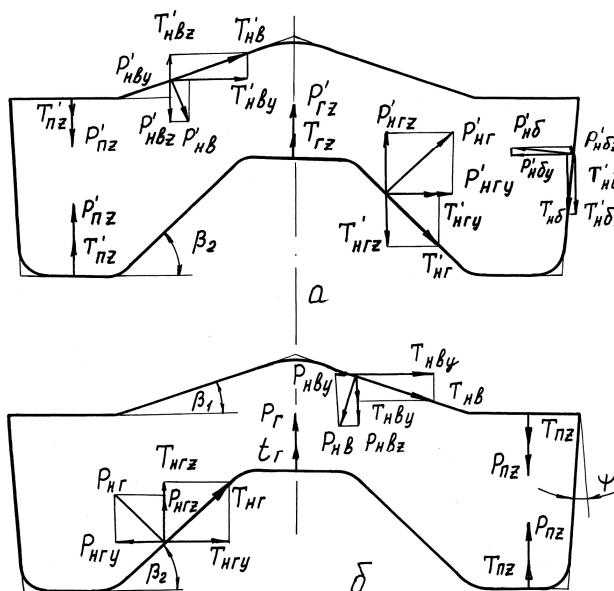
$$\frac{dP_P}{dx} - \frac{P_P A}{h_0 - \frac{\Delta h_{np}}{l_{np}} X} + \frac{K \Delta h_{np}}{l_{np} (h_0 - \frac{\Delta h_{np}}{l_{np}} X)} = 0, \quad (10)$$

где  $A = \frac{1}{b_c l_{np}} \cdot [\Delta h_{np} b_c + (f_y l_{np} - 0,5 \Delta h_{np}) \cdot (b_r + 2(B_0 - Q) + 2h_r \cos \beta_2 m + Q \cos \beta_1 m)]$ . (11)

Дифференциальное уравнение (10) решим относительно  $P_P$ , при этом постоянную интегрирования определим из граничных условий  $P_P|_{X=0} = K$ , получим

$$P_P = \frac{K}{\delta_1} \left[ (\delta_1 - 1) \left( \frac{h_0}{h_{np}} \right) \delta_1 + 1 \right], \quad (12)$$

где  $\delta_1 = \frac{1}{h_{np} b_c} \left\{ \Delta h_{np} b_c + (f_y l_{np} - 0,5 \Delta h_{np}) [b_r + 2(B_0 - Q) + m(2h_r \cos \beta_2 + Q \cos \beta_1)] \right\}$ . (13)



а – в области опережения;

б – в области отставания

Рисунок 3 – Проекция сил на вертикальную плоскость в поперечном направлении

Выражение (12) представляет собой закон изменения нормальных контактных напряжений в зоне отставания и справедливо при изменении  $h_x$  от  $h_0$  до  $h_n$ .

Зона опережения. Рассмотрим деформацию элементарного объема металла в зоне опережения разгонно-разрезного калибра и силы, действующие на этом объеме (рис.3), при этом начало координат поместим на выходе из очага деформации. Аналогично, как и для зоны отставания составим уравнение баланса энергии при деформации элементарного объема с обжатием  $\Delta h_{np}$  и смещением  $\Delta S$  и представим его в интегральной форме:

$$\begin{aligned}
 P_p \Delta h_{\text{прx}} \Delta x b_c = & K \Delta h_{\text{прx}} \Delta x b_c + \Delta S T_{\text{ГХ}} \cos \varphi_x + \Delta S P_{\text{ГХ}} \sin \varphi_x + \\
 & + 4 \Delta S T_{\text{ПХ}} \cos \varphi_x + 4 \Delta S P_{\text{ПХ}} \sin \varphi_x + 2 \Delta S T_{\text{НГХ}} \cos \varphi_x + 2 \Delta S P_{\text{НГХ}} \sin \varphi_x + \\
 & + 2 \Delta S T_{\text{НВХ}} \cos \varphi_x + 2 \Delta S P_{\text{НВХ}} \sin \varphi_x + 2 \Delta S T_{\text{НбХ}} \cos \varphi_x + 2 \Delta S P_{\text{НбХ}} \sin \varphi_x. \quad (14)
 \end{aligned}$$

Подставляя в уравнение (14) значения  $\Delta S$  (2), вертикальных составляющих нормальных и касательных контактных напряжений (4) и  $\sin \varphi_x$ , получим

$$\begin{aligned}
 P_p \Delta h_x \Delta X \cdot b_c = & K \cdot \Delta h_x \Delta X \cdot b_c + b_r f_y \frac{\Delta h_{\text{пр}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx + b_r \frac{\Delta h_{\text{пр}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx + 2(B_0 - Q) \cdot \\
 & \cdot f_y \frac{\Delta h_{\text{пр}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx + 2(B_0 - Q) \frac{\Delta h_{\text{прx}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx + 2 h_r f_y \cos \beta_2 \frac{\Delta h_{\text{прx}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx + \\
 & + 2 h_r \cos \beta_2 \cdot \frac{\Delta h_{\text{прx}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx + Q \cdot f_y \cos \beta_1 \frac{\Delta h_{\text{пр}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx + \\
 & + Q \cos \beta_1 \frac{\Delta h_{\text{пр}} \Delta X}{h_{\text{пр}}} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx. \quad (15)
 \end{aligned}$$

Разделив выражение (15) на  $\Delta h_{\text{прx}} \Delta X b_c$  и умножив на  $h_{\text{пр}} = h_0 + \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{\ell_{\text{пр}}} X$  и принимая  $\cos \varphi_x = 1$ , получим

$$\begin{aligned}
 P_p \left( h_0 + \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{\ell_{\text{пр}}} X \right) = & K \left( h_0 + \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{\ell_{\text{пр}}} X \right) + \frac{b_r}{b_c} f_y \int_0^x P_p dx + \frac{b_r}{b_c} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx + \frac{2(B_0 - Q)}{b_c} \int_0^x P_p dx + \\
 & + \frac{2(B_0 - Q)}{b_c} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} \int_0^x P_p dx + \frac{2 h_r f_y \cos \beta_2}{b_c} \int_0^x P_6 dx + \frac{2 h_r \cos \beta_2}{b_c} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx + \\
 & + \frac{Q f_y \cos \beta_1}{b_c} \int_0^x P_6 dx + \frac{Q \cos \beta_1}{b_c} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} \int_0^x P_6 dx. \quad (16)
 \end{aligned}$$

Продифференцировав выражение (16) по  $X$  и заменяя  $P_6 = m P_p$ , получим

$$\begin{aligned}
 \frac{dP_p}{dx} \left( h_0 + \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{\ell_{\text{пр}}} X \right) + P_p \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{\ell_{\text{пр}}} = & K \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{\ell_{\text{пр}}} + \frac{b_r}{b_c} f_y P_p + \frac{b_r}{b_c} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} P_p + \frac{2(B_0 - Q) f_y}{b_c} P_p + \\
 + \frac{2(B_0 - Q)}{b_c} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} P_p + \frac{2 h_r f_y \cos \beta_2}{b_c} m \cdot P_p + \frac{2 h_r \cos \beta_2}{b_c} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} m \cdot P_p + \frac{Q \cos \beta_1 f_y}{b_c} m \cdot P_p + \\
 + \frac{Q \cos \beta_1}{b_c} \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{2 \ell_{\text{пр}}} m \cdot P_p. \quad (17)
 \end{aligned}$$

Выполнив преобразования выражения (17), получаем дифференциальное уравнение

$$\frac{dP_p}{dx} - \frac{P_p A}{h_0 + \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{\ell_{\text{пр}}}} - \frac{K \Delta h_{\text{пр}}}{\ell_{\text{пр}} \left( h_0 + \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{\ell_{\text{пр}}} X \right)} = 0, \quad (18)$$

$$\text{где } A = \frac{1}{b_c \ell_{\text{пр}}} \left\{ (f_y \ell_{\text{пр}} + 0,5 \Delta h_{\text{пр}}) [b_r + 2(B_o - Q) + m(2h_r \cos \beta_2 + Q \cos \beta_1)] - \Delta h_{\text{пр}} b_c \right\}. \quad (19)$$

Интегрируя уравнение (18) относительно  $P_p$  и определяя постоянную интегрирования из граничных условий (при  $X = 0, P_p = K$ ), получим

$$P_p = \frac{K}{\delta_2} \left[ (\delta_2 + 1) \left( \frac{h_x}{h_{\text{пр}}} \right)^{\delta_2} - 1 \right], \quad (20)$$

$$\text{где } \delta_2 = \frac{1}{h_{\text{пр}} b_c} \left\{ (f_y \ell_{\text{пр}} + 0,5 \Delta h_{\text{пр}}) [b_r + 2(B_o - Q) + m(2h_r \cos \beta_2 + Q \cos \beta_1)] - \Delta h_{\text{пр}} b_c \right\}. \quad (21)$$

Выражение (21) представляет собой уравнение нормальных контактных напряжений в зоне опережения и справедливо при изменении  $h_x$  от  $h_1$  до  $h_{\text{нсп}}$ .

Полное усилие прокатки. Усилие прокатки в разгонно-разрезном калибре (рис.1-3) определяется из уравнения (3) подстановкой выражений (12), (20) и  $dx = \frac{\ell_{\text{пр}}}{\Delta h_{\text{пр}}} dh_x$ :

$$P = \frac{\ell_{\text{пр}}}{\Delta h_{\text{пр}}} b_{\text{пр}} \left\{ \frac{K}{\delta_1} \int_{h_{\text{нсп}}}^{h_0} \left[ (\delta_1 - 1) \left( \frac{h_o}{h_{\text{пр}x}} \right)^{\delta_1} + 1 \right] dh_{\text{ж}} + \frac{K}{\delta_2} \int_{h_1}^{h_{\text{нсп}}} \left[ (\delta_2 + 1) \left( \frac{h_{\text{пр}x}}{h_{\text{пр}}} \right)^{\delta_2} - 1 \right] dh_x \right\}, \quad (22)$$

где  $h_{\text{нсп}}$  – высота в сечении, соответствующем среднему критическому углу  $\gamma_{\text{ср}}$ .

После интегрирования уравнения (22) и ряда преобразований получим

$$P = K \frac{\ell_{\text{пр}} b_{\text{пр}} h_{\text{нсп}}}{\Delta h_{\text{пр}}} \left\{ \frac{1}{\delta_1} \left[ \left( \frac{h_o}{h_{\text{нсп}}} \right)^{\delta_1} - 1 \right] + \frac{1}{\delta_2} \left[ \left( \frac{h_{\text{нсп}}}{h_1} \right)^{\delta_2} + 1 \right] \right\}. \quad (23)$$

Так как средние нормальные контактные напряжения для зоны отставания и зоны опережения в нейтральном сечении равны между собой, тогда уравнения (14) и (20) тождественно равны, т.е.

$$\frac{K}{\delta_1} \left[ (\delta_1 - 1) \left( \frac{h_o}{h_{\text{пр}x}} \right)^{\delta_1} + 1 \right] = \frac{K}{\delta_2} \left[ (\delta_2 + 1) \left( \frac{h_x}{h} \right)^{\delta_2} - 1 \right]. \quad (24)$$

Принимая  $h_{\text{пр}x} = h_{\text{нсп}}$  и решая уравнение (24) относительно  $\left( \frac{h_o}{h_{\text{нсп}}} \right)^{\delta_1}$ , получим

$$\frac{h_o}{h_{\text{нсп}}} = \frac{\delta_1 (\delta_2 + 1) \left( \frac{h_{\text{нсп}}}{h_{\text{пр}}} \right)^{\delta_2} - (\delta_1 + \delta_2)}{\delta_2 (\delta_1 - 1)}. \quad (25)$$

Подставляя полученное выражение (25) в формулу для полного усилия прокатки (23) и произведя преобразования, получим

$$P = K \frac{\ell_{\text{пр}} b_{\text{пр}} h_{\text{нсп}}}{\Delta h_{\text{пр}}} \cdot \frac{(\delta_1 + \delta_2)}{\delta_2 (\delta_1 - 1)} \left[ \left( \frac{h_{\text{нсп}}}{h_{\text{пр}}} \right)^{\delta_2} - 1 \right]. \quad (26)$$

Уравнение (26) не учитывает влияния внешних зон при прокатке. Для учёта влияния внешних зон и неравномерности деформации вводим в уравнение (26) коэф-

коэффициент  $n_{\sigma z}$ . Окончательная формула для определения полного усилия прокатки имеет вид:

$$P = \frac{n_{\sigma z} K \ell_{\text{пр}} b_{\text{пр}} h_{\text{нсп}} (\delta_1 + \delta_2)}{\Delta h_{\text{пр}} \delta_2 (\delta_1 - 1)} \left[ \left( \frac{h_{\text{нсп}}}{h_{\text{пр}}} \right)^{\delta_2} - 1 \right]. \quad (27)$$

В формулу для определения полного усилия прокатки входит высота нейтрального сечения очага деформации. Высоту в нейтральном сечении очага деформации  $h_{\text{нсп}}$  для среднего критического угла можно определить из выражения

$$h_{\text{нсп}} = h_{\text{пр}} + \frac{\Delta h_{\text{пр}}}{\ell_{\text{пр}}} X; \quad X = R \sin \gamma_{\text{ср}}. \quad (28)$$

После подстановки значения  $X$  из выражения (28) в уравнение (27) и произведя преобразования, получим

$$h_{\text{нсп}} = h_{\text{пр}} + \ell_{\text{пр}} \sin \gamma_{\text{ср}}. \quad (29)$$

Величину угла  $\gamma_{\text{ср}}$ , соответствующего нейтральному сечению, можно определить, исходя из условия равновесия сил, действующих в очаге деформации. Проектируя все силы в разгонно-разрезном калибре, приложенные от валков к прокатываемой полосе (рис. 1) на ось прокатки и приравнивая их к нулю, получаем

$$\begin{aligned} \sum X = & -\int_0^{\gamma} P_{\text{ГХ}} d\varphi - \int_{\gamma}^{\alpha} P_{\text{ГХ}} d\varphi - \int_0^{\gamma} T_{\text{ГХ}} d\varphi + \int_{\gamma}^{\alpha} T_{\text{ГХ}} d\varphi - 4 \int_0^{\gamma} P_{\text{ПХ}} d\varphi - 4 \int_{\gamma}^{\alpha} P_{\text{ПХ}} d\varphi - 4 \int_0^{\gamma} T_{\text{ПХ}} d\varphi + \\ & + 4 \int_{\gamma}^{\alpha} T_{\text{ПХ}} d\varphi - 2 \int_0^{\gamma} P_{\text{НГХ}} d\varphi - 2 \int_{\gamma}^{\alpha} P_{\text{НГХ}} d\varphi - 2 \int_0^{\gamma} T_{\text{НГХ}} d\varphi + 2 \int_{\gamma}^{\alpha} T_{\text{НГХ}} d\varphi - 2 \int_{\gamma}^{\alpha} T_{\text{НВХ}} d\varphi - \\ & - 2 \int_0^{\gamma} P_{\text{НВХ}} d\varphi \pm 2 \int_{\gamma}^{\alpha} P_{\text{НВХ}} d\varphi - 2 \int_0^{\gamma} T_{\text{НВХ}} d\varphi + 2 \int_{\gamma}^{\alpha} T_{\text{НВХ}} d\varphi = 0, \quad (30) \end{aligned}$$

где  $T_{\text{ГХ}}$  и  $P_{\text{ГХ}}$  – горизонтальные составляющие касательных и нормальных сил на горизонтальном участке разрезающего гребня;  $T_{\text{ПХ}}$  и  $P_{\text{ПХ}}$  – горизонтальные составляющие касательных и нормальных сил на крайних горизонтальных участках;  $T_{\text{НГХ}}$  и  $P_{\text{НГХ}}$  – горизонтальные составляющие касательных и нормальных сил на наклонном участке разрезающего гребня;  $T_{\text{НВХ}}$  и  $P_{\text{НВХ}}$  – горизонтальные составляющие касательных и нормальных сил на наклонном участке верхнего ручья;  $T_{\text{НбХ}}$  и  $P_{\text{НбХ}}$  – горизонтальные составляющие касательных и нормальных сил на наклонном боковом участке.

Горизонтальные составляющие касательных и нормальных сил выражаются следующим образом:

$$\begin{aligned} P_{\text{ГХ}} &= b_{\text{Г}} P_{\text{Г}} \sin \varphi_{\text{Х}} R_{\text{Г}}; \quad T_{\text{ГХ}} = b_{\text{Г}} R_{\text{Г}} f_{\text{Г}} \cos \varphi_{\text{Х}}; \quad P_{\text{ПХ}} = 0,5(B_0 - Q) R_{\text{П}} \sin \varphi_{\text{Х}}; \\ P_{\text{НГХ}} &= h_{\text{Г}} R_{\text{Г}} P_{\text{НГ}} \cos \beta_2 \sin \varphi_{\text{Х}}; \quad T_{\text{НГХ}} = h_{\text{Г}} R_{\text{Г}} T_{\text{НГ}} f_{\text{Г}} \cos \varphi_{\text{Х}}; \\ P_{\text{НВХ}} &= h_3 R P_{\text{НВ}} \cos \beta_1 \sin \varphi_{\text{Х}}; \quad T_{\text{НВХ}} = h_3 R P_{\text{НВ}} f_{\text{Г}} \cos \varphi_{\text{Х}}. \quad (31) \end{aligned}$$

В уравнение (30) подставляем значения горизонтальных составляющих нормальных и касательных сил:

$$\begin{aligned} \sum X = & - \int_0^{\gamma} b_r P_r \sin \varphi_x R_r d\varphi - \int_{\gamma}^{\alpha} b_r P_r \sin \varphi_x R_r d\varphi - \int_0^{\gamma} b_r P_r R_r f_y \cos \varphi d\varphi + \int_{\gamma}^{\alpha} b_r P_r R_r f_y \cos \varphi d\varphi \pm \int_0^{\gamma} 0,5(B_0 - Q) \cdot \\ & \cdot R_{\partial} P_{\Pi} \sin \varphi_x d\varphi - 4 \int_{\gamma}^{\alpha} 0,5(B_0 - Q) R_{\partial} P_{\Pi} \sin \varphi_x d\varphi - 4 \int_0^{\gamma} 0,5(B_0 - Q) R_{\partial} P_{\Pi} f_y \cos \varphi_x d\varphi + 4 \int_{\gamma}^{\alpha} 0,5(B_0 - Q) R_{\partial} P_{\Pi} f_y \cdot \\ & \cdot T_{Hr} f_y \cos \varphi_x d\varphi - 2 \int_0^{\gamma} h_3 R P_{Hb} \cos \beta_1 \sin \varphi_x d\varphi - 2 \int_{\gamma}^{\alpha} h_3 R P_{\delta} \cos \beta_1 \sin \varphi_x d\varphi - \\ & - 2 \int_0^{\gamma} h_3 R P_{\delta} f_y \cos \varphi_x d\varphi + 2 \int_{\gamma}^{\alpha} h_3 R P_{Hb} f_y \cos \varphi_x d\varphi = 0. \end{aligned} \quad (32)$$

Проинтегрировав выражение (33) и для упрощения принимая  $\cos \gamma = 1$  и решая относительно  $\sin \gamma_{cp}$ , получим

$$\sin \gamma_{cp} = \frac{C}{D}, \quad (33)$$

где

$$\begin{aligned} C = & (\cos \alpha - 1) [b_r R_r + 2(B_0 - Q) R_{\partial} + 2h_r R_r \cos \beta_2 + 2h_3 R_m \cos \beta_1] + \\ & + f_y \sin \alpha [b_r R_r + 2(B_0 - Q) R_{\partial} + 2h_r R_r m + 2h_3 R_m]. \\ D = & f_y [2b_r R_r + 4(B_0 - Q) R_{\partial} + 4h_r R_r m + 4h_3 R_m]. \end{aligned} \quad (34)$$

**Выводы.** Полученные формулы для определения усилия прокатки в разгонно-разрезном калибре позволяют более точно определять энергосиловые параметры прокатки.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Тарновский И.Я. К вопросу определения усилий при обработке металлов давлением / И.Я.Тарновский, А.А.Поздеев, Н.Н.Красовский // Обработка металлов давлением: сб. науч. трудов / под научной редакцией к. т. н. П. Громова. – М.: Металлургия, 1954. – Вып.3 – С.5-22.
2. Клименко В.М. Вывод формул для определения давлений при прокатке в разрезных калибрах / В.М. Клименко // В ст.: Прокатное производство, Труды НЧМ, Т.ХVII. – Киев: Издательство Академии наук УССР. – 1962. – С.67-82.
3. Павлов И.М. Определение давлений в трапециевидных разрезных калибрах / И.М.Павлов, И.Г.Астахов, М.М.Межауров // В ст. Новые процессы прокатки металлов и сплавов (МИСиС). – М.: Металлургия. – Вып.13. – С.82-90.
4. Технологические и силовые резервы прокатных станков/ [В.М.Клименко, В.И.Погоржельский, В.С.Горелик и др.] – М.: Металлургия, 1976. – 240 с.