

РОЗДІЛ «ПРОКАТНЕ ВИРОБНИЦТВО»

УДК 621.771.01

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., професор
ИЗМАЙЛОВА М.К., к.т.н., доцент
ЛОБОЙКО Д.И., аспірант
СТУДЕНЦОВА И.И., магістр

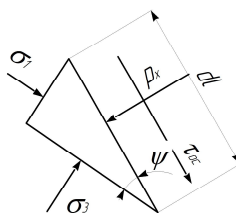
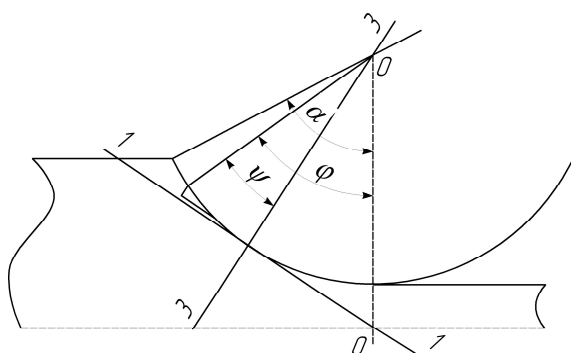
Днепродзержинский государственный технический университет

ДВУХЗВЕННАЯ МОДЕЛЬ ТРЕНИЯ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПРОКАТКЕ

Введение. В работах [1-3] и других приведены модели распределения удельных сил трения в очаге деформации, которые в определенном диапазоне изменения параметров прокатки дают достаточно близкие по отношению к результатам опытов значения. Однако они относятся к разряду подходящих функций и физического обоснования не имеют.

В настоящем исследовании предложена модель распределения удельных сил трения и предпринята попытка ее обоснования с позиции современной теории прокатки.

Постановка задачи. Мысленно представим процесс прокатки как осадку в направлении оси, проходящей под углом $\alpha/2$ (α – угол захвата) к вертикали с последующей транспортировкой металла из очага деформации как упругого тела. Выделим элемент металла в виде



элемент металла в виде треугольной призмы (рис.1) и рассмотрим его равновесие в условиях осадки. Предположим, что деформация является плоской, и взаимно перпендикулярные грани призмы являются главными площадками. В этом случае на гра-

Рисунок 1 – Схема сил, приложенных к элементарной призме

нях призмы будут действовать главные нормальные напряжения σ_1 и σ_3 , а на контактной поверхности, являющейся наклонной площадкой, – нормальное давление p_x и касательное напряжение τ_{oc} .

Условие равновесия элемента имеет вид:

$$\begin{cases} \sigma_1 \sin \psi dl - p_x \sin \psi dl + \tau_{oc} \cos \psi dl = 0; \\ \sigma_3 \cos \psi dl - p_x \cos \psi dl - \tau_{oc} \sin \psi dl = 0. \end{cases}$$

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

$$\tau_{oc} = \frac{1}{2} 2k \sin 2\psi.$$

При выделении элемента справа от оси 3-3 касательное напряжение τ_{oc} изменит свое направление, т.к. пластическое течение металла направлено в противоположную сторону. Конечное выражение для определения τ_{oc} справа от оси 3-3 имеет вид, анало-

гичный выше приведенному уравнению. Если принять за начало отсчета ось 0-0 (рис.1), то получим одно уравнение, описывающее изменение удельных сил трения на контакте при осадке металла валками:

$$\tau_{oc} = \frac{1}{2} 2k \sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right), \quad (1)$$

где $2k$ – сопротивление деформации металла;
 φ – текущий угол в очаге деформации.

Выделим вторую составляющую трения, связанную с транспортированием через очаг деформации предварительно продеформированных элементов металла. Пусть эта составляющая зависит от скольжения и определяется функцией:

$$\tau_{тр} = fp_x. \quad (2)$$

Тогда удельная сила трения t_x в зоне контакта полосы с валками приобретает вид:

$$t_x = \tau_{тр} + \tau_{oc} = fp_x + \frac{1}{2} 2k \sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right). \quad (3)$$

Заметим, что f является условным коэффициентом, как следует из выражения (3) он не равен среднему коэффициенту трения в очаге деформации, полученному как отношение площадей эпюр удельных сил трения и нормального давления:

$$f_{cp} = \frac{\int_0^{\alpha} t_x d\varphi}{\int_0^{\alpha} p_x d\varphi} = \frac{\int_0^{\alpha} t_x d\varphi + \left| \int_0^{\gamma} t_x d\varphi \right|}{\int_0^{\alpha} p_x d\varphi}. \quad (4)$$

Необходимо отметить, что представленная модель в определенной мере соответствует уравнению К.Н.Шевченко, приведенному в [4]:

$$\tau_x = fp_x + t_0(v_B - v_x), \quad (5)$$

где t_0 – некоторая постоянная;

v_x – скорость металла (тангенциальная);

v_B – линейная скорость вращения валков.

Модели (3) и (5) изменения удельных сил трения относят к разряду двухзвенных.

Проведем проверку на соответствие выражения (3) предельным условиям прокатки. Из теории известно, что предельная захватывающая способность валков возникает при $\alpha = 2f_y$. В этом случае очаг деформации представляет собой только зону отставания, и удельные силы трения на выходе металла из валков равны нулю. В первом приближении, принимая $\sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right) \approx 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right) rad$ и учитывая граничные условия на выходе металла из валков, для давления ($p_x = 2k$) и для удельной силы трения в предельном случае прокатки ($t_x = 0$) из уравнения (3) получаем $\alpha = 2f$. Как видно, выражение (3) отражает предельное условие прокатки в установившемся режиме.

Вводя во второй член выражения (3) коэффициент $n_1 = \left(\frac{2f}{\alpha}\right)^2$, из последнего

можно получить известное в теории уравнение для определения угла нейтрального сечения:

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

Проведенный анализ показывает, что предлагаемая модель трения соответствует предельным и кинематическим условиям прокатки.

В работе [5] А.П.Грудев сделал существенное замечание относительно формулы К.Н.Шевченко, связанное с тем, что произведение $f p_x$ составляет только часть от общей удельной силы трения в контакте валка и полосы, тогда как в теории принято считать, что это произведение представляет собой полную удельную силу трения. Учитывая это, введем в уравнение (3) коэффициент n_2 , который по величине всегда меньше единицы и определяется из граничных условий при решении дифференциального уравнения Т.Кармана. Это возможно, так как модель (3) описывает изменение удельных сил трения по всей длине очага деформации как в зоне отставания, так и в зоне опережения. Следовательно, граничное условие, что при $h_x = h_1$, давление $p_x = 2k$ можно использовать для определения n_2 .

Кроме того, для того, чтобы произведение $n_2 f$ было близким к коэффициенту трения скольжения в упругой и начальной части очага деформации, ко второму слагаемому в качестве множителя введем функцию $\frac{\varphi - \alpha}{\alpha}$.

Окончательно предлагаемая модель распределения удельных сил трения в очаге деформации при прокатке приобретает вид:

$$\frac{t_x}{2k} = n_2 f \frac{p_x}{2k} + \frac{1}{2} \sin \left[2n_1 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \right] \frac{\varphi - \alpha}{\alpha}. \quad (6)$$

Дадим некоторые пояснения в отношении методики расчета удельных сил трения согласно (6) и среднего коэффициента трения в очаге деформации.

Заметим, что этот коэффициент должен быть получен из решения дифференциального уравнения Т.Кармана с учетом (6) и равен его опытному значению для заданных условий прокатки. Поэтому процедура решения состоит из нескольких этапов. Предварительно следует задаться условным коэффициентом f . В первом приближении он может быть принят равным опытному значению коэффициента трения скольжения или рассчитан по одной из известных эмпирических формул, например, формуле А.П.Грудева [6]. В результате решения уравнения Т.Кармана с учетом модели трения (6) получаем эпюры распределения контактных напряжений и средний коэффициент трения $f_{\text{ср}}$. Если этот коэффициент не удовлетворяет опытными данным, то, варьируя величиной f , находим требуемое значение $f_{\text{ср}}$. В этом случае рассчитанное среднее давление металла на валки будет соответствовать опытному значению коэффициента трения и равновесию полосы в очаге деформации.

Для расчета $\frac{p_x}{2k}$, $\frac{t_x}{2k}$ и $f_{\text{ср}}$ с применением ЭВМ была разработана программа численного определения этих величин с использованием метода Рунге-Кутты.

По нашему мнению, эту методику расчета контактных напряжений и среднего коэффициента трения можно распространить на случаи тонколистовой горячей и холодной прокатки, а также при определении продольной устойчивости полосы в очаге деформации.

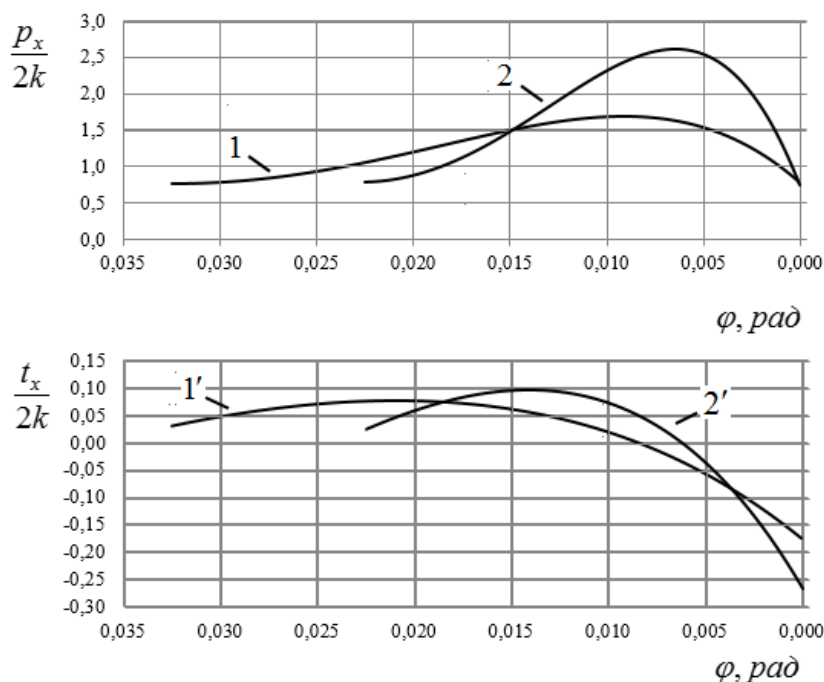
Результаты работы. Ниже приведены примеры расчета контактных напряжений при параметрах деформации, соответствующих опытной прокатке жести и тонкого листа. Так, в работе [7] приведены режимы обжатий, кинематические и силовые параметры при прокатке жести 0,2x855 мм на стане 1400. Расчеты распределения $\frac{P_x}{2k}$ и $\frac{t_x}{2k}$ проведены для случаев прокатки в третьей и четвертой клетях. Параметры деформации приведены в табл.1. Результаты вычислений показаны на рис.2 и в табл.2 (знаменатель).

Таблица 1 – Режимы деформации и силовые параметры при прокатке жести на стане 1400

№ клетки	Толщина полосы, мм		$\frac{\sigma_0}{\sigma_{T0}}$	$\frac{\sigma_1}{\sigma_{T1}}$	f_y	$\frac{P_{cp}}{2k}$	$\alpha_{cпл}$	$v_B, \text{ м/с}$	$S, \%$	f	n_2
	h_0	h_1			f_{cp}						
3	1,24	0,73	0,238	0,223	0,049	1,21	0,0325	8,14	5,45	0,057	0,698
					0,049	1,24					
4	0,73	0,44	0,223	0,266	0,048	1,33	0,0225	13,56	7,55	0,059	0,565
					0,048	1,6					

Примечание: σ_0 и σ_1 – заднее и переднее удельные натяжения;

σ_{T0} и σ_{T1} – предел текучести металла до входа в очаг деформации и на выходе из него.



1 и 1' – $\frac{P_x}{2k}$ и $\frac{t_x}{2k}$ при прокатке в третьей клетке;

2 и 2' – $\frac{P_x}{2k}$ и $\frac{t_x}{2k}$ при прокатке в четвертой клетке

Рисунок 2 – Распределение контактных напряжений при прокатке металла в третьей и четвертой клетях стана 1400

Корректируя значение f , равенство между f_{cp} и опытным коэффициентом трения f_y ($f_{cp} = f_y = 0,049$) при прокатке в третьей клетке было достигнуто при $f = 0,057$ (табл.1). Заметим также, что произведение $f \cdot n_2 = 0,04$ существенно ниже среднего по очагу деформации коэффициента трения. Необходимо также отметить, что расчетные и опытные значения безразмерного среднего давления $\frac{P_{cp}}{2k}$ и опережения S достаточно близки. При расчете опережения угол нейтрального сечения определяли непосредственно из

эпюры распределения удельных сил трения.

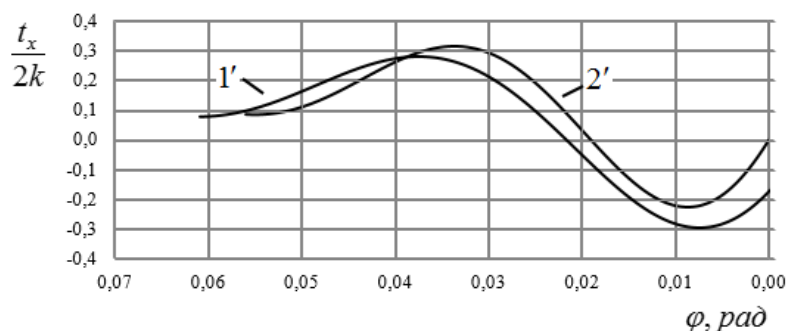
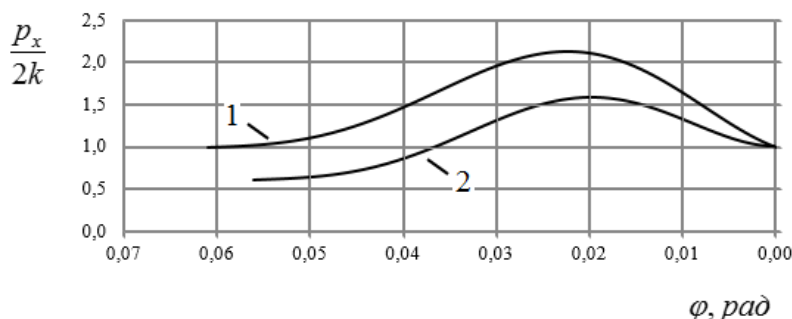
Аналогичные выводы можно сделать, анализируя данные прокатки металла в четвертой клетке.

Продолжая сравнительный анализ, рассмотрим распределение контактных напряжений при условиях прокатки, приведенных в работе [8]. Расчеты выполнены для случаев прокатки образцов под номерами фигур 94 и 97. Параметры прокатки и силовые характеристики деформации приведены в табл.2. Расчетные значения среднего давления $\frac{P_x}{2k}$ и опережения S показаны в знаменателе этой таблицы.

Таблица 2 – Режимы деформации и силовые параметры при холодной прокатке листовой стали в лабораторных условиях [8]

№ фигуры	Толщина полосы, мм		$\frac{\sigma_0}{\sigma_{T0}}$	$\frac{\sigma_1}{\sigma_{T1}}$	$S, \%$	$\frac{P_{ср}}{2k}$	$\alpha_{спл}$	$l_{спл}, мм$	$v_B, мм/с$	$f_{ср}$	f	n_2
	h_0	h_1										
94	1,95	1,50	0,394	0	1,4	1,05	0,056	7,98	50	0,16	0,21	0,68
					2,4	1,1						
97	1,95	1,32	0	0	5,7	1,55	0,061	9,82	42	0,12	0,21	0,41
					5,9	1,52						

Из табл.2 следует, что при холодной прокатке стальных образцов под номерами 94 и 97 так же, как и при прокатке жести (табл.1) расчетные и опытные значения среднего давления и опережения достаточно близки. Результаты расчетов также приведены на рис.3.



1 и 1' – $\frac{P_x}{2k}$ и $\frac{t_x}{2k}$ при прокатке образца 97;

2 и 2' – $\frac{P_x}{2k}$ и $\frac{t_x}{2k}$ при прокатке образца 94

Рисунок 3 – Распределение контактных напряжений в соответствии с результатами опытов [8]

на рис.3. Как видно, в этом случае картина распределения сил трения несколько отличается от эпюр, приведенных на рис.2. По-видимому, это связано с увеличением среднего коэффициента трения в очаге деформации. Сравнивая кривые распределения давления при прокатке образцов 94 и 97 с разным задним натяжением, приходим к известному выводу, что с увеличением заднего натяжения контактное напряжение $\frac{P_x}{2k}$ уменьшается.

Выводы. В работе предложена двухзвенная модель распределения удельных сил трения в очаге деформации, ко-

торая учитывает известные положения теории прокатки. Разработана методика расчета этих напряжений. Имеет место определенное соответствие между расчетными и опытными эпюрами удельных сил трения, а также значениями среднего давления, опережения и коэффициента трения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / [А.Н.Леванов, В.Л.Колмогоров, С.П.Буркин и др.]. – М.: Металлургия, 1976. – 416с.
2. Семенюта А.Я. Определение удельных давлений при прокатке широких полос средней толщины / А.Я.Семенюта // ДМеТи. Обработка металлов давлением: научные труды. – М.: Металлургия, 1967. – Т52. – С.118-123.
3. Василев Я.Д. Модель напряжений трения при тонколистовой прокатке / Я.Д.Василев, А.В.Дементненко // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2002. – №1. – С.29-33.
4. Шевченко К.Н. Закон трения при прокатке и другие замечания. / К.Н.Шевченко // Теория прокатки: материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки. – М.: Металлургиздат, 1962. – С.459-461.
5. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке / А.П.Грудев. – М.: Металлургия, 1973. – 288с.
6. Грудев А.П. Теория прокатки / А.П.Грудев. – М.: Металлургия, 1988. – 240с.
7. Василев Я.Д. Разработка энергосберегающих режимов натяжения на непрерывных станах холодной прокатки / Я.Д.Василев // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2013. – №2. – С.34-38.
8. Королев А.А. Новые исследования деформации металла при прокатке / А.А.Королев. – М.: Машгиз, 1953. – 267.

Поступила в редколлегию 07.04.2015.

УДК 621.771.01

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., профессор
ИЗМАЙЛОВА М.К., к.т.н., доцент
ЛОБОЙКО Д.И., аспирант
КУЗЬМИН Е.В., магистр

Днепродзержинский государственный технический университет

МЕТОДИКА ОЦЕНКИ ПРОДОЛЬНОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ПОЛОСЫ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПРОКАТКЕ С НАТЯЖЕНИЕМ

Введение. В работе [1] разработана методика оценки продольной устойчивости простого процесса прокатки и предельной захватывающей способности валков, которая связана с определением среднеинтегральной результирующей продольных сил пластически деформируемого металла. Эта результирующая представляет собой силу сопротивления, реакцию на действие внешних сил. Поэтому если продольная результирующая направлена противоположно движению полосы, то прокатка будет устойчивой, без пробуксовок. В случае равенства её нулю – процесс совершается в предельных условиях, а при положительном векторе этой силы (по ходу прокатки) деформация металла становится невозможной. Кроме того, как следует из [1], потеря равновесия полосы в зоне контакта её с валками может возникать при наличии зоны опережения.

Постановка задачи. Разовьем идею о продольной устойчивости процесса на случай прокатки с натяжением полосы. Пусть в этих условиях деформации выполнено численное решение уравнения Т.Кармана и получена эпюра распределения давления по

длине очага деформации, имеющая вид, приведенный на рис.1, б. Заметим, что в сечениях ψ_1 и ψ_2 давление p_x равно среднему сопротивлению деформации $2k$. На входной части очага деформации действует сила заднего натяжения полосы Q_0 и соответственно продольные напряжения натяжения $\frac{\sigma_0}{2k}$, а на выходной – сила переднего натяжения Q_1 и удельных натяжений $\frac{\sigma_1}{2k}$. Выделим текущий объем металла вблизи входа металла в валки $(\alpha - \varphi_1)$ (рис.1, а). Действие отброшенной правой части заменим напряжениями $\frac{\sigma_x}{2k}$. Если процесс является стационарным, то равновесие текущего объема возможно только в том случае, когда напряжения $\frac{\sigma_x}{2k}$ направлены по ходу прокатки.

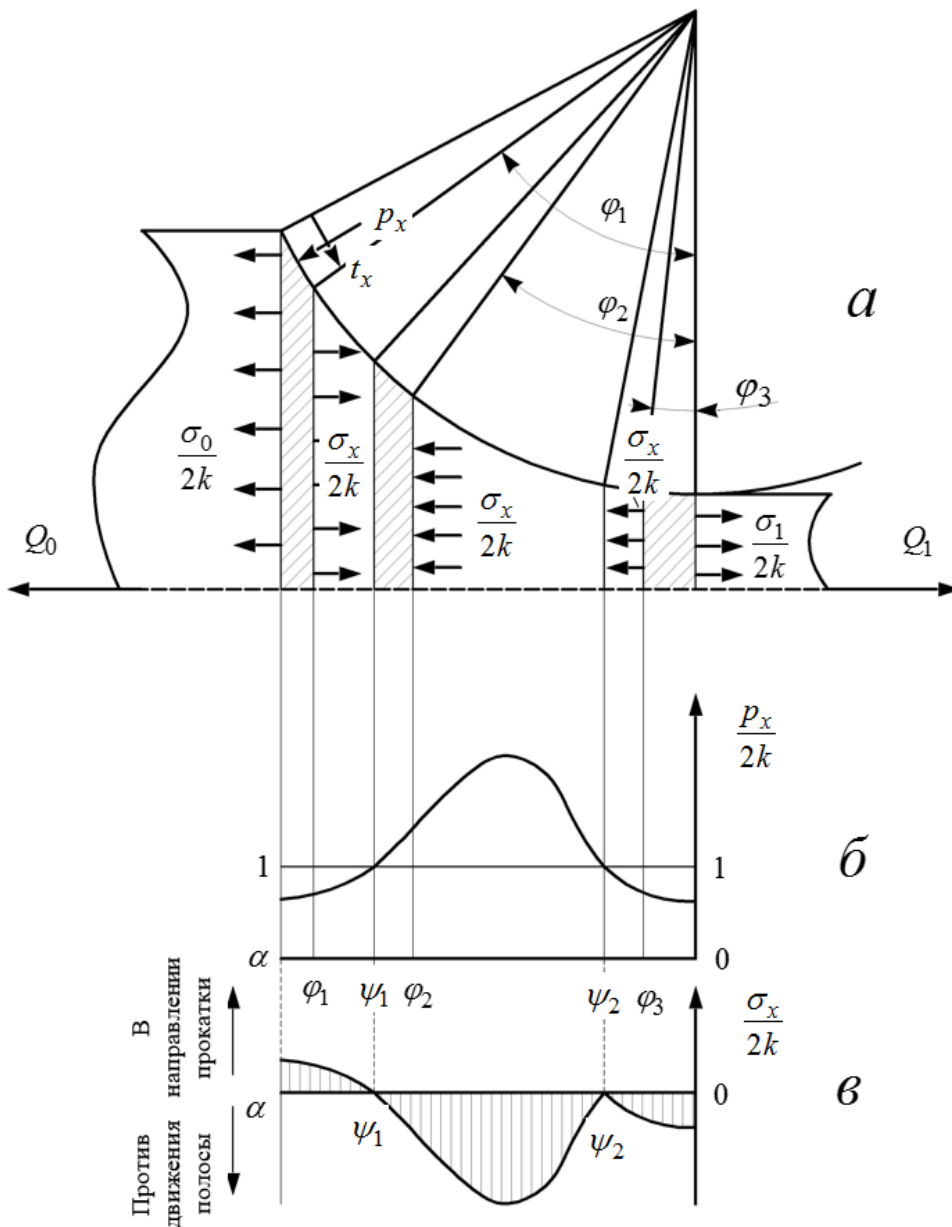


Рисунок 1 – Схема очага деформации, распределение давления и продольных напряжений в нем

Это направление продольных нормальных напряжений будет неизменным вплоть до сечения ψ_1 . Тогда в соответствии с уравнением пластичности напряжения $\frac{\sigma_x}{2k}$ на участке $\alpha - \psi_1$ будут изменяться так, как показано на рис.1, в и указанное направление будем считать положительным. Далее рассмотрим участок $\psi_1 - \psi_2$. Здесь в соответствии с уравнением пластичности напряжения $\frac{\sigma_x}{2k}$ являются сжимающими и направлены против движения полосы, т.е. так, как показано на рис.1, в.

На участке очага деформации, характеризуемом сечениями $0 - \psi_2$, продольные напряжения существенно зависят от силы переднего натяжения полосы. Как и раньше, выделим текущий объем металла $0 - \psi_3$, равновесие его возможно, если $\frac{\sigma_x}{2k}$ будут направлены противоположно движению полосы. Тогда, в целом, эпюра распределения напряжений $\frac{\sigma_x}{2k}$ приобретает вид, показанный на рис.1, в.

Имея картину распределения продольных нормальных напряжений, нетрудно рассчитать текущие продольные силы пластически деформируемого металла:

$$Q_{xnp.} = \sigma_x h_x b ,$$

или в безразмерной форме:

$$Q_{xnp.}^* = \frac{Q_{xnp.}}{2k \cdot R \cdot b} = \frac{\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right). \quad (1)$$

Изменение текущей силы по длине очага деформации приведено на рис.2.

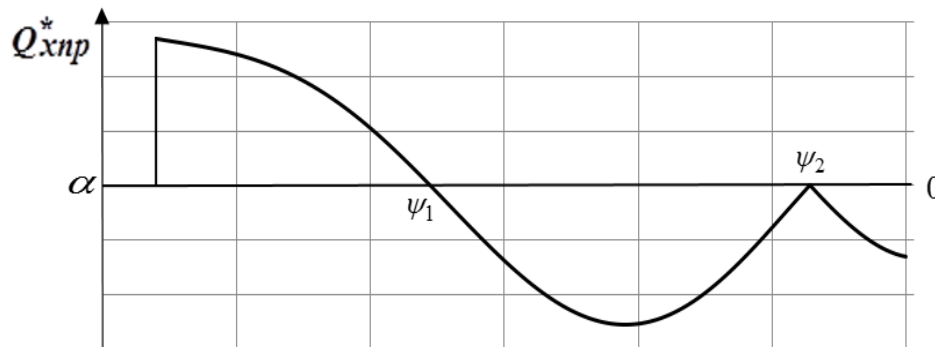


Рисунок 2 – Эпюра текущей продольной силы в очаге деформации

Имея эпюру изменения текущих продольных сил $Q_{xnp.}^*$, нетрудно определить среднеинтегральную результирующую при прокатке полосы с натяжением:

$$Q_{xnp.}^{*н} = \frac{1}{\alpha - \psi_1} \int_{\psi_1}^{\alpha} Q_{xnp.}^* d\varphi - \frac{1}{\psi_1 - \psi_2} \int_{\psi_2}^{\psi_1} Q_{xnp.}^* d\varphi - \frac{1}{\psi_2 - 0} \int_0^{\psi_2} Q_{xnp.}^* d\varphi. \quad (2)$$

Геометрически выражение (2) представляет собой алгебраическую сумму отношений площадей под кривой $Q_{xnp.}^*$ на участках $\alpha - \psi_1$; $\psi_1 - \psi_2$ и $\psi_2 - 0$ к длине этих

участков (рис.1, в). Зная величину и направление действия результирующей $Q_{хпр.}^{*H}$, в соответствии с [1] можно дать оценку продольной устойчивости полосы в очаге деформации при прокатке с натяжением. Если эта внутренняя сила направлена противоположно движению полосы, т.е. $Q_{хпр.}^{*H} < 0$, то металл в валках будет вести себя устойчиво без потери равновесия. При $Q_{хпр.}^{*H} = 0$ процесс будет протекать в предельных условиях. В случаях, когда $Q_{хпр.}^{*H} > 0$, т.е. результирующая внутренних сил направлена по ходу прокатки, процесс невозможен.

Результаты работы. Проанализируем конкретные значения продольной результирующей силы при деформации полосы с разными режимами натяжения и сравним результаты расчетов с опытными данными, приведенными в [2].

При решении дифференциального уравнения Т.Кармана в качестве модели трения была использована функция¹:

$$\frac{t_x}{2k} = n_2 f \frac{p_x}{2k} + \frac{1}{2} \sin \left[2n_1 \left(\varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \right] \frac{\varphi - \alpha}{\alpha}, \quad (3)$$

где n_1 и n_2 – постоянные коэффициенты при заданных условиях прокатки:

$n_1 = \left(\frac{2f}{\alpha} \right)^2$; n_2 – определяется из граничных условий на выходе из валков;

φ – текущий угол в очаге деформации;

f – коэффициент трения при упругом транспортировании металла;

α – угол захвата.

Решение осуществляли с применением метода Рунге-Кутты, для чего была составлена программа расчета на ЭВМ. Для случая прокатки стального образца 94 (номер фигуры 94) [2] результаты расчета эпюр распределения нормального давления, удельных сил трения и текущей продольной силы пластически деформированного металла приведены на рис.3. Образец прокатывался со значительным задним натяжением полосы $\frac{\sigma_0}{\sigma_{T0}} = 0,394$ (σ_{T0} – напряжение текучести на входе в очаг деформации). Параметры деформации, некоторые результаты опытов и расчетов приведены в табл.1.

Таблица 1 – Режим обжатий, кинематические и силовые параметры при холодной прокатке стального образца № 94

№ фигуры	Толщина полосы, мм		$\frac{\sigma_0}{\sigma_{T0}}$	$\frac{P_{cp}}{2k}$	$l_{cn},$ мм	$\alpha_{cn},$ рад	$R_{cn},$ мм	$v_B,$ мм/с	f	f_{cp}	$S,$ %	$Q_{cp пр.}^{*H}$
	h_0	h_1										
94	1,95	1,5	0,394	$\frac{1,05}{1,1}$	7,97	0,056	142,4	50	0,2	0,16	$\frac{1,4}{2,4}$	-0,0011

Примечание: в числителе – опытные данные; в знаменателе – расчетные;

$$f_{cp} = \frac{\int_{\gamma}^{\alpha} \frac{t_x}{2k} d\varphi + \left| \int_0^{\gamma} \frac{t_x}{2k} d\varphi \right|}{\int_0^{\alpha} \frac{p_x}{2k} d\varphi}$$

1 – предыдущая статья

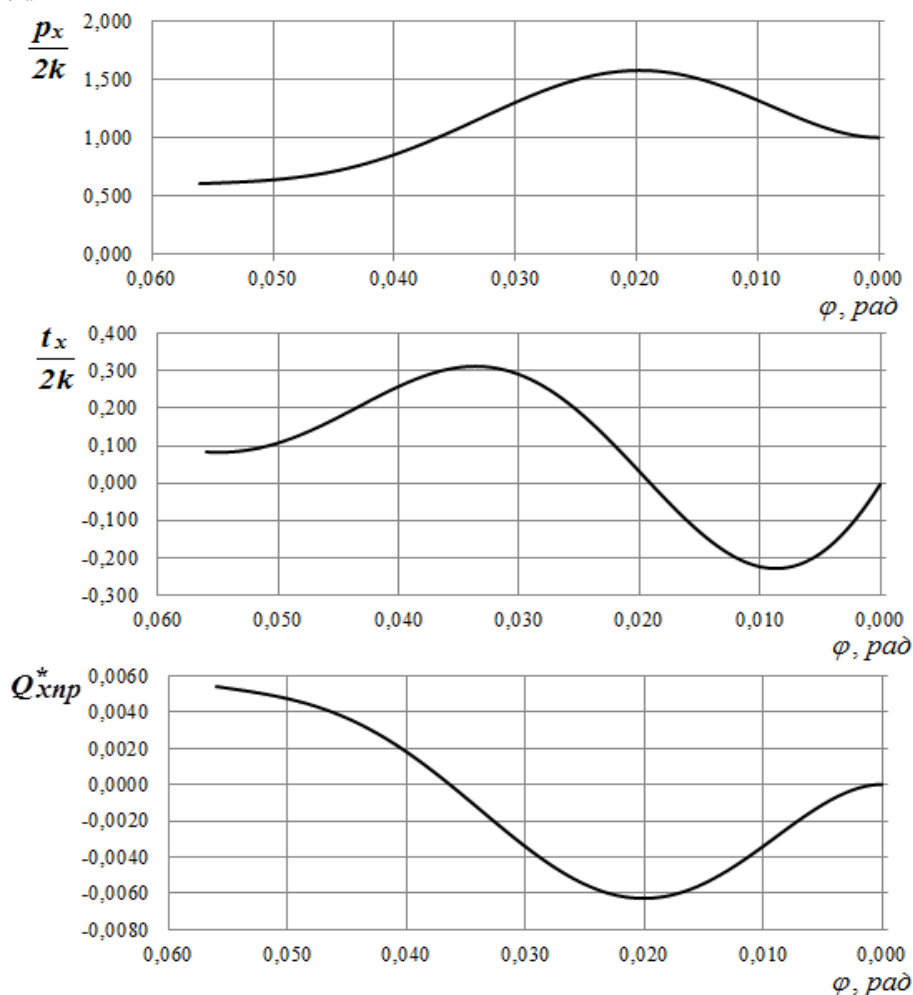


Рисунок 3 – Эпюры распределения нормального давления, удельных сил трения и текущей продольной силы пластически деформируемого металла для образца №94

Анализ изменения текущей продольной силы Q_{xnp}^{*n} по длине очага деформации показывает, что вблизи входа металла в валки эта сила положительная, направлена по ходу прокатки. Далее она меняет свое направление. Причем площадь под кривой отрицательных значений Q_{xnp}^{*n} больше положительных, т.е. $Q_{ср np}^{*n} < 0$ и равна -0,0011, следовательно, в данных условиях деформации процесс прокатки образца совершался устойчиво без частичных пробуксовок, что подтверждают результаты опыта. Обратим

внимание на то, что опытные и расчетные значения среднего давления $\frac{P_{cp}}{2k}$ и опережения S достаточно близки (табл.1.).

Аналогичные расчеты были проведены и для остальных образцов с натяжением из работы [2]. Сравнительные результаты приведены на рис.4. Из рис.4 видно, что с увеличением заднего удельного натяжения полосы средняя результирующая продольных сил $Q_{cp пр.}^{*H}$ по абсолютной величине уменьшается, следовательно, уменьшается и продольная устойчивость процесса прокатки. Об этом можно судить и по опытному опережению S . Важно отметить, что одним из ограничений на величину натяжения полосы при прокатке может быть продольная устойчивость металла в валках. Это обстоятельство необходимо особо учитывать при непрерывной прокатке листовой стали.

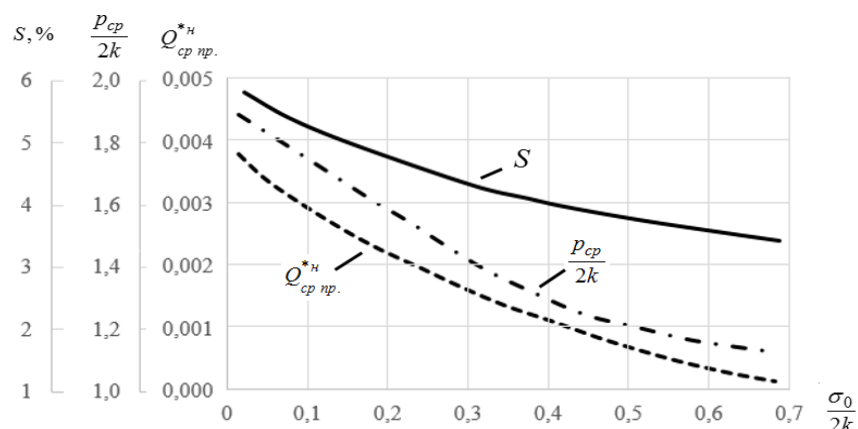


Рисунок 4 – Влияние заднего натяжения полосы на некоторые параметры прокатки

Выводы. Разработан метод оценки продольной устойчивости полосы в очаге деформации при прокатке с натяжением. Показано, что с увеличением заднего натяжения результирующая продольных сил по абсолютной величине уменьшается и, следовательно, снижается устойчивость процесса прокатки. Последнее необходимо учитывать при назначении режимов натяжения полосы, особенно в случаях непрерывной прокатки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Максименко О.П. Анализ силового взаимодействия в очаге деформации при прокатке / О.П.Максименко, Д.И.Лобойко, Р.Я.Романюк // *Металлургическая и горнорудная промышленность.* – 2013. – №6. – С.47-49.
2. Королев А.А. Новые исследования деформации металла при прокатке / А.А.Королев. – М.: Машгиз, 1953. – 267с.

Поступила в редколлегию 07.04.2015.

УДК 621.771.01

ЄРШОВ С.В., д.т.н., професор
ГЕЙМУР К.Г., аспірант
КРАВЧЕНКО К.О., аспірант
МАРЧЕНКО К.К., магістр

Дніпродзержинський державний технічний університет

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗНОСУ КАЛІБРІВ ПРИ ПРОКАТУВАННІ КРУГЛОЇ ЗАГОТОВКИ В ОВАЛЬНОМУ КАЛІБРІ

Вступ. Для виготовлення прокатної продукції необхідна велика кількість прокатних валків різної форми і розмірів. Крім того, в процесі експлуатації десятки тисяч прокатних валків кожен рік виходять з ладу та списуються в металобрухт з причини зносу та пошкодження. Ці обставини вимагають шукати способи збільшення зносостійкості прокатних валків та удосконалювати їх якість.

До методів збільшення зносостійкості валків можна віднести спосіб підвищення твердості поверхні легуванням та модифікацією металу валка, використання валків з литими рівчаками, загартуванням. Удосконалення існуючих та розробка нових технологічних процесів дозволяють забезпечити необхідний рівень твердості, міцності, розмір і співвідношення структурних складових по периметру калібру. До числа найбільш ефективних способів, що дозволяють забезпечити одночасно високу міцність і твердість робочого шару, відносяться: вилівка грубопрофільованих валків і методи відцентрового лиття.

До факторів, спрямованих на підвищення стійкості валків, також відносяться: розробка раціонального калібрування і способи установки валка в кліть; застосування різних технологічних мастил і їх систем охолодження.

Постановка задачі. Оскільки проведення експериментів в умовах виробництва і в дослідних лабораторіях вимагає великих матеріальних витрат, доцільно проведення теоретичних досліджень з використанням моделювання процесів прокатки. В теперішній час для вивчення закономірностей зношування калібрів валків можливе моделювання процесу прокатування за допомогою ЕОМ. Такий спосіб дає змогу якісно охарактеризувати інтенсивність зносу по ширині калібру та, враховуючи ці дані, будувати калібровки для збільшення кількості прокатуваного металу у заданих допусках.

Таким чином, дослідження деформованого стану металу при прокатуванні у фасонних калібрах, розробка нових і вдосконалення існуючих калібрувань з метою підвищення стійкості калібрів валків є актуальним і потребує проведення ретельних досліджень.

Результати роботи. Для дослідження зносу при прокатуванні круглої заготовки в овальному калібрі були зібрані дані зносу на середньосортно-дротовому стані 400/200 ПАТ «ДМКД». Дані зібрані за допомогою вимірювань зносу щупом та шаблоном в кліті №7.

Величини зносу калібрів показані на рис.1, де також вказано порядковий номер калібру, комплект, дату початку та кінця прокатування в даному калібрі та кількість прокатуваного металу за вказаний проміжок часу.

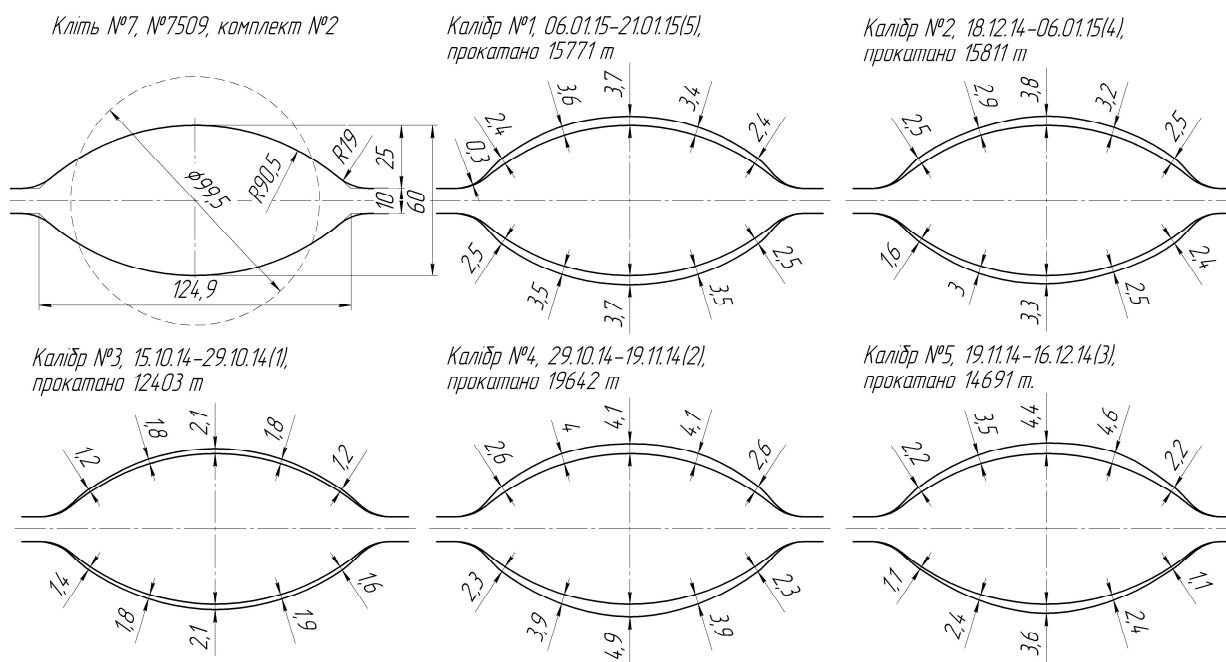


Рисунок 1 – Розміри калібра і розкату, що задається в кліть №7, та величини зносу

З отриманих даних видно, що максимальний знос спостерігається по дну калібру, який рівномірно зменшується в напрямку бортів. В калібрах № 4 та 5 на верхньому валку максимальний знос дещо зміщений в напрямку борту, це викликано нерівномірністю розподілу охолодження валка водою.

Наступним кроком було виконання теоретичного розрахунку деформованого стану при прокатуванні в калібрах з подальшим аналізом одержаних даних. Розрахунок виконували в програмному пакеті ESV-Deform, в якому використовується метод скінчених елементів.

При розрахунку прокатування в кліті №7 обрані наступні налаштування програми: використовувалася прямокутна сітка – довжина, ширина та висота кожної сторони прямокутника становила 3 мм, тип скінчених елементів – прямокутні призми з 8 вузлами, а в якості алгоритму рішення був використаний метод штрафних функцій. Температура початку прокатки – 1100°C. Діаметри валків кліті становлять 660 мм, швидкість прокатки – 0,40 м/с, кількість обертів при цьому – 20 об/хв, температура валків – 20°C.

При моделюванні процесу прокатування отримано тривимірну модель осередку деформації, яка була розділена на три перерізи для розгляду плинину металу в кожному. Результати розрахунків представлено на рис.2. Поряд з номером перерізу вказано відстань до вертикальної осі валків.

З наведених на рис.2 даних видно, що першочергово контакт металу з валками спостерігається по дну калібру. З проходженням розкату по довжині осередку деформації інтенсивність плинину металу збільшується. Максимальна інтенсивність зосереджена в області контакту металу з валком та направлена в напрямку центру розкату. Також спостерігається плин металу від центру розкату в горизонтальному напрямку від дії розширення.

Максимальні значення ступеня деформації в першому перерізі розташовані в області контакту розкату з валком і зменшуються в напрямку центру розкату, де приймають середні значення ступеня деформації. Мінімальні значення знаходяться по бічним ділянкам розкату. Інтенсивність ступеня деформації збільшується в напрямку ви-

ходу з осередку деформації, а розподіл деформації в другому та третьому перерізах якісно не змінюється.

В першому перерізі швидкість плину металу в поздовжньому напрямку має максимальні значення в області контакту та захоплює ділянки краю розкату по бокам. Інша частина розкату має рівномірне значення швидкості плину металу в поздовжньому напрямку. В другому перерізі інтенсивність плину збільшується в напрямку центру розкату. В третьому перерізі максимальна швидкість розташована в центрі розкату.

В поперечному напрямку швидкість плину з проходженням розкату по осередку деформації зменшується в бічних ділянках та збільшується в області краю контакту металу з валком.

Зі збільшенням обтиснення область максимальних значень швидкості плину металу в вертикальному напрямку розповсюджується в горизонтальному напрямку.

Для прогнозування інтенсивності зносу калібрів приймаємо критерій, який враховує розподіл тиску по довжині осередку деформації, швидкість ковзання металу з валками та довжину контакту:

$$K_{zn} = \int p_{cp} \cdot v_{ков.ср.} \cdot dl, \quad (1)$$

де p_{cp} – середнє значення тиску металу на валки в даному перерізі, Н/мм²;

$v_{ков.ср.}$ – середнє значення швидкості ковзання металу з валками в перерізі, мм/с;

l – довжина контакту металу з валком в даному перерізі, мм.

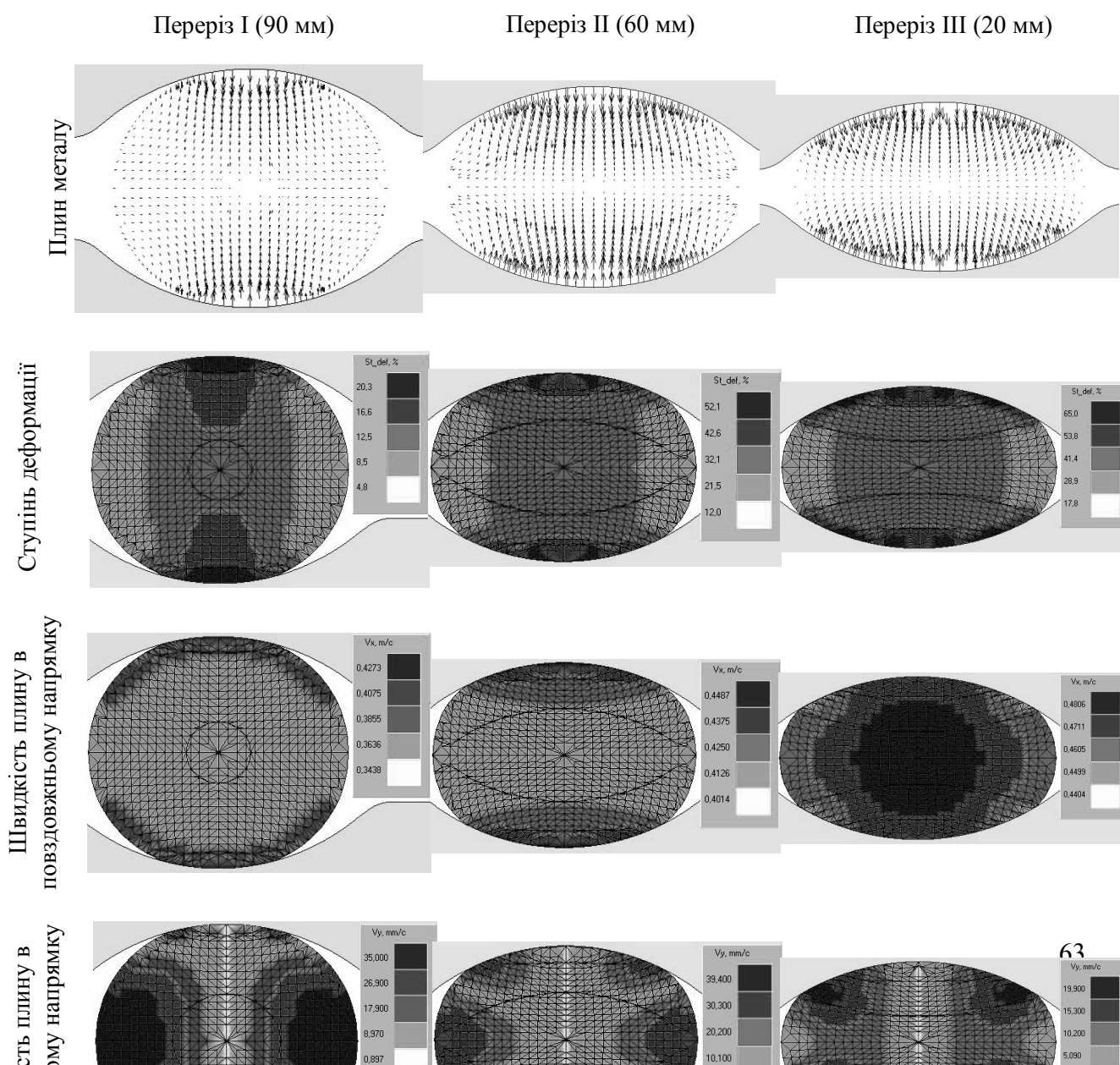


Рисунок 2 – Результати розрахунку деформованого стану на різних відстанях від площини виходу з валків

Оскільки $p_{ср}$ та $v_{ков.ср.}$ приймаємо незмінними величинами, а l змінюється по довжині осередку деформації, то формула (1) приймає вигляд:

$$K_{zn} = p_{ср} \cdot v_{ков.ср.} \cdot \frac{l^2}{2} \quad (2)$$

В дослідженні П.Л.Клименка «Дослідження розподілу питомого тиску на контактній поверхні при прокатуванні в калібрах» наведено дані розподілу тиску по довжині контакту при прокатуванні круглої заготовки діаметром 40 мм в овальному калібрі з розмірами по ширині 49,7 мм та висотою 29,8 мм (табл.35, [1]). Прокатували сталь із вмістом С=0,16%, Mn=0,40% при температурі 1050°С.

Також на основі розподілу мездоз по ширині калібра в дослідженні Клименка наведено схему розподілу досліджуваних перерізів при прокатуванні в овальному калібрі з заданими розмірами (рис.3).

Далі наведена просторова діаграма розподілу тиску по довжині контакту за даними розподілу тиску (табл. 35, [9]) при прокатуванні в овальному калібрі в кожному перерізі (рис.4).

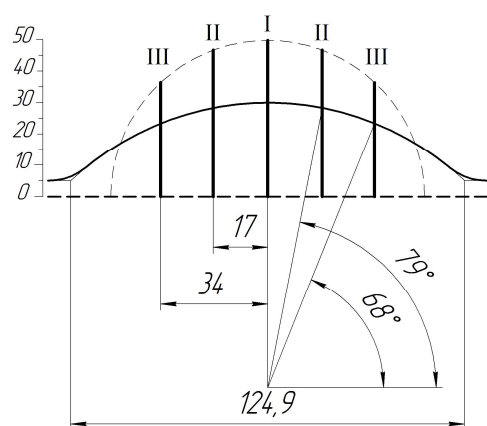


Рисунок 3 – Розподіл перетинів по ширині калібра кліті №7

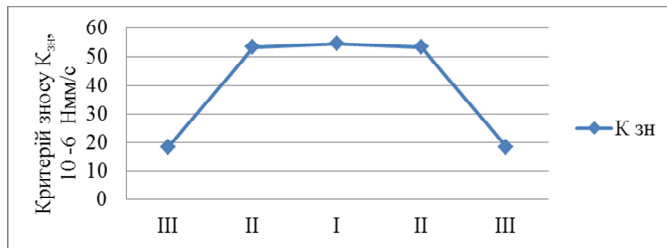


Рисунок 5 – Графік розподілу величини $K_{зн}$ по ширині овального калібру

З рис.5 видно, що величина критерію зносу в перерізах I та II сильно не відрізняється, як і величина зносу в першому калібрі кліті №7 (рис.6, а) в тих самих перерізах. В III перерізі величина критерію значно менша, ніж в I та II. Це відбувається тому, що при розрахунку $K_{зн}$ не враховується поперечна та вертикальна швидкість переміщення металу, а в перетині III присутні великі значення швидкості переміщення металу в поперечному напрямку, як видно з рис.6, б.

Калібр №1, 06.01.15-21.01.15, прокатано 15771 т

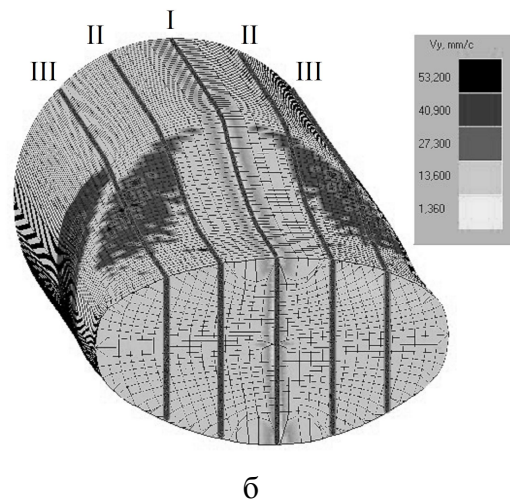
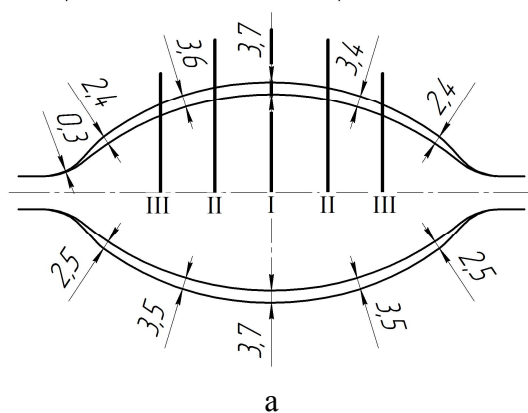


Рисунок 6 – Величини зносу в першому калібрі кліті №7 (а) та швидкість плинку металу в поперечному напрямку на контактi металу з валком (б)

Висновки. Наведену методику можна використовувати для прогнозування величини зносу калібрів і враховувати при розробці калібрування валків.

Недоліком методики прогнозування зносу калібрів, яка описана в даній роботі, є те, що при розрахунку не враховується швидкість плинку металу в поперечному та вертикальному напрямку. Тому для більш якісного прогнозування зносу калібрів потребується її подальше вдосконалення.

ЛІТЕРАТУРА

1. Клименко П.Л. Контактные напряжения при прокатке: монография / П.Л.Клименко, В.Н.Данченко. – Днепропетровск: Пороги. – 2007. – 292с.

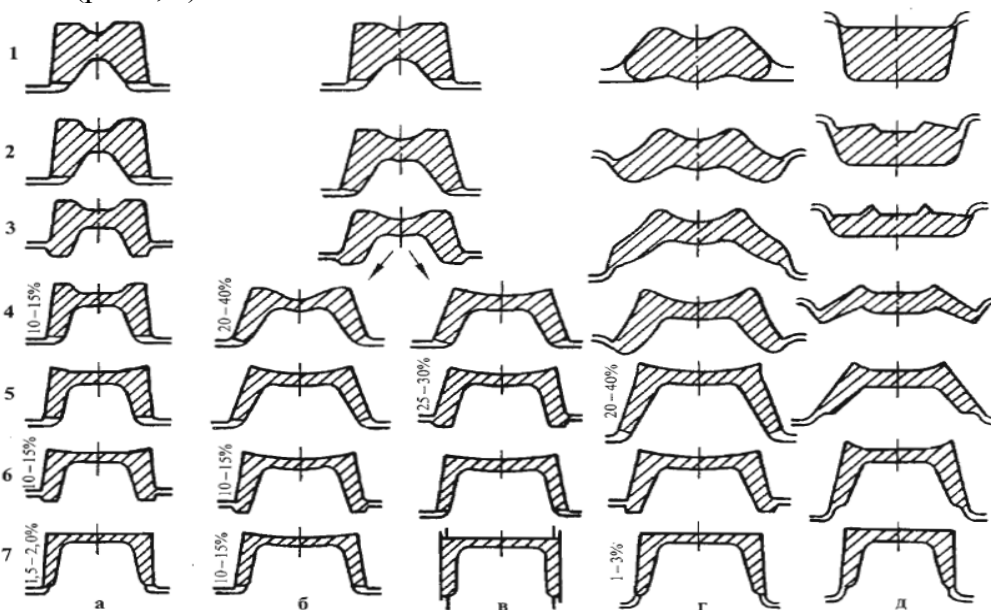
Надійшла до редколегії 07.09.2015.

Дніпродзержинський державний технічний університет

**ДОСЛІДЖЕННЯ ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ МЕТАЛУ
ПРИ ПРОКАТУВАННІ ШВЕЛЕРА
В УМОВАХ СОРТОПРОКАТНОЇ ЛІНІЇ СТАНУ 400/200 ПАТ «ДМКД»**

Вступ. Швелер – це металевий виріб, який має П-подібний коробчастий переріз. За ГОСТ 8240-90 випускаються швелери висотою $H = 50-600$ мм (№ 5 – 60), шириною полиць від 32 до 190 мм, товщиною полиць від 7,0 до 17,8 мм і товщиною стінки від 4,5 до 12 мм [1].

Швелери прокатують двома основними способами [2-4]: з прямими і розгорнутими полицями. Для прокатки швелерів з прямими полицями відомо кілька методів калібрування валків (рис.1): балковий, коритний (рис.1, а – в). Калібрування валків з розгорнутими полицями здійснюють за методом згинання полиці (рис.1, г), з вигином стінки і полиць (рис.1, д).



- а) – зі збільшеним нахилом полиць та прямою стінкою (коритний спосіб);
- б) – зі збільшеним нахилом полиць та зігнутою стінкою;
- в) – з використанням універсального чистового калібра;
- г) – з розгорнутими полицями та вигнутою стінкою; д) – згинанням прямих полиць

Рисунок 1 – Способи прокатки швелерів

При прокатці коритним способом (рис.1, а) застосовуються прямополичні калібри з прямою стінкою і збільшеним до 10-15% випуском. Наступним способом є застосування калібрів з прямими полицями і вигнутою стінкою. У таких калібрах (рис.1, б) випуск збільшують до 20-40%, а кут між середньою лінією стінки і зовнішньої гранню кожної полиці зберігають рівним 90° . Готовий швелер також отримують на стані, використовуючи гарячий вигин профілю з використанням універсального чистового калібра

(рис.1, в). Система кривополичних калібрів (рис.1, д) з поступовим згинанням полиць забезпечує збереження прямого кута між полицею й стінкою, а також значно зменшує глибину рівчаків. Ці калібри дозволяють підвищити інтенсивність обтиснень за рахунок збільшення частки прямого обтиснення й істотного зменшення глибини рівчаків. Найбільш досконалою є розгорнута калібровка валків (рис.1, г), що показала гарні результати на практиці при прокатці швелерів малих і середніх розмірів [5-7]. Ця калібровка відрізняється використанням калібрів з вигином стінки і полиць, що полегшує згинання розгорнутого профілю в швелер, запобігає появі складок біля основи фланців і пошкодженню поверхні полиць. Сутність цього способу прокатки полягає в тому, що перехід від розгорнутого калібру до прямополичного здійснюється поступово із застосуванням низки перехідних кривополичних калібрів, що забезпечують плавну формозміну профілю.

Замість напівбезперервного стану «350» на підприємстві ПАТ «ДМКД» побудовано новий безперервний стан «400/200», схема розташування основного обладнання якого зображена на рис.2. Прокатка швелерів із катаної або безперервнолитої заготовки здійснюється у 18 робочих клітках.

Постановка задачі. Розробкою основних методів розрахунку калібрування валків швелерної сталі займалось багато дослідників, серед яких А.Н.Скороходов, І.Я.Тарновський, Б.М.Ілюкович, Б.П.Бахтинов, Д.І.Старченко, Б.Б.Диомідов, Н.В.Литовченко, А.П.Чекмарьов та ін. Відомо, що раціональне калібрування валків неможливе без де-

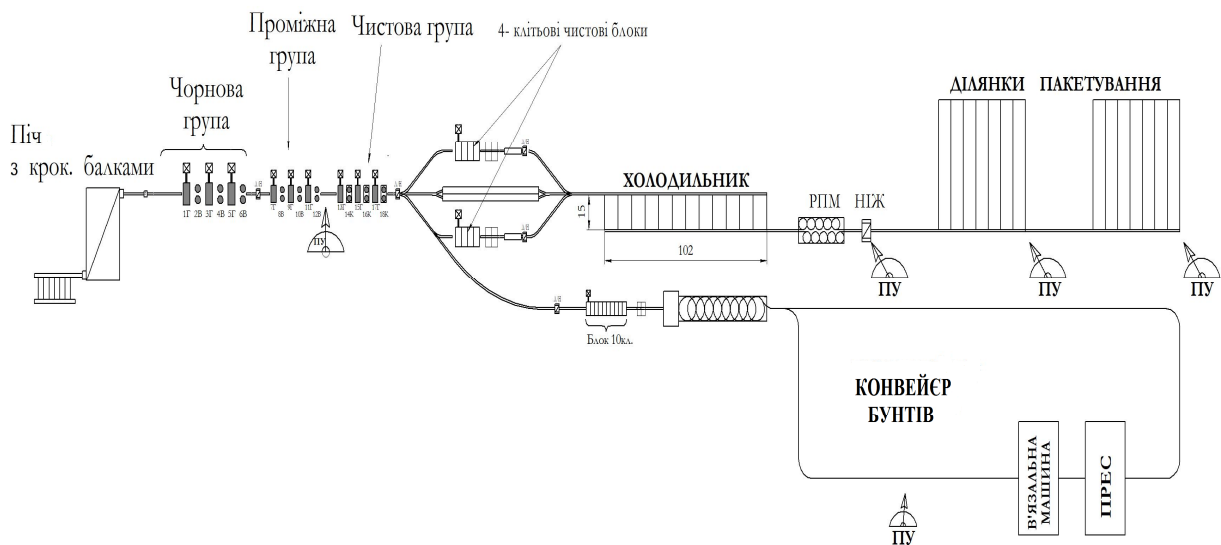


Рисунок 2 – Схема розташування основного обладнання стану 400/200

тального дослідження формозміни металу і напружено-деформованого стану металу по всій довжині осередку деформації. Впровадження у виробництво швелерів на новому прокатному стані потребує проведення ретельних досліджень, метою яких є оптимізація і максимальна ефективність процесу прокатки.

Тому робота, спрямована на розвиток методів розрахунку параметрів розгорнутого калібрування валків і розробку на їх основі ефективної технології виробництва швелерів, зниження енергосилових параметрів деформації металу і досягнення при цьому високих техніко-економічних показників виробництва металопродукції, є актуальною.

Результати роботи. Для експериментального дослідження деформованого стану при прокатці швелера № 8 взято за основу розгорнуту закриту калібровку компанії

DANIELI-Morgardshammar для стану 400/200 ПАТ «ДМКД». Для розрахунку нами обрано перший фасонний калібр, розташований в першій кліті проміжної групи (кліть № 9), де піддається обтисненню підкат прямокутної форми, що виходить з чорнової групи клітей і має розміри 113x47 мм. Вибір пояснюється великою нерівномірністю деформації, що спостерігається в даному калібрі.

Теоретичний розрахунок виконано за допомогою програмного пакета ESV Deform, розробленого на кафедрі ОМТ ДДТУ. Цим програмним пакетом в якості математичного апарата для апроксимації полів швидкостей плинину металу використовується метод скінчених елементів.

Креслення обчислюваного калібра наведено на рис.3. Для виконання розрахунку вибиралися наступні налаштування програми: була використана чотирикутна сітка, довжина елементів складала 5 мм, а ширина і висота – 3 мм, тип скінчених елементів – прямокутна призма з 8 вузлами, в якості алгоритму рішення використано метод штрафних функцій. При розрахунку використовувався рівномірний розподіл температури по перерізу профілю, прийнята температура початку прокатки дорівнює 1060°C. Діаметри валків становлять 475 мм, швидкість прокатки – 2,32 м/с, кількість обертів при цьому – 93 об/хв, температура валка – 20°C. Результати розрахунку наведено на рис.4-6.

З рис.4 видно, що першочергово контакт металу з валками відбувається в області стінки зі сторони нижнього ривчака калібра і зовнішньої сторони бічних похилих граней верхнього ривчака. Спостерігається перетікання металу в середню частину калібра під дію обтиснення. Найбільш інтенсивний плин металу спостерігається в місцях початку контакту металу з валками.

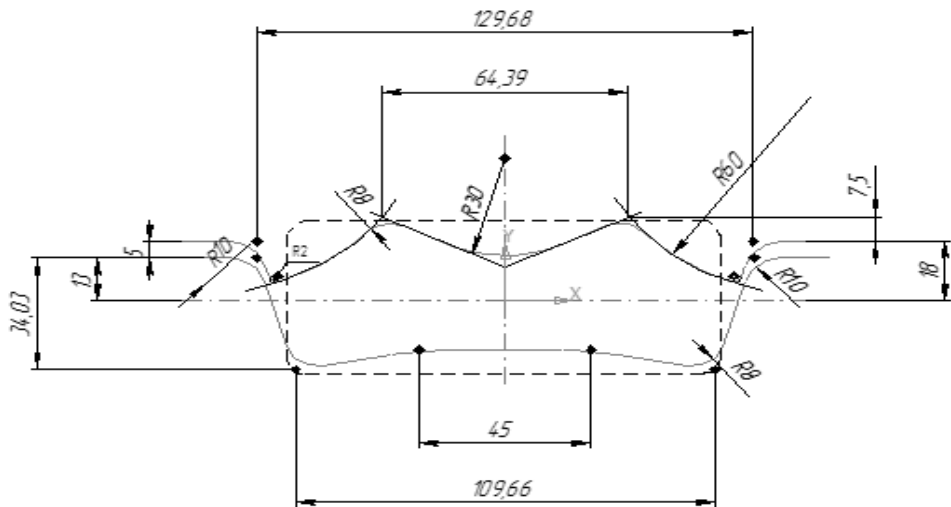
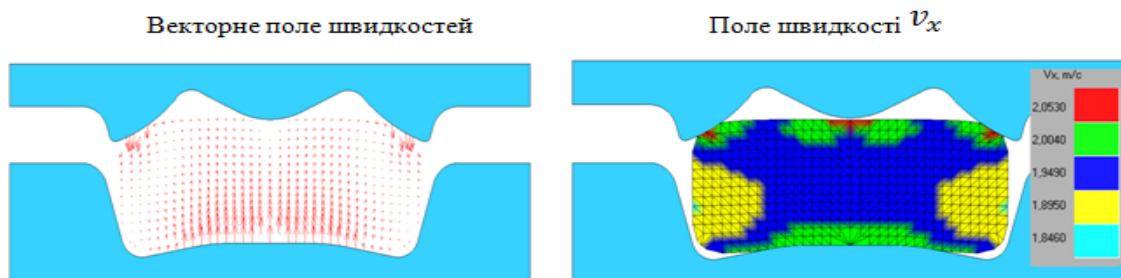


Рисунок 3 – Креслення фасонного калібра



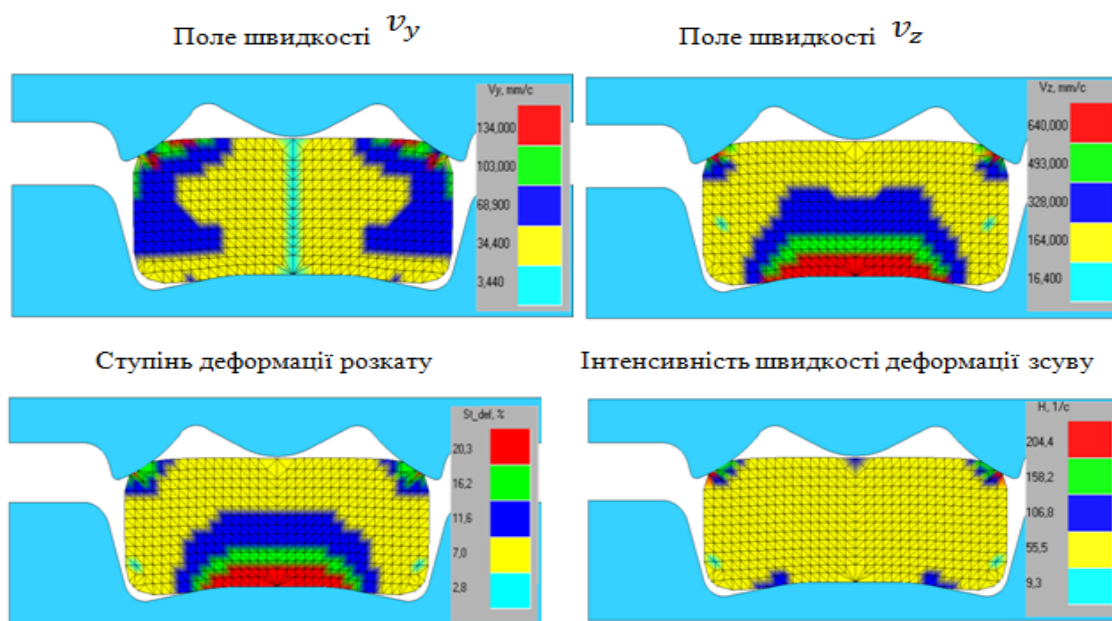


Рисунок 4 – Отримані поля в результаті розрахунку для кліті № 9 в площині входу розкату в осередок деформації

Швидкість плинущу металу в поздовжньому напрямку якісно відповідає картині векторного поля швидкостей, доповненій числовими значеннями руху частинок металу. Найбільша швидкість при цьому спостерігається на зовнішній стороні бічних граней в місцях формування хибних фланців. У поперечному напрямку найбільші значення швидкості плинущу металу спостерігаються на зовнішній стороні бічних граней хибних фланців. Зі сторони нижнього валка і по вертикальній осі розкату спостережувані значення найменші. Поле швидкостей по висоті відповідає області найбільшого плинущу металу, тобто з боку нижнього рівчачка калібру в місцях контакту металу з валками.

Ступінь деформації якісно відповідає швидкості плинущу металу по висоті. Інтенсивність швидкості деформації зсуву H рівномірна майже по всьому перерізу, окрім ділянок, які вступили в контакт з валками.

Переходимо до аналізу деформованого стану заготовки в осередку деформації. Обираємо переріз на відстані 30 мм до вертикальної осі валків – після контакту всієї поверхні металу з калібром. Отримані поля наведено на рис.5.



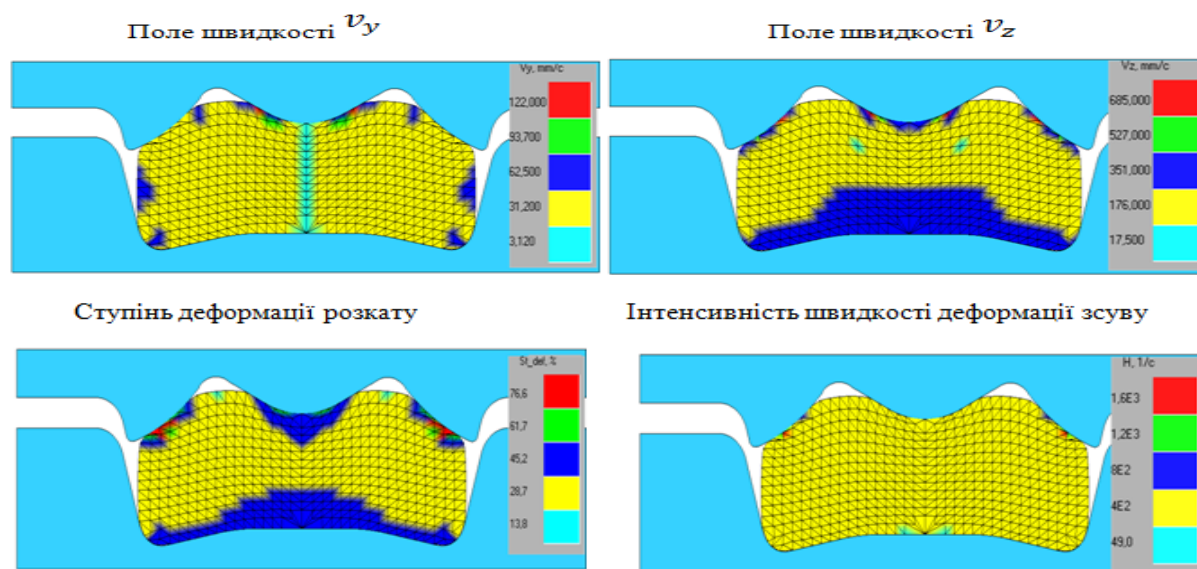


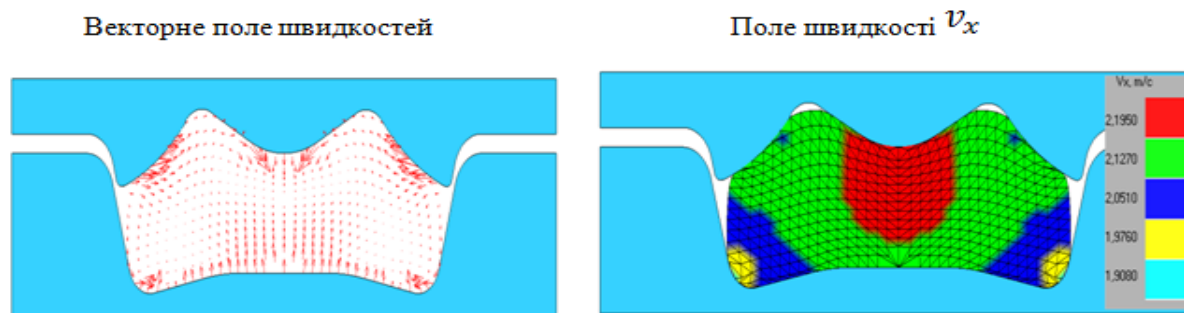
Рисунок 5 – Отримані поля в результаті розрахунку в площині за 30 мм до вертикальної осі валків

Плин металу зберігає попередню закономірність, яка спостерігалася на рис.4. При цьому він стає більш інтенсивним. Це пов'язано із збільшенням поверхні контакту металу з валками і зростанням обтиснення.

Швидкість в поздовжньому напрямку поступово набуває найбільших значень зі сторони гребеня верхнього рівчака калібру внаслідок проникнення гребеня в метал та інтенсивного обтиснення в цій зоні. У поперечному напрямку швидкість в осередку деформації змінилася – найбільші її значення спостерігаємо в крайніх частинах розкату. При цьому всередині і по стінці зі сторони нижнього рівчака вона рівномірна. Поле швидкостей V_z не змінило свою якісну картину в порівнянні з площиною, розглянутою на вході в осередок деформації.

Те ж саме можна сказати і про ступінь деформації. Найбільше значення – 76% – досягається в верхній частині калібру по зовнішній стороні з боку бічних граней. Велике значення ступеня деформації – також на ділянці зі сторони гребеня верхнього валка. Значення параметра H рівномірне по всьому перерізу розкату, окрім невеликих ділянок з боку верхнього рівчака на зовнішній похилій частині і по центру зі сторони нижнього рівчака.

Проаналізуємо третій переріз – поперечну площину розкату на вертикальній осі валків. Отримані в результаті розрахунку поля зображено на рис.6.



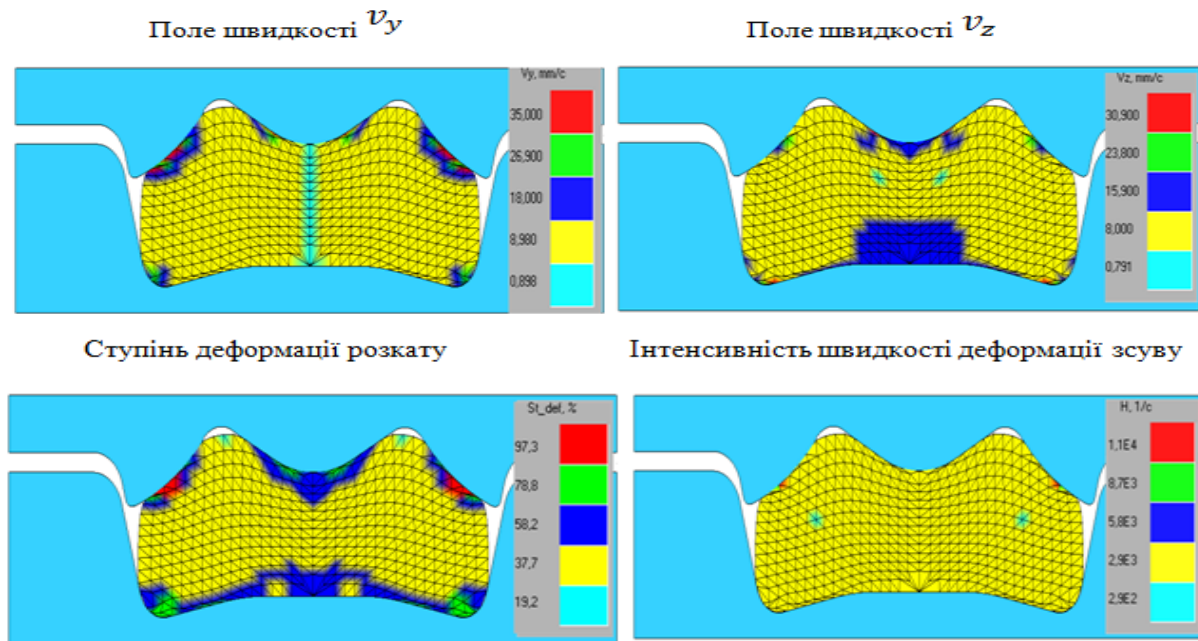


Рисунок 6 – Отримані поля в результаті розрахунку для кліті № 9 на осі валків

Бачимо перетікання металу в верхню частину розкату. Найбільш інтенсивний плин металу направлений на заповнення металом ввігнутих ділянок верхнього рівчака калібра.

Швидкість плину металу в поздовжньому напрямку якісно відповідає попереднім даним після аналізу двох попередніх перерізів. Поля швидкостей переміщення частинок в поперечному напрямку і по висоті також співпадають з аналогічними полями, що попередньо розглядалися.

Поле ступеня деформації в перерізі, що знаходиться на горизонтальній осі валків, якісно не змінилося, спостерігається лише збільшення числових значень внаслідок зростання обтиснення по мірі руху розкату осередком деформації. Інтенсивність швидкості деформації зсуву зберігає рівномірний характер, окрім невеликих за площею ділянок з боку бічних граней верхнього рівчака калібра, де спостерігаємо її найбільші значення.

Висновки. Проведено комплексний аналіз деформованого стану металу без спрощення форми інструменту і заготовки. З розрахунку видно якісну зміну показників деформованого стану по всій довжині осередку деформації. Було встановлено, що досліджуваний калібр недозаповнений металом по ширині на 4 мм. Недозаповненими металом на 1,5 мм виявилися ввігнуті ділянки верхнього рівчака. Відхилення габаритних розмірів розкату від встановлених калібровою не перевищує 3,7%, відхилення по площі розкату становить 2%. Недозаповнення калібра може призвести до його нерівномірного зносу і невиконання розмірів готового профілю після закінчення прокатки.

ЛІТЕРАТУРА

1. Илюкович Б.М. Прокатка и калибровка: справочник. Том 5 / Б.М.Илюкович, Н.Е.Нехаев, В.П.Капелюшный. – Днепропетровск: РИА «Днепр-Вал», 2004. – 375с.
2. Совершенствование технологии производства сортовых профилей на стане 600 ОАО «АМК» / М.Б.Луцкий, И.К.Дорожко, А.А.Чичкан, В.А.Луценко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – С.188-192.

3. Пат. 23027 Україна, МКИ В21В 1/08. Спосіб виробництва профілів швелерного типу / М.Б.Луцкий, И.К.Дорожко, В.А.Луценко и др.; заявник та патентовласник МПНКП «Патент-Ліцензія» – № 95031257; заявл. 21.03.95; опубл. 30.06.98, Бюл. №3. – 5 с.
4. Чичкан А.А. Разработка элементов теории и технологии производства швеллеров с применением в фасонных калибрах переменного изгиба стенки: автореф. дис. на соискание науч. степени канд. техн. наук: 05.03.05 / А.А.Чичкан. – Донецк, 2000. – 21с.
5. Кочетов И.М. Калибровка валков с применением систем развернутых калибров / Кочетов И.М. – М.: Metallurgiya, 1971. – 112с.
6. Процессы деформации металла на основе многовалковых калибров: монография / Огинский И.К., Данченко В.Н., Самсоненко А.А., Бояркин В.В. – Днепропетровск: Пороги, 2011. – 355с.
7. Поляков М.Г. Деформация металла в многовалковых калибрах / М.Г.Поляков, Б.А.Никифор, Г.С.Гун. – М.: Metallurgiya, 1979. – 242с.

Надійшла до редколегії 07.09.2015.