

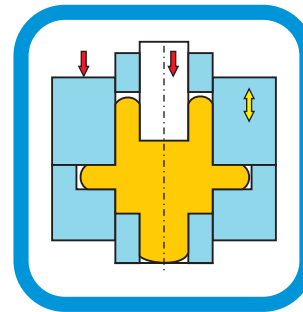
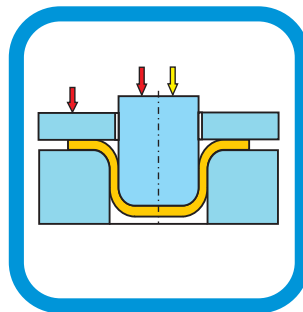
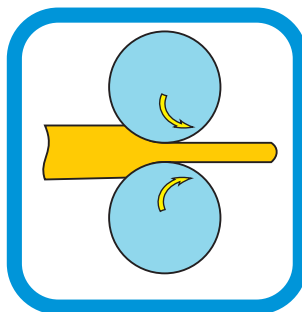
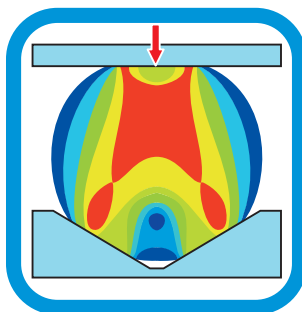
О

М

Д

ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

- ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ ТИСКОМ
- MATERIALS WORKING BY PRESSURE
- UMFORMTECHNIK



- №1 (20)
- 2009

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ
ДОНБАССКАЯ ГОСУДАРСТВЕННАЯ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНАЯ
АКАДЕМИЯ

**ОБРАБОТКА
МАТЕРИАЛОВ
ДАВЛЕНИЕМ**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

№ 1 (20) – 2009

Краматорск

УДК 621.7

**ОБРАБОТКА
МАТЕРИАЛОВ
ДАВЛЕНИЕМ**

**Сборник научных трудов
№1 (20) – 2009**

Основатель
Донбасская государственная
машиностроительная академия
Свидетельство
про государственную регистрацию
серия КВ № 13770-2744Р
от 17.03.2008

**ОБРОБКА
МАТЕРІАЛІВ
ТИСКОМ**

**Збірник наукових праць
№1 (20) – 2009**

Засновник
Донбаська державна
машинобудівна академія
Свідоцтво
про державну реєстрацію
серія КВ № 13770-2744Р
від 17.03.2008

**MATERIALS
WORKING BY
PRESSURE**

**Collection of science papers
№1 (20) – 2009**

Founder
Donbass State
Engineering Academy
Registration certificate
№ 13770-2744P
dated 17.03.2008

В сборнике размещены статьи различных направлений процессов и машин обработки материалов давлением, подготовленные профессорско-преподавательским составом, научными сотрудниками, аспирантами, соискателями, специалистами. Сборник предназначен для научных и инженерных работников, аспирантов и студентов.

У збірнику розміщено статті різних напрямків процесів і машин обробки матеріалів тиском, підготовлені професорсько-викладацьким складом, науковими співробітниками, аспірантами, здобувачами, фахівцями. Збірник призначений для наукових й інженерних працівників, аспірантів і студентів.

Different articles of various directions of processes and machines of materials forming, prepared by the faculty, scientific employees, post-graduate students, competitors, experts are placed in this collection. The collection is intended for scientific and engineering workers, post-graduate students and students.

Редакционная коллегия: Алиев И. С., д-р техн. наук, проф. (председатель редакционной коллегии); Бейгельзимер Я. Е., д-р техн. наук, проф.; Добронос Ю. К., канд. техн. наук, доц., (ответственный секретарь); Заблоцкий В. К., д-р техн. наук, проф.; Кассов В. Д., д-р техн. наук, проф.; Лаптев А. М., д-р техн. наук, проф.; Миленин А. А., д-р техн. наук, проф. (Польша); Мороз Б. С., д-р техн. наук, проф. (Россия); Огородников В. А. д-р техн. наук, проф.; Роганов Л. Л., д-р техн. наук, проф.; Розенберг О. А., д-р техн. наук, проф.; Сатонин А. В., д-р техн. наук, проф.; Соколов Л. Н., д-р техн. наук, проф.; Сосенушкин Е. Н., д-р техн. наук, проф.(Россия); Тарасов А. Ф., д-р техн. наук, проф.; Титов В. А., д-р техн. наук, проф.; Федоринов В. А., канд. техн. наук, проф.; Яковлев С. С., д-р техн. наук, проф. (Россия).

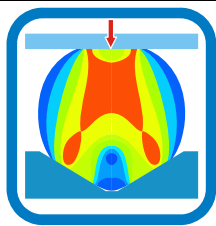
Ответственный за выпуск проф. Алиев И. С.

Статьи прорецензированы членами редакционной коллегии.
Материалы номера печатаются на языке оригинала.

Рекомендовано к печати ученым советом Донбасской государственной машиностроительной академии (протокол № 9 от 26.03.2009).

ISBN 978-966-379-325-2

© Донбасская государственная
машиностроительная академия, 2009
© Донбаська державна машинобудівна
академія, 2009
© Donbass State Engineering Academy, 2009



РАЗДЕЛ I МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

УДК 539.375+621.7.01

Алюшин Ю. А.
Жигулев Г. П.
Широких А. М.
Скрипаленко М. М.

МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТРАЕКТОРИЙ ЧАСТИЦ В ПРОЦЕССАХ ДЕФОРМАЦИИ

При выборе методов исследования процессов деформации следует учитывать как точность исходных данных (граничные условия, свойства материала и пр.), так и конечную цель. Если ограничиться только определением зависимости энерго-силовых параметров на основе модели идеальной жестко – пластической среды, тогда достаточно рассмотреть поля линий скольжения или кинематически возможные поля скоростей [1, 2]. Если же целями решения являются выявление зон с предельными условиями, например, за счет исчерпания пластических свойств материала, изменение свойств заготовки за счет накопленной деформации, тогда необходимо учитывать историю деформирования с построением траекторий частиц и определением локальных кинематических и энергетических характеристик на рассматриваемом временном интервале. Для решения таких задач в настоящее время широко используется метод численного решения дифференциальных уравнений - метод конечных элементов (МКЭ), который отличается достаточно трудоемкой процедурой ввода исходных данных, в существенной степени определяющих конечные результаты [1].

Данная работа ориентирована на анализ процессов деформации по траекториям частиц в пространстве переменных Лагранжа [3]. Расчет процессов деформации по траекториям точек имеет принципиальное отличие от МКЭ, так как по существу не требует решения дифференциальных уравнений, уравнения движения с переменными Эйлера и Лагранжа предполагаются известными. Решение сводится к дифференцированию этих уравнений для определения скоростей перемещения, скоростей деформации и других локальных кинематических характеристик процесса. Причем, так как уравнения движения предполагаются заданными в аналитической форме, то их дифференцирование не представляет трудностей. К численному интегрированию приходится прибегать лишь при расчете параметра упрочнения Одквиста, но и эта проблема может быть снята, если перейти к аналогичной характеристике, связанной с изменением энергетического состояния частицы, в пространстве переменных Лагранжа [4]. В общем случае уравнения движения можно получить либо из экспериментальных исследований (метод визиопластичности), либо аналитически.

Целью работы является описание аналитических методов определения уравнений движения частиц в области деформации: а) из алгебраических уравнений, соответствующих интегральному условию постоянства объема, б) интегрированием по времени полей скоростей, в частности кинематически возможных, в) с помощью принципа суперпозиции уравнений движения [5], принимая за основу известные решения для более простых процессов. В любом случае уравнения движения должны удовлетворять условию постоянства объема в окрестности каждой частицы, начальным и граничным условиям для скоростей. В последующем изложении в качестве переменных Лагранжа приняты начальные (при $t = 0$) координаты частиц $\alpha = x_0, \beta = y_0$.

Для процессов с геометрически простой формой очага деформации уравнения движения можно получить из алгебраических уравнений, соответствующих постоянству объема.

Например, для плоской осадки с произвольным трением перемещение частиц заготовки на контактной поверхности можно описать уравнением:

$$x_k = \alpha [1 + m(h_0/h - 1)], \quad (1)$$

где x_k – абсцисса частицы с начальной координатой α , h_0 и h – начальная и текущая высота от плоскости симметрии заготовки, коэффициент m характеризует условия трения и может принимать значения $0 \leq m \leq 1$ ($m = 0$ соответствует полному прилипанию или высадке концевой части стержня, $m = 1$ – равномерной деформации). Значение абсциссы x_m для частицы с координатами $x_0 = \alpha$, $y_0 = 0$ зависит от m . Например, если считать, что линии $\alpha = const$ остаются прямыми, тогда из условия постоянства объема можно записать:

$$\alpha h_0 = \frac{1}{2}(x_m + x_k)h \quad \text{или} \quad x_m = \alpha \left[\frac{h_0}{h}(2-m) - (1-m) \right]. \quad (2)$$

Неизменность объема, ограниченного линиями $\alpha = const$ и $\beta = const$, в интегральной форме $\alpha\beta = 0,5y(x + x_m)$ определяет координату x :

$$x = \alpha \sqrt{\left(\frac{h_0}{h}(2-m) - (1-m) \right)^2 - 4 \frac{\beta}{h}(1-m) \left(\frac{h_0}{h} - 1 \right)}. \quad (3)$$

Начальному моменту $h = h_0$ соответствует $x = \alpha$, при $\alpha = 0$ имеем $x = 0$, на оси $\beta = 0$ абсцисса принимает максимальное значение $x = x_m$, на контакте $\beta = h_0$ выполняется условие заданного прилипания (1). Для определения ординаты используем условие постоянства объема $2\alpha\beta = y(x + x_m)$ для части заготовки $x_0 \leq \alpha$, $y_0 \leq \beta$, откуда:

$$y = 2\beta / \left[\sqrt{\left(\frac{h_0}{h}(2-m) - (1-m) \right)^2 - 4 \frac{\beta}{h}(1-m) \left(\frac{h_0}{h} - 1 \right)} + \left(\frac{h_0}{h}(2-m) - (1-m) \right) \right]. \quad (4)$$

Все граничные и начальные условия выполняются. Якобиан преобразования (3) и (4) соответствует условию постоянства объема $R=1$, так как при любом $x_\beta \neq 0$ имеем $y_\alpha = 0$,

$$x_\alpha = \frac{1}{y_\beta} = \sqrt{\left(\frac{h_0}{h}(2-m) - (1-m) \right)^2 - 4 \frac{\beta}{h}(1-m) \left(\frac{h_0}{h} - 1 \right)}.$$

Аналогичным образом можно получить уравнения движения для осесимметричного процесса осадки (высадки).

С учетом накопленного за последние годы опыта, можно рекомендовать для описания траекторий использовать кинематически возможные поля скоростей, применяемые при решении разнообразных задач, в том числе по оптимизации и выявлению предельных условий деформации [1]. Для процесса плоской штамповки с произвольной формой штампа, можно принять поле скоростей, состоящее из 3 зон. Зона 1 ($0 \leq x \leq a$) расположена под плоским участком штампа $y = h$. В зоне 2 на участке $a \leq x \leq \xi$ сохраняется контакт заготовки с инструментом, контур которого описывает функция:

$$y = h + f(x); \quad \text{где } f(x) = 0 \quad \text{при } x = a. \quad (5)$$

В зоне 3 ($\xi \leq x \leq b$) верхняя поверхность формируется с учетом особенностей течения металла в очаге деформации и граничного условия на плоскости $x = b$, где принято $v_x = 0$. Такой вариант соответствует заполнению полости штампа. Заменяя последнее ограничение, можно распространить решение на процессы протяжки и штамповку с облоем [4]. Параметр $\xi(h)$ зависит от текущей высоты h , неизменными остаются размеры « a » и « b ». При отсутствии плоского участка следует принять $a = 0$ и фактически остаются две зоны с произвольной формой штампа и определяемым в процессе решения контуром заготовки на участке, где отсутствует ее контакт с инструментом.

Предполагаем, что в каждой области горизонтальная компонента скорости v_x не зависит от ординаты y . Тогда для зоны 1 можно принять поле скоростей, соответствующее равномерной деформации:

$$v_x = v_0 x / h; \quad v_y = -v_0 y / h; \quad 0 \leq x \leq a; \quad 0 \leq y \leq h. \quad (6)$$

На границе между зонами 2 и 3 с абсциссой $x_{23} = \xi$ значение горизонтальной компоненты из условия равенства нулю потока вектора скорости составит:

$$u_{23} = v_0 \xi / h_{23}; \quad h_{23} = h + f(\xi); \quad u_{23} = v_0 \xi / (h + f(\xi)).$$

Без нарушения граничных условий на плоскостях $x = a$, $x = \xi$ для произвольного сечения x в зоне 2 можно принять:

$$v_x = v_0 x / (h + f(x)). \quad (7)$$

Из дифференциального условия постоянства объема $\partial v_x / \partial x + \partial v_y / \partial y = 0$ получаем:

$$v_y = -v_0 y [h + f(x) - x f'(x)] / [h + f(x)]^2, \quad (8)$$

(константа интегрирования $\psi(x)$ при граничном условии $v_y = 0$ при $y = 0$ равна 0).

Поле скоростей (7) и (8) является кинематически возможным, так как удовлетворяет условию постоянства объема и граничным условиям, в том числе для нормальной компоненты на поверхности контакта с инструментом ($f'(x) = \tan \theta$):

$$v_n = (v_x)_k \sin \theta - (v_y)_k \cos \theta = \cos \theta [(v_x)_k \tan \theta - (v_y)_k] = \cos \theta [(v_x)_k f'(x) - (v_y)_k].$$

После подстановки выражений для компонент скорости на контактной поверхности

$$(v_x)_k = v_0 x / (h + f(x)); \quad (v_y)_k = -v_0 [1 - x f'(x) / (h + f(x))]$$

получаем $v_n = v_0 \cos \theta$, что соответствует нормальной компоненте скорости инструмента в соответствующей точке этой поверхности. Разрыв тангенциальной компоненты составляет:

$$v_\tau = (v_x)_k \cos \theta + [(v_y)_k - v_0] \sin \theta = \cos \theta [(v_x)_k + [(v_y)_k - v_0] \tan \theta] = \cos \theta [(v_x)_k + [(v_y)_k - v_0] f'(x)].$$

В зоне 3 для горизонтальной компоненты скорости, с учетом граничных условий на плоскостях $x = \xi$ ($v_x = u_{23}$) и $x = b$ ($v_x = 0$), примем:

$$v_x = v_0 \xi (t) / (h + f(\xi)) [1 - (x - \xi) / (b - \xi)]. \quad (9)$$

Из условия постоянства объема для вертикальной компоненты скорости получаем:

$$v_y = v_0 y \xi / (b - \xi) (h + f(\xi)). \quad (10)$$

Для последующего расчета усилий достаточно определить компоненты тензора скорости деформации сдвига. Однако для учета упрочнения и оценки ресурса пластичности необходимо иметь информацию об истории деформирования в окрестности каждой частицы. Для этого требуются уравнения движения, которые для каждой зоны можно найти интегрированием скоростей. Равномерной деформации в зоне 1 соответствуют уравнения [4]:

$$x = \alpha h_0 / h; \quad y = \beta h / h_0. \quad (11)$$

В соответствии уравнений движения (11) и поля скоростей (6) можно убедиться, дифференцируя уравнения (11) по времени:

$$v_x = dx / dt = -(\alpha h_0 / h^2) (dh / dt) = v_0 x / h,$$

так как $v_0 = -dh / dt$,

или интегрируя уравнения (6), например:

$$dx / dh + x / h = 0; \quad xh = C.$$

Константу C находим из начального условия $C = \alpha h_0$ и получаем первое из уравнений (11).

В зоне 2 уравнения движения можно получить, используя описанную методику и поле скоростей (7), (8). В частности из уравнения (7), с учетом $v_0 = -dh / dt$, для зоны 2 получим:

$$dx / dh + x / (h + f(x)) = 0,$$

или, после интегрирования,

$$hx + F(x) = h_0 \alpha + F(\alpha), \quad (12)$$

где $F(x) = \int f(x) dx$ – первообразная функции контура. Общее решение (12) позволяет найти текущую координату x при любом значении высоты h .

Если в исходном состоянии частица находилась в зоне 1 и имела координаты (α, β) , тогда она переходит в зону 2 при пересечении плоскости $x = a$, когда высота равна $h'_2 = \alpha h_0 / a$, константа C_1 принимает такое же значение, как и в зоне 1 ($C_1 = \alpha h_0$).

Если же в исходном состоянии при $t = 0$ частица уже находилась в зоне 2 (начальный момент времени можно принимать на любом этапе деформации), тогда:

$$C_1 = \alpha h_0 + F(\alpha).$$

Для определения уравнения движения в направлении оси y удобно воспользоваться значением Якобиана:

$$R = \frac{\partial x}{\partial \alpha} \frac{\partial y}{\partial \beta} - \frac{\partial x}{\partial \beta} \frac{\partial y}{\partial \alpha} = 1.$$

Отсюда:

$$\frac{\partial y}{\partial \beta} = (h + f(x)) / (h_0 + f(\alpha)) \quad \text{или} \quad y = \beta (h + f(x)) / (h_0 + f(\alpha)). \quad (13)$$

С учетом граничного условия $y = 0$ при $\beta = 0$ константа интегрирования обращается в 0.

Для зоны 3 уравнения движения находим из уравнений (9) и (10):

$$\frac{dy}{dh} + \frac{y}{b - \xi} \frac{\xi}{h + f(\xi)} = 0, \quad \text{отсюда} \quad y (h + f(\xi))^{b - \xi} = \beta (h'' + f(\xi''))^{b - \xi''}. \quad (14)$$

С учетом уравнения (9) для абсциссы частиц при их движении в зоне 3 можно записать:

$$x (h + f(\xi))^{b - \xi} = \alpha (h'' + f(\xi''))^{b - \xi''}. \quad (15)$$

Значения h'' и ξ'' должны быть определены в момент перехода частицы в зону 3.

При анализе осесимметричной деформации, с учетом замены обозначений осей координат $x \Rightarrow \rho$, $y \Rightarrow z$ и прежнего предположения, что радиальная компонента скорости не зависит от осевой координаты, для зоны 1 можно принять:

$$v_\rho = v_0 \rho / 2h; \quad v_z = -v_0 z / h. \quad (16)$$

На границе зон 1 и 2 (поверхность $\rho = a$) радиальная компонента принимает значение $(v_\rho)_{12} = v_0 a / 2h$, а на границе зон 2 и 3 (поверхность $\rho = \xi$) $(v_\rho)_{23} = v_0 \xi / 2h_{23}$. Если поверхность инструмента, по аналогии с уравнением (5), описывает функция:

$$z = h + f(\rho); \quad \text{где } f(\rho) = 0; \quad \text{при } \rho = a, \quad (17)$$

тогда для любой точки зоны 2 можно принять

$$v_\rho = 0,5 v_0 \rho / (h + f(\rho)). \quad (18)$$

Из условия постоянства объема $\text{div}(\vec{V}) = 0$ находим осевую компоненту скорости:

$$v_z = -0,5 v_0 z \left[2 / (h + f(\rho)) - \rho f'(\rho) / (h + f(\rho))^2 \right]. \quad (19)$$

Как и при плоской деформации, рассматриваемое поле скоростей удовлетворяет граничным условиям, в том числе на поверхности штампа, где нормальные компоненты скорости на обеих сторонах поверхности контакта принимают значения ($f'(\rho) = \text{tg} \theta$):

$$v_n = v_\rho \sin \theta - v_z \cos \theta = \cos \theta (v_\rho \text{tg} \theta - v_z) = \cos \theta \left(\frac{v_0}{2} \frac{\rho f'(\rho)}{h + f(\rho)} + v_0 - \frac{v_0}{2} \frac{\rho f'(\rho)}{h + f(\rho)} \right) = v_0 \cos \theta.$$

Используя аналогичные предположения, находим кинематически возможное поле скоростей для зоны 3:

$$v_\rho = v_0 \frac{\xi(t)}{2(h + f(\xi))} \left(1 - \frac{\rho - \xi}{b - \xi} \right); \quad v_z = \frac{v_0}{2} \frac{\xi z}{h + f(\xi)} \frac{2\rho - b}{b - \xi}. \quad (20)$$

Уравнения движения в форме Лагранжа для зоны 1 имеют вид:

$$\rho = \alpha \sqrt{h_0 / h}; \quad z = \gamma h / h_0. \quad (21)$$

Для зоны 2 из уравнения (18) получаем линейное неоднородное уравнение:

$$dh / d\rho + 2h / \rho = -2f(\rho) / \rho. \quad (22)$$

С учетом общего решения для однородного уравнения $h\rho^2 = C(\rho)$ находим:

$$dh/d\rho = -2C(\rho)/\rho^3 + (1/\rho^2)dC/d\rho; \quad h/\rho = C(\rho)/\rho^3.$$

Исходное уравнение (22) принимает вид:

$$dC/d\rho = -2\rho f(\rho).$$

Отсюда:

$$C(\rho) = -2 \int \rho f(\rho) d\rho + C_1 = -F_1(\rho) + C_1,$$

и общее решение для уравнения движения $\rho = \rho(\alpha, h_0, h)$, вместо уравнения (12) для плоской деформации, с учетом начальных условий принимает вид:

$$h\rho^2 + F_1(\rho) = h_0\alpha^2 + F_1(\alpha), \quad (23)$$

где $F(\rho) = 2 \int \rho f(\rho) d\rho = \int f(\rho) d\rho^2$.

Нетрудно убедиться, что полученное соотношение после дифференцирования совпадает с исходным уравнением (22).

Осевую координату находим из уравнения:

$$v_z = -\frac{v_0 z}{h + f(\rho)} \left[1 - \frac{\rho f'(\rho)}{2(h + f(\rho))} \right] \quad \text{или} \quad \frac{dz}{z} = -\frac{dh}{h + f(\rho)} \left[1 - \frac{\rho f'(\rho)}{2(h + f(\rho))} \right].$$

После интегрирования получаем:

$$z(h + f(\xi))^{2(b-\xi)} = \beta(h'' + f(\xi''))^{2(b-\xi'')}.$$

При значительном трении на плоском участке штампа $0 \leq x \leq a$ можно предусмотреть образование застойной области с описанием ее границы в виде квадратичной или иной параболы [1], тогда области 1 и 2 фактически объединяются в одну.

Наиболее эффективным при анализе сложных процессов деформации является принцип суперпозиции [5], когда, заменяя переменные Лагранжа внешнего (наложенного) движения выражениями для переменных Эйлера внутреннего (вложенного) движения, сразу получаем в интегральной форме уравнения совмещенного движения. Так как смещения в процессах деформации невелики, замена внешнего движения на внутреннее не оказывает существенного влияния на конечные результаты. Важно, что для описания движения всех накладываемых процессов должна быть использована единая система отсчета наблюдателя. В частности, при трехмерной деформации, если уравнения движения описать простейшими уравнениями:

$$\begin{array}{llll} \text{в плоскости } xOz & x = x_0 h_0 / h; & y = y_0; & z = z_0 h / h_0; \\ \text{в плоскости } yOz & x = x_0; & y = y_0 h_0 / h; & z = z_0 h / h_0; \end{array}$$

тогда уравнения для совмещенной деформации принимают вид:

$$x = x_0 h_0 / h; \quad y = y_0 h_0 / h; \quad z = z_0 (h/h_0)^2$$

при выборе любого движения в качестве внутреннего или внешнего. Аналогичная ситуация имеет место при осадке с кручением [4].

Для установившихся процессов внешним должно быть переносное перемещение заготовки с заданной скоростью инструмента. Например, принимая в качестве переменных Лагранжа начальные координаты частиц $\alpha = x_0$, $\beta = y_0$, $\gamma = z_0$, поперечно – винтовую прокатку можно рассматривать как наложение поступательного движения с постоянной скоростью v_0 в направлении оси прокатки [6]:

$$x = \alpha; \quad y = \beta; \quad z = \gamma + v_0 t, \quad (24)$$

вращения с постоянной угловой скоростью ω_0 :

$$x = \alpha \cos \Delta\varphi - \beta \sin \Delta\varphi; \quad y = \alpha \sin \Delta\varphi + \beta \cos \Delta\varphi; \quad \Delta\varphi = \omega_0 t; \quad z = \gamma. \quad (25)$$

И непосредственно деформации в пространстве между валками и в примыкающих к нему объемах («внешние зоны деформации»). Предполагая деформацию однородной по сечению гильзы и принимая логарифмическую меру Генки:

$$\varepsilon = \ln(l/l_0). \quad (26)$$

Деформацию можно описать простейшими уравнениями как при линейном растяжении в направлении оси «z»:

$$z = \gamma \exp(\varepsilon_z); \quad x = \alpha \exp(-0,5\varepsilon_z); \quad y = \beta \exp(-0,5\varepsilon_z). \quad (27)$$

Деформация ε_z является функцией времени. Если расстояние между плоскостями начала и окончания деформации обозначить через L , тогда можно записать $\varepsilon_z = \varepsilon_0 v_c t / L$, где ε_0 – деформация частиц при выходе из очага деформации, v_c – усредненная по длине очага деформации скорость заготовки. В результате суперпозиции уравнения совмещенного движения в форме Лагранжа принимают вид:

$$\begin{aligned} x &= \exp(-\varepsilon_0 v_c t / 2L)(\alpha \cos \Delta\varphi - \beta \sin \Delta\varphi); \\ y &= \exp(-\varepsilon_0 v_c t / 2L)(\alpha \sin \Delta\varphi + \beta \cos \Delta\varphi); \quad z = \gamma \exp(\varepsilon_0 v_c t / L) + v_0 t. \end{aligned} \quad (28)$$

Дифференцирование этих уравнений позволяет определить компоненты скорости, скорости деформации в декартовой или цилиндрической системе координат. Значение якобиана системы (28) подтверждает, что деформация происходит без изменения объема частиц. При отсутствии деформации ($\varepsilon_0 = 0$) скорость частиц в направлении оси z остается неизменной. Для продольной прокатки в качестве внутреннего движения можно использовать решения для штамповки (12)–(16).

ВЫВОДЫ

Рассмотрены различные варианты определения траекторий частиц в процессах плоской, осесимметричной и трехмерной деформации, в том числе на основе решения алгебраических уравнений, соответствующих интегральному условию постоянства объема, интегрирования кинематически возможных полей скоростей и принципа суперпозиции уравнений движения с использованием известных решений для более простых процессов. Приведены примеры уравнений движения в форме Лагранжа, которые могут быть использованы для исследования процессов плоской и осесимметричной осадки, высадки, протяжки, штамповки и прокатки. Рекомендуются методы и уравнения движения расширяют возможности исследования процессов деформации, построения математических моделей и решения широкого спектра практических задач от расчета усилий до оценки изменения локальных свойств заготовки, степени упрочнения, использования пластических свойств и пр.

ЛИТЕРАТУРА

1. Теорияковки и штамповки: учеб. пособие для вузов // Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров и др.; под общ. ред. Е. П. Унксова, А. Г. Овчинникова. – 2-е изд. – М.: Машиностроение, 1992. – 720 с: ил.
2. Бровман М. Я. К расчету напряжений при плоской деформации в процессах обработки металлов давлением // Кузнечно – штамповочное производство. – 2008. – № 9. – С. 13–8.
3. Алюшин Ю. А. Развитие методов моделирования в механике на основе описания движения в переменных Лагранжа. Номер гос. регистр. 01.2.006.140822, инв. номер ВНИИЦ 02200950038 / Ю.А. Алюшин. – 122 с.
4. Алюшин Ю. А. Механика процессов деформации в пространстве переменных Лагранжа: учеб. пособие для вузов / Ю. А. Алюшин. – М.: Машиностроение, 1997. – 136 с.
5. Алюшин Ю. А. Принцип суперпозиции движений в пространстве переменных Лагранжа / Ю. А. Алюшин // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2001. – № 3. – С. 13–19.
6. Кинематически возможные поля скоростей при поперечно – винтовой прокатке / Ю. А. Алюшин, А. В. Гончарук, Г. П. Жигулев, Р. Н. Фартушный // Обработка материалов давлением. – Краматорск. – 2008. – №1 (18). – С. 4–10.

Алюшин Ю. А. – д-р техн. наук, проф. МГГУ;
 Жигулев Г. П. – канд. техн. наук, доц. МГТУ «МИСИС»;
 Широких А. М. – аспирант МГТУ «МИСИС»;
 Скрипаленко М. М. – канд. техн. наук, ассистент МГТУ «МИСИС».

МГГУ – Московский государственный горный университет, г. Москва;
 МГТУ «МИСиС» – Московский государственный технологический университет «МИСиС», г. Москва.

E-mail: kaf_tpm@msmu.ru

УДК 621.01..53 (075.8)

Шестаков Н. А.
Субич В. Н.
Власов А. В.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОТЕРИ УСТОЙЧИВОСТИ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Неустойчивость пластической деформации часто является причиной брака в листовой штамповке. Различают три основных вида потери устойчивости: образование складок, местных утонений и полос скольжения. Полосы скольжения появляются на поверхности вытягиваемых заготовок из материала, кривая упрочнения которых имеет выраженную площадку текучести. Для исключения полос скольжения сталь подвергают дрессировке, а в некоторых случаях легированию. Первые два вида потери устойчивости могут возникать в случае, когда в процессе пластического течения накопленная деформация в опасных областях деформируемой заготовки достигает некоторых критических значений. В этом случае цель технологических расчетов на устойчивость заключается в оценке предельных технологических параметров, до достижения которых пластическая деформация является устойчивой.

Анализируя результаты известных исследований устойчивости пластин и оболочек [1], необходимо отметить, что полученные теоретические величины критических нагрузок во многих случаях существенно отличаются от установленных экспериментально. Это связано, в частности, с тем, что используемые при решении задач статические и энергетические критерии применимы лишь для консервативных систем. Кроме того, для этих систем они являются эквивалентными, поскольку совпадают уравнения устойчивости и дифференциальные уравнения Эйлера, сообщающие минимум функционалу полной энергии.

Системы, в частности пластины, в которых возникают упругопластические деформации, не являются консервативными, и для исследования их устойчивости необходимо использовать динамические критерии, т. е. исследовать движение упругопластической среды вблизи состояния равновесия при сообщении системе некоторых возмущений. В математическом плане это вызывает практически непреодолимые трудности. Однако и при использовании динамического критерия не следует ожидать заметного повышения точности решений, поскольку на устойчивость систем существенно влияют несовершенства геометрии, отклонения в свойствах материала, неточность граничных условий и т. д. Поэтому, по мнению Л. М. Качанова, «...неизбежен анализ устойчивости пластин при наличии начальных возмущений» [2].

Несмотря на то, что в этом случае задача при ее постановке в классическом виде существенно усложняется, рассматривать собственно устойчивость здесь нет необходимости; можно ограничиться исследованием движения среды на предмет установления допустимой величины выпучивания, используя эффективные численные методы. При этом реальные возмущения могут быть заменены возмущениями, вносимыми в равномерную КЭ сетку и моделирующими как отклонения от основной геометрической формы пластины, так и неравномерность ее механических свойств.

Остается открытым вопрос о совокупности влияющих на устойчивость возмущений, их амплитуде и законе распределения. Однако, если считать наиболее существенными параметрами геометрию и механические свойства, то упомянутые выше характеристики могут быть получены из ограниченного количества достаточно простых экспериментов.

При формулировке задачи устойчивости пластин с начальными возмущениями следует учитывать то обстоятельство, что в большей степени соответствуют эксперименту те решения, в которых потеря устойчивости связывается только с пластическими деформациями [2]. Можно предположить, что исходная неоднородность геометрии и механических свойств заготовки только инициирует начало потери устойчивости. Дальнейшее развитие процессов, приводящих к появлению дефектов в виде потери устойчивости, в большинстве случаев является следствием положительной обратной связи и напрямую не связано с исходными неоднородностями.

Целью работы является моделирование устойчивости фланца при вытяжке коробчатых деталей путем создания возмущений на геометрически неравномерной сетке КЭ.

Основная идея метода конечных элементов (МКЭ) состоит в том, что любую непрерывную величину, такую как температура, давление, контур заготовки и т.д. можно аппроксимировать дискретной моделью, которая строится на множестве кусочно-непрерывных функций, определенных на конечном множестве подобластей (элементов). Как правило, указанные кусочно-непрерывные функции представляют собой полином, к которому в качестве одного из основных требований, предъявляется обеспечение непрерывности величины вдоль границ элементов. Это дает возможность с помощью МКЭ, в принципе, моделировать как геометрическую (простановка узлов сетки КЭ с некоторым случайно определенным в заданном диапазоне отклонением), так и физическую неоднородности (случайным изменением заданных в некоторой точке напряжений текучести относительно номинального).

На наш взгляд, применительно к задачам листовой штамповки можно ограничиться лишь одним из указанных выше способов – заданием геометрически неравномерной сетки КЭ, учитывая при этом неравномерность заготовки по толщине (разнотолщинность приводит к изменению требуемых для деформирования нагрузок в различных сечениях, что косвенно моделирует физическую неоднородность). Указанный способ задания геометрически неравномерной сетки КЭ реализован в программном комплексе [3], разработанном в МГИУ. Отклонение геометрии вводилось по равномерному закону в диапазоне $\pm 5\%$ от номинала. Основанием для выбора указанного диапазона отклонений послужил анализ допусков на размер по толщине и колебаний механических свойств широкого ассортимента листовых материалов.

Пример исходной КЭ сетки, использованной для моделирования процесса потери устойчивости фланца при вытяжке коробчатой детали пуансоном с плоским торцом, приведен на рис. 1.

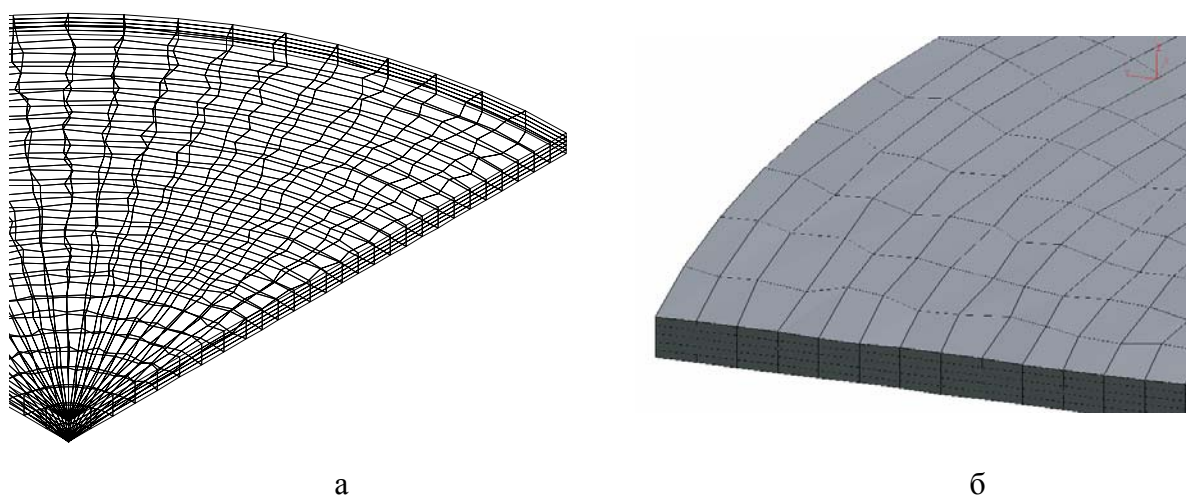


Рис. 1. Сектор (а) и увеличенный фрагмент (б) КЭ сетки с начальными возмущениями

Расчет производился для двух прямоугольных коробчатых деталей с размерами указанными в табл. 1. Чертежи заготовок, с размерами приведены на рис. 2–3. Размеры заготовок рассчитаны в соответствии с [4]. Принимались следующие исходные данные для расчета: материал – сталь 08кп, предел прочности $\sigma_b = 270$ МПа, относительное удлинение в момент начала образования шейки $\delta_{ш} = 60\%$, оборудование – гидравлический пресс со скоростью хода ползуна – 1 мм/с, коэффициент трения μ на рабочей поверхности пуансона – 0,1; на рабочей поверхности матрицы – 0,06; размеры рабочего инструмента: односторонний зазор между матрицей и пуансоном – $\Delta = 1,25S_{заг} = 1,25$ мм, ширина стороны пуансона – $V_p = 56$, длина стороны пуансона – $A_p = 98$ мм, ширина стороны матрицы $V_m = V_p + 2\Delta = 58,5$ мм, длина стороны матрицы $A_m = A_p + 2\Delta = 100,5$ мм.

Таблица 1

Геометрические размеры коробчатых деталей

№ дет.	Геометрические размеры коробчатой детали					Отношение высоты к ширине коробки Н/В	r/B
	Н, мм	В, мм	А, мм	$r = r_y = r_d$, мм	S, мм		
1	14	56	98	6	1	0,25	0,1
2	28			18		0,5	0,32

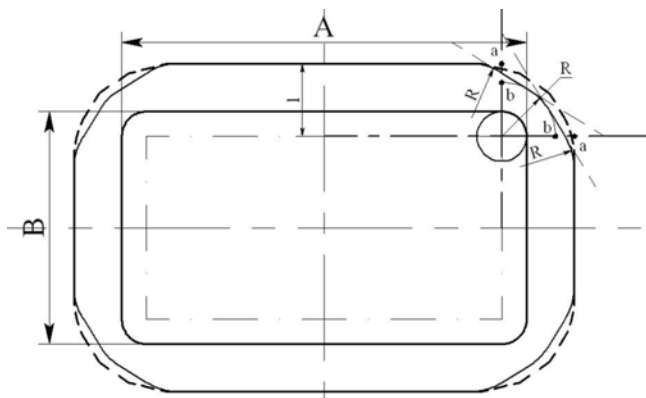


Рис. 2. Чертеж заготовки для детали № 1

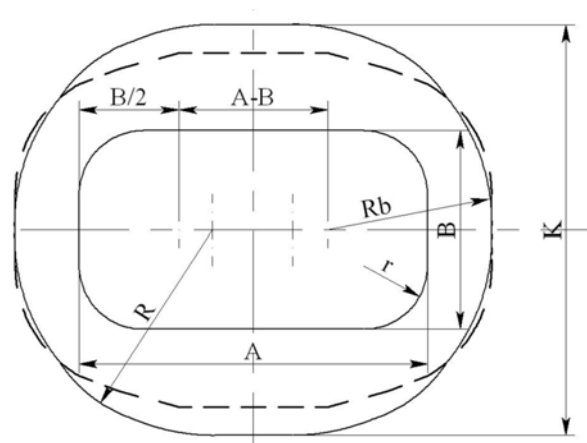


Рис. 3. Чертеж заготовки для детали № 2

В процессе моделирования выяснилось, что начальные контуры заготовок требуют корректировки (на рис. 2 и 3 показано пунктиром). Применение методики [4] для детали 1 (низкая прямоугольная коробка с относительно малыми углами закругления) приводит к нехватке металла в области закругления между стенок детали, в то время как остальные геометрические параметры соответствуют заданным размерам детали (рис. 4). У детали № 2 (высокая прямоугольная коробка с относительно большими углами закругления), наблюдается избыток металла с широкой стороны коробки и недостаток с узкой стороны (рис. 5).

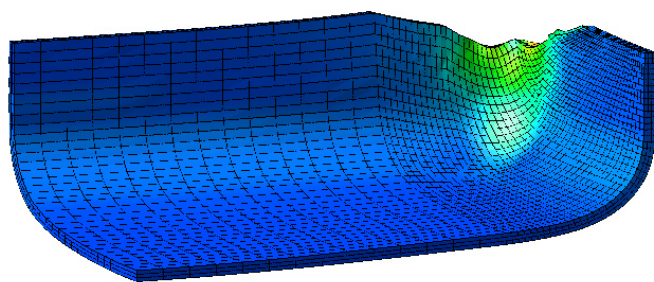


Рис. 4. Результат моделирования вытяжки низкой коробки из исходной заготовки с контуром, рассчитанным по методике [4]

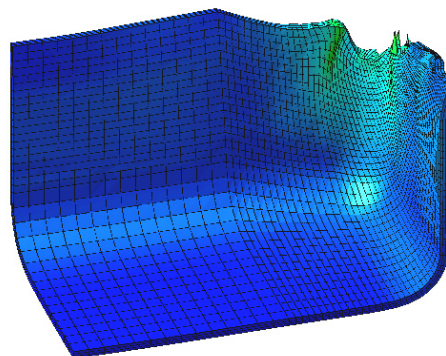


Рис. 5. Результат моделирования вытяжки высокой коробки из исходной заготовки с контуром, рассчитанным по методике [4]

Корректировка формы заготовки осуществлялась на основе анализа результатов моделирования и проверки соответствия чертежу путем нового расчета формы готовой детали. После определения формы контура заготовки для заданного отношения r/B производились последовательные расчеты с увеличением отношения Н/В. В частности, для детали № 2, предельное отношение Н/В, при котором появились неисправимые гофры составило 0,6 (рис. 6)

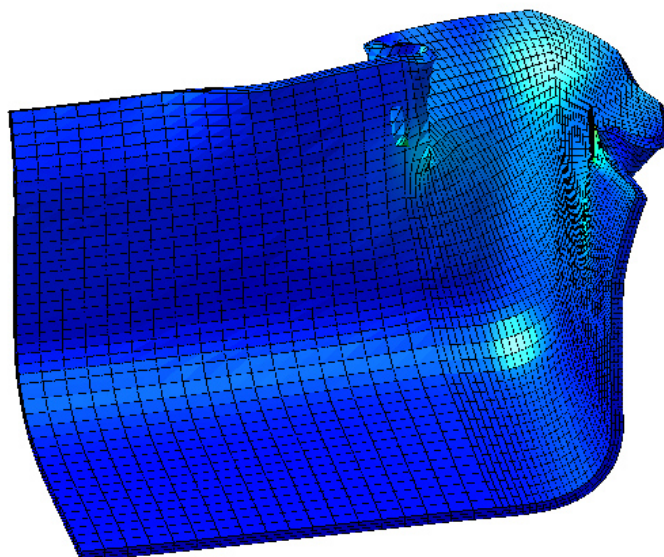


Рис. 6. Результат моделирования высоких коробок с недопустимыми отношениями H/B и g/B

ВЫВОДЫ

1. Разработан модуль программного комплекса для моделирования устойчивости фланца при вытяжке коробчатых деталей путем создания возмущений на геометрически неравномерной сетке КЭ. Полученные результаты не противоречат известным экспериментальным результатам, но требуют дополнительной экспериментальной проверки, что позволит создать научно обоснованные методики расчета контуров исходных заготовок и прогнозирования складкообразования в процессах листовой штамповки.

Работа выполнена в рамках аналитической ведомственной целевой программы «Развитие научного потенциала высшей школы (2009-2010 годы)» по проекту РНП 335, а также гранта РФФИ № 08-08-00407.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рузанов Ф. И. Устойчивость фланца при вытяжке осесимметричных деталей / Ф. И. Рузанов // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 1998. – № 6. – С. 55–59.
2. Качанов Л. М. Основы теории пластичности / Л. М. Качанов. – М.: Наука, 1969. – 420 с.
3. Программный комплекс для моделирования двумерных процессов пластического течения при обработке металлов давлением. Свидетельство об отраслевой регистрации разработки / А. В. Власов, Н. А. Шестаков, В. Н. Субич, В. А. Демин // Министерство образования РФ. –ОФАП. –Номер гос. рег. 50200400053.
4. Романовский В. П. Справочник по холодной штамповке / В. П. Романовский. – Л.: Машиностроение, 1979. – 520 с.

Шестаков Н. А. – д-р техн. наук, проф. МГИУ;
Субич В. Н. – д-р техн. наук, проф. МГИУ;
Власов А. В. – д-р техн. наук, проф. МГИУ.

МГИУ – Московский государственный индустриальный университет, г. Москва.

E-mail: shes-v@mail.msiu.ru

УДК 539.3

Матвийчук В. А.

ПОСТРОЕНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ НАКОПЛЕНИЯ ПОВРЕЖДАЕМОСТИ В МЕТАЛЛАХ ПРИ НЕМОНОТОННОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ ДЛЯ КОМБИНАЦИИ СДВИГ – СЖАТИЕ

В настоящее время широкое распространение получили процессы отделения сдвиговой резкой заготовок от прутка, трубы, полосы под последующую обработку давлением. Геометрические параметры заготовок, характер НДС и разрушение существенно зависят от параметров процесса разделения и свойств материала заготовок. Глубина наклёпанного слоя определяется толщиной заготовки, условиями разделения и может составлять несколько миллиметров. При этом интенсивность деформации, по мере удаления от поверхности раздела, уменьшается по закону, близкому к экспоненциальному [1, 2].

Несмотря на то, что в зоне разделения происходит исчерпание металлом ресурса пластичности и его разрушение, полученные заготовки не утрачивают способности к последующей обработке давлением. Тем не менее, существует повышенная опасность разрушения при последующем деформировании заготовок, полученных сдвиговой отрезкой и имеющих повреждённый поверхностный слой.

Исследование пластичности металлов при разработке безотходных процессов ОМД можно осуществлять с использованием комбинации испытаний кручение-осадка, которая соответствует деформациям сдвиг-сжатие. Однако процессы сдвиговой отрезки обладают особенностями, влияющими на характеристики зоны разделения. С целью исследования таких влияний был разработан способ оценки деформируемости материала заготовок с поверхностью, сформированной сдвиговой резкой [3], схематически представленный на рис. 1.

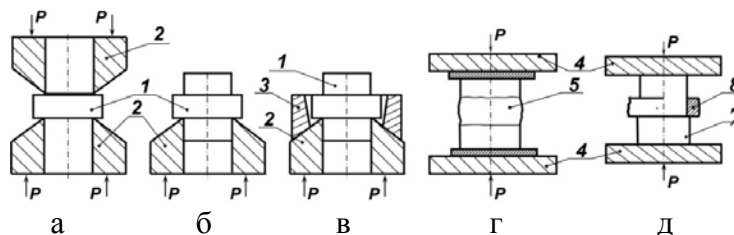


Рис. 1. Схемы получения (а), (б), (в) и испытания (г), (д) образцов с образованной сдвиговым срезом поверхностью:

1 – исходный образец; 2 – пуансон-матрица; 3 – оправка; 4 – плиты; 5 – образец для осадки; 7 – деформируемая оправка; 8 – образец для раздачи

Согласно предложенному способу, изготавливаются цилиндрические образцы с фланцем на боковой поверхности, который затем срезают в приспособлении, создавая различные условия среза. В соответствии со схемами, представленными на рис. 1, а, рис. 1, б, рис. 1, в, удаление фланца происходит в условиях, близких к сдвигу, сдвигу со смятием и сдвигу с наложением бокового подпора, соответственно.

Особый интерес представляют исследования зависимости пластичности материала заготовок после сдвиговой отрезки от градиента использованного ресурса пластичности, толщины повреждённого слоя и размеров дефектов на поверхности среза, схем напряжённого состояния на разных этапах деформирования и т. п. [4]. Такие исследования позволяют разработать подход к оценке деформируемости металлов в малоотходных технологических процессах ОМД.

При оценке деформируемости заготовок в отмеченных процессах наибольший интерес вызывает определение остаточного, на второй этап деформирования, ресурса пластичности, установление закономерности суммарного накопления повреждаемости металла на двух этапах формоизменения и его влияния на служебные характеристики изделий. Для оценки деформируемости материала заготовок здесь наиболее обоснованным является подход, который базируется на разработке моделей с тензорным представлением повреждаемости макрочастицы [5, 6]. При этом определяющими параметрами являются направляющий тензор приращения деформаций $\beta_{ij}(\epsilon_u)$ и показатели напряжённого состояния η, μ_σ [5].

В процессах локального ротационного деформирования часто встречаются случаи сложного ($\beta_{ij}(\varepsilon_u) \neq const$) и многоэтапного немонотонного (величины β_{ij} , η , μ_σ изменяются дискретно) деформирования. К ним можно отнести, например, попеременное вдавливание инструмента в заготовку при ППД; торцовую раскатку по схемам осадки или высадки со свободной поверхностью части заготовки, которая на определённом этапе вступает в контакт с поверхностью матрицы либо боковым деформирующим валком; деформирование заготовок с поверхностью, образованной сдвиговой резкой и пр.

Наибольшее количество экспериментальных данных накоплено и обработано для случаев двухэтапного деформирования. Двухэтапным называется деформирование, для которого на первом этапе, при величине интенсивности деформаций $0 \leq \varepsilon_u \leq \varepsilon_u^{(1)}$, справедливо отношение $\beta_{ij}(\varepsilon_u) = \beta_{ij}^{(1)}$ $\eta(\varepsilon_u) = \eta^{(1)}$, а на втором этапе, при $\varepsilon_u^{(1)} \leq \varepsilon_u \leq \varepsilon_*$, (где ε_* – деформация, накопленная к моменту разрушения) соответственно справедливо $\beta_{ij}(\varepsilon_u) = \beta_{ij}^{(2)}$, $\eta(\varepsilon_u) = \eta^{(2)}$ [5]. Иными словами, при двухэтапном деформировании на обоих этапах реализуется простое деформирование.

Разные случаи сложного деформирования рассмотрены в работах [7, 8]. В то же время, в литературе отсутствуют модели, которые получены в рамках тензорного подхода для описания сложного двухэтапного деформирования.

Целью работы является разработка математической модели накопления повреждённости в случаях сложного двухэтапного деформирования металлов в последовательности «простое-сложное» для комбинации «сдвиг – сжатие» при изменяющемся показателе напряжённого состояния на стадии сжатия.

Сложное двухэтапное деформирование отличается от двухэтапного деформирования тем, что, по крайней мере, на одном из этапов деформирование является не простым, а сложным. И, если задача сложного двухэтапного деформирования в последовательности «сложное – простое» в целом может быть сведена к задаче определения остаточной предельной деформации деформированного материала [9], то случай деформирования в последовательности «простое – сложное» или «сложное – сложное» в литературе вообще не рассматривался.

Именно такой случай наблюдается, например, при реализации на первом этапе сдвига (кручения), а на втором этапе – осевого сжатия цилиндрического образца с трением на торцах. Близким к нему являются процесс деформирования боковой поверхности квадратной заготовки, полученной безотходным отделением сдвиговой отрезкой от листа и переформовываемой торцовой раскаткой в круг, процессы, имеющие место при производстве шариков, крепёжных изделий и т. п. При этом на боковой поверхности заготовки, деформируемой в условиях осадки с трением на торцах, в определённый момент могут появляться микротрещины, распространяющиеся со временем в тело заготовки.

В связи с введением в терминологию нового класса деформирования, предлагаем двухэтапное деформирование [5] называть простым двухэтапным деформированием. Рассмотрим общий случай сложного двухэтапного деформирования. При этом тензор-девиатор повреждёний подадим в виде:

$$\Psi_{ij} = \Psi_{ij}^{(1)} + \Psi_{ij}^{(2)}, \quad (1)$$

где $\Psi_{ij}^{(k)}$, ($k = \overline{1,2}$) – тензор повреждёний, накопленных на k -ом этапе.

В качестве меры повреждёний традиционно используем второй инвариант девиатора повреждёний [5]:

$$0 \leq \Psi_u = \Psi_{ij} \bullet \Psi_{ij} \leq 1. \quad (2)$$

В исходном состоянии, когда $\Psi=0$, достижение предельного состояния определяется уравнением:

$$\Psi_{ij} \bullet \Psi_{ij} = 1. \quad (3)$$

На основании представления уравнения (1), с учётом (2), получим:

$$\Psi_u = \Psi_u^{(1)} + 2 \cdot \Psi_{ij}^{(1)} \cdot \Psi_{ij}^{(2)} + \Psi_u^{(2)} \quad (4)$$

Для дальнейшего наполнения разрабатываемой модели конкретным содержанием воспользуемся тензорно-нелинейным подходом для описания накопления повреждений. Для сложного двухэтапного деформирования в последовательности «простое–сложное», с использованием степенной функции повреждений [5], получим:

$$\psi_u = \left(\frac{\varepsilon_u^{(1)}}{\varepsilon_{*1}} \right)^{2n} + 2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_u^{(1)}}{\varepsilon_{*1}} \right)^{2n} \cdot \left[a^{(a)} \cdot \beta_{ij}^{(1)} + b^{(1)} \cdot \left(\beta_{ik}^{(1)} \cdot \beta_{kj}^{(1)} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \right) \right] \cdot \psi_{ij}^{(2)} + \psi_u^{(2)}, \quad (5)$$

где

$$\psi_{ij}^{(2)} = \int_{\varepsilon_u^{(1)}}^{\varepsilon_u^{(2)}} \left[A(\varepsilon_u) \cdot \beta_{ij}(\varepsilon_u) + B(\varepsilon_u) \cdot \left(\beta_{ik}(\varepsilon_u) \cdot \beta_{kj}(\varepsilon_u) - \frac{1}{3} \delta_{ij} \right) \right] d\varepsilon_u, \quad (6)$$

где $\varepsilon_u^{(k)}$, ($k = \overline{1,2}$) – накопленная пластическая деформация в конце k – го этапа; n – параметр степенной модели функции повреждений; $b^{(k)}$ – коэффициент тензорной нелинейности: определяется свойствами материала ($|b^{(k)}| \leq \sqrt{6}$); $a^{(k)}$ – определяется коэффициентом $b^{(k)}$ и третьим инвариантом тензора $\beta_{ij}^{(k)}$ [5].

Построенная модель накопления повреждений (5) позволяет определять величину использованного ресурса пластичности при сложном двухэтапном деформировании, когда на втором этапе имеет место сложное деформирование ($\beta_{ij}(\varepsilon_u) \neq const$).

Исследование процесса образования и развития трещин в слоях металла после сдвиговой отрезки производили путём использования физической модели (рис. 1), а также путём переформовки в круг торцевой раскаткой квадратных заготовок, полученных отделением от листа сдвиговой резкой. Для описания закономерностей накопления повреждаемости в металлах рассмотрим сначала приближённую модель исследуемого процесса в виде простого двухэтапного деформирования, используя для этого соотношение [5]:

$$\psi_{*2} = \left[(\psi_1 \cdot a_{12})^{n_2} - \psi_1^{n_1} \cdot I_{12} + \sqrt{\psi_1^{2n_1} \cdot (I_{12}^2 - 1) + 1} \right]^{1/n_2} - \psi_1 \cdot a_{12} \quad (7)$$

Здесь $\psi_1 = \varepsilon_u^{(1)} / \varepsilon_{*0}(\eta^{(1)})$ – использованный ресурс предельных деформаций на первом этапе; $\psi_{*2} = (\varepsilon_{*0} - \varepsilon_u^{(1)}) / \varepsilon_{*0}(\eta^{(2)})$ – остаточный ресурс предельных деформаций на втором этапе; ε_{*0} – накопленная пластическая деформация до разрушения, при данном процессе сложного деформирования; $a_{12} = \varepsilon_{*0}(\eta^{(1)}) / \varepsilon_{*0}(\eta^{(2)})$ – параметр модели; I_{12} – инвариантный параметр, который определяется направляющими тензорами $\beta_{ij}^{(1)}$ и $\beta_{ij}^{(2)}$, а также коэффициентом b ; n_1 и n_2 – параметры модели, определяемые по результатам экспериментов при двухэтапном деформировании.

Параметр функции повреждённости примем независимым от напряжённого состояния, то есть:

$$n_1 = n_2 = n. \quad (8)$$

Очевидно, что при срезе буртика происходит полное исчерпание ресурса пластичности на сдвиг, следовательно:

$$\psi_1 = 1. \quad (9)$$

Тогда с учётом (8) и (9) соотношение (7) принимает вид:

$$\psi_{*2} = \left[a_{12}^n - I_{12} + |I_{12}| \right]^{1/n} - a_{12}. \quad (10)$$

Для определения параметра I_{12} запишем компоненты направляющего тензора на первом и втором этапах. Срез буртика:

$$\beta_{ij}^{(1)} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{\sqrt{2}}{2} & 0 \\ \frac{\sqrt{2}}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}; \quad (11) \quad \text{осадка } \beta_{ij}^{(2)} = \begin{bmatrix} -\frac{\sqrt{6}}{3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\sqrt{6}}{6} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\sqrt{6}}{6} \end{bmatrix}. \quad (12)$$

С учётом (11) и (12) в соответствии с соотношением для расчёта параметра I_{12} [5], получим:

$$I_{12} = -\frac{\sqrt{6}}{12} b_1. \quad (13)$$

Для всех $b_1 \geq 0$ ($|b_1| \leq \sqrt{6}$ [5]) соотношение (10) принимает вид:

$$\psi_{*2} = \left[a_{12}^n + \frac{\sqrt{6}}{6} b_1 \right]^{1/n} - a_{12}. \quad (14)$$

На рис. 2 представлено графики изменения остаточного ресурса пластичности в зависимости от значений параметров n та b_1 . Таким образом (рис. 2), расчётные значения остаточного ресурса увеличиваются по мере увеличения b_1 и уменьшения n .

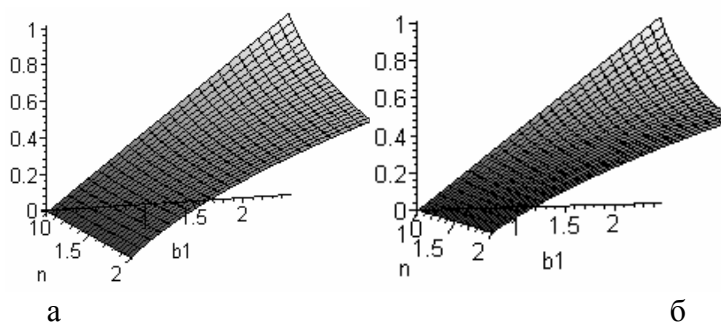


Рис. 2. Графики изменения остаточного ресурса пластичности в зависимости от значений параметров n и b_1 : сплав ЭП718, $a_{12} = 0,42$ (а); сталь ЭИ961, $a_{12} = 0,6$ (б)

При максимально возможном значении $b_1 = \sqrt{6}$ соотношение (14) принимает вид:

$$\psi_{*2} = \left[a_{12}^n + 1 \right]^{1/n} - a_{12}, \quad (15)$$

откуда вытекает

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \psi_{*2} = \begin{cases} 1 - a_{12}, & 0 < a_{12} < 1 \\ 0, & a_{12} \geq 1. \end{cases} \quad (16)$$

При $n=1$, на основании соотношения (14), имеем:

$$\psi_{*2}(n=1) = \frac{\sqrt{6}}{6} b_1. \quad (17)$$

Откуда следует, что остаточный ресурс пластичности для определённых материалов может достигать 1 (но не больше!).

Очевидно, что проведенное приближённое математическое моделирование полностью согласуется с результатами экспериментов для сложного двухэтапного деформирования «срез буртика – осадка» [4]. Для учёта того фактора, что на втором этапе, в результате трения на торцах образца происходит не простое сжатие, а сложное деформирование, необходимо строить более сложную модель накопления повреждений.

Поскольку реализованная в эксперименте схема сложного двухэтапного деформирования отвечает последовательности «простое–сложное», то используем модель (5). Тогда на первом этапе будем иметь:

$$\varepsilon_u^{(1)} = \varepsilon_{*1} = \varepsilon_*(\eta = 0) \Rightarrow \frac{\varepsilon_u^{(1)}}{\varepsilon_{*1}} = 1, \tag{18}$$

$$a^{(1)} = \sqrt{1 - \frac{(b^{(1)})^2}{6}}, \tag{19}$$

тензор $\beta_{ij}^{(1)}$ определяется соотношением (11).

Для определения компонентов тензора $\psi_{ij}^{(2)}$ воспользуемся результатами работы [8]:

$$\psi_z = \int \frac{Y_* \cdot g}{Y_1 \cos^2 \gamma} \left[\sqrt{\frac{2}{3}} \cdot a^{(2)} + \frac{b^{(2)}}{3} \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{1+3 \cdot \cos^4 \gamma}} - 1 \right) \right] d\gamma; \tag{20}$$

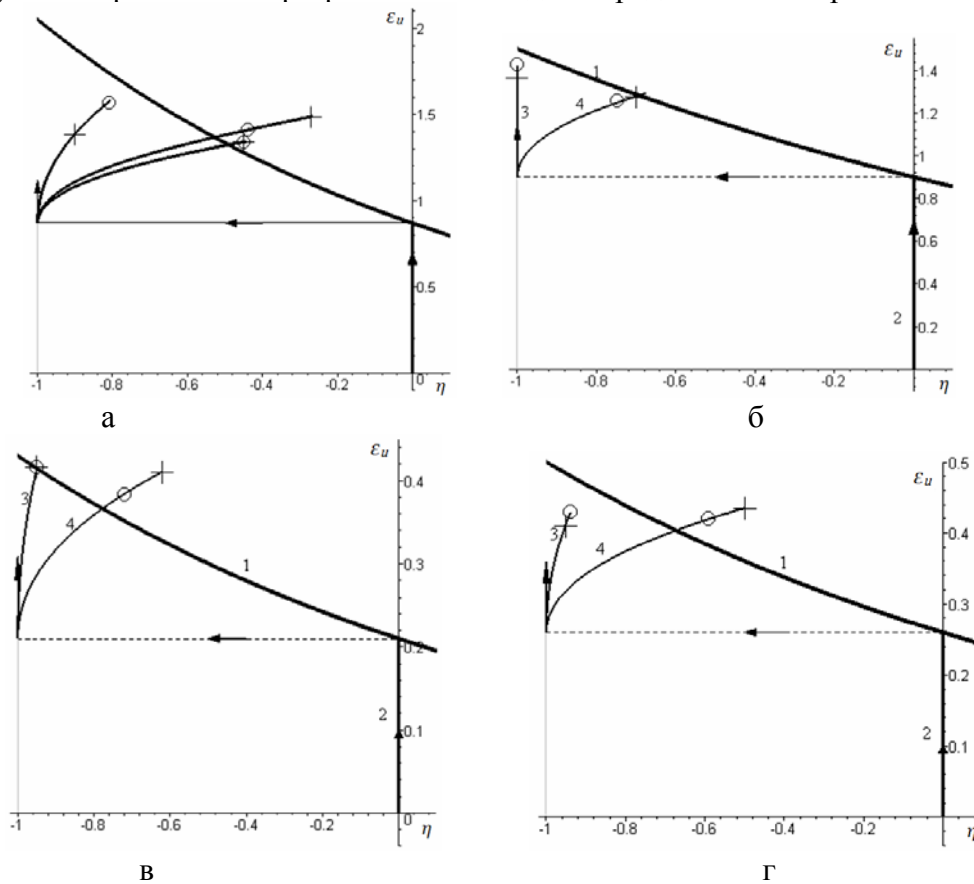
$$\psi_\varphi = \int \frac{Y_* \cdot g}{Y_1 \cos^2 \gamma} \left[\sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \frac{a^{(2)}}{2} \cdot (1+3 \cdot \cos^2 \gamma) + \frac{b^{(2)}}{3} \cdot \left(\frac{(1+3 \cdot \cos^2 \gamma)^2}{2 \cdot \sqrt{1+3 \cdot \cos^4 \gamma}} - 1 \right) \right] d\gamma \tag{21}$$

где γ – некоторый параметр процесса осадки; F – производная от функции повреждений.

Функцию повреждений, в отличие от [8], в данной работе принято в виде степенной функции, следовательно:

$$F = \frac{n}{\varepsilon_* [\eta]} \left(\frac{\varepsilon_N}{\varepsilon_* [\eta]} \right)^{n-1}, n \geq 1. \tag{22}$$

Результаты расчётов по разработанной модели представлено на рис. 3.



1 – диаграмма пластичности сплава; 2 – операция «сдвиг» (срез буртика);
3, 4 – операция «осадка» с разными условиями трения на торцах образца

Рис. 3. Сложное двухэтапное деформирование:

срез буртика – осадка: «+» – эксперимент; «О» – расчёт по (6), (18)–(22); а - сплав ЭП718; б - сталь ЭИ961; в - сплав ВТ9; г - сплав ВТ25

Очевидно, что при наличии характерного для разрушения значительного разброса экспериментальных данных, имеем полное согласование результатов экспериментов с разработанной моделью. Следовательно, разработанная модель накопления поврежденности является вполне приемлемой для оценки деформируемости металлов при немономтонном деформировании, когда на последующем этапе имеет место сложное деформирование.

Разработанная модель накопления поврежденности достаточно точно описывает также разрушение материала боковой поверхности при переформовке в круг торцевой раскаткой квадратных заготовок, полученных отделением от листа сдвиговой резкой

ВЫВОДЫ

Построена математическая модель накопления поврежденности в случае сложного двухэтапного деформирования металлов в последовательности «простое–сложное» для комбинации «сдвиг–сжатие», при изменяющемся показателе напряженного состояния на стадии сжатия. Модель находится в хорошем соответствии с результатами экспериментальных и технологических испытаний.

ЛИТЕРАТУРА

1. Тимошенко В. А. Нарастание деформации и разрушение заготовки при разрезке / В. А. Тимошенко // Изв. Вузов. Чёрная металлургия. – 1989. – № 8. – С. 87–90.
2. Михаленко Ф. П. Закономерности распределения интенсивности напряжений и деформаций по поясам смятия при вырубке-пробивке / Ф. П. Михаленко, А. И. Гулиев // Кузнечно-штамповочное производство. – 1988. – № 12. – С. 17–19.
3. А. с. № 1587392 СССР, МКИ G 01 N 3/24. Способ оценки деформируемости материала / В. А. Матвийчук, В. А. Фомичёв, А. Ф. Шаваран (СССР). – № 4617602/25-28; заявл. 08.12.88; опубл. 23.08.90, Бюл. № 31. – 1 с.; ил.
4. Матвійчук В. А. Дослідження пластичності металів при немономтонному деформуванні / В. А. Матвійчук // Теоретичні і експериментальні дослідження в технологіях сучасного матеріалознавства та машинобудування. – Луцьк: ЛДТУ. – 2007. – С. 87–92.
5. Михалевич В. М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень / В. М. Михалевич. – Вінниця: «УНІВЕРСУМ – Вінниця», 1998. – 195 с.
6. Дель Г. Д. Пластичность при немономтонном деформировании / Г. Д. Дель. – 1982. – 10 с. – Деп. В ВИНТИ, 1982. – № 18. – С. 13–82.
7. Тензорно-лінійна модель з врахуванням «пам'яті напрямів» при двоохступеновому деформуванні / В. М. Михалевич, В. А. Матвійчук, В. О. Краєвський, К. Є. Козлов // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – ДДМА, Краматорськ-Хмельницький, 2002. – С. 13–15.
8. Мишулин А. А. Тензорно-нелинейная модель накопления повреждений / А. А. Мишулин, В. М. Михалевич // Обработка металлов давлением. – Свердловск, 1985. – С. 10–14.
9. Лебедев А. А. Критериальные соотношения для определения остаточного ресурса материалов / А. А. Лебедев, В. М. Михалевич // Пробл. прочности. – 2006. – № 4. – С. 31–38.

Матвийчук В. А. – докторант ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: matvvik@mail.ru

УДК 621.777

Алиева Л. И.
Абхари П.
Жбанков Я. Г.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ РАДИАЛЬНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

При изготовлении различного рода машин и механизмов часто используются полые детали типа втулок с фланцем, которые в основной своей массе изготавливаются механической обработкой резанием. Однако обработка резанием имеет важный недостаток – большая металло- и трудоемкость изготовления детали, являющийся определяющим при выборе технологии изготовления детали. Альтернативой методу механообработки является метод обработки металлов давлением.

Традиционной технологией изготовления полых деталей является листовая штамповка (ЛШ). Принято считать, что этой технологии присуща высокая производительность, точность и качество изделий. Благодаря последовательному или совмещенному сочетанию операций вытяжки, пробивки, протяжки, и др. можно получить детали весьма хорошего качества. Общим недостатком методов листовой штамповки является многооперационность штамповки и нерациональный расход материала. Последнее обстоятельство оказывается существенным фактором при изготовлении деталей из цветных металлов и сплавов.

Технологические процессы выдавливания полых деталей отличаются высокой эффективностью [1, 2, 3].

Благоприятная макроструктура металла, высокое качество поверхности получается после выдавливания. Вместе с этим улучшаются и экономические показатели, достигающиеся за счет снижения расхода металла и трудоемкости изготовления, а в ряде случаев и за счет улучшения эксплуатационных свойств. Наиболее целесообразным способом выдавливания полых деталей с фланцем является радиальное выдавливание.

При исследовании технологических схем выдавливания важно знание распределения деформации по объему детали, а также положение, форма и размеры очага деформации по ходу процесса. Это дает возможность оценки формоизменения заготовки.

Одним из методов который позволяет определять деформированное состояние в заготовке это метод конечных элементов [4].

Целью данной работы является исследование формоизменения и деформационного режима радиально выдавливания на оправке, определение формы и размеров очага деформации и распределение компонент деформации по очагу деформации.

Исследования проводились в пакете ANSYS, который позволяет исследовать напряженно-деформированное состояние заготовки.

На рис. 1 представлены схемы радиального выдавливания фланцев на трубе с односторонней подачей металла и с поднимающейся матрицей для выдавливания относительно высоких фланцев без образования утяжины.

Радиальное выдавливание фланца в средней части трубы с односторонней подачей. Для моделирования процесса радиального выдавливания фланца в средней части трубы выбирали следующие параметры.

Параметры механических свойств: материал заготовки АД1 (кривая истинных напряжений для которого описывается уравнением $\sigma_s(\varepsilon) = 141,9079\varepsilon^{0,2596}$), предел текучести

$\sigma_{0,2} = 52$ МПа, модуль Юнга $E = 71000$ МПа, коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$, и коэффициент трения между материалом заготовки и инструментом $\mu = 0,05$.

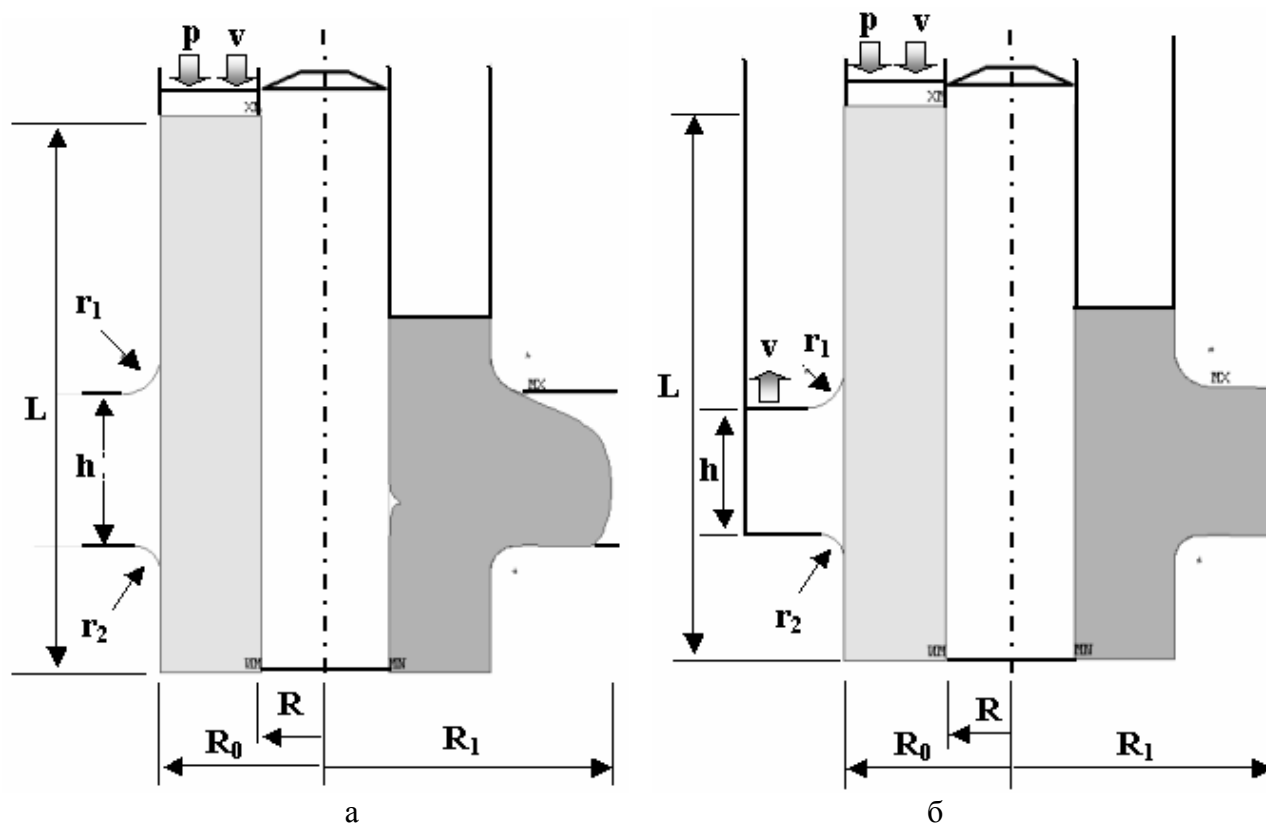


Рис. 1. Схемы радиального выдавливания фланцев на трубе с односторонней подачей

Для моделирования процесса радиального выдавливания фланца использовали следующие геометрические параметры процесса: R_0 – наружный радиус заготовки ($R_0 = 18$ мм), R – внутренний радиус заготовки ($R = 14$ мм), t – толщина стенки заготовки равная разнице R_0 и R , h – высота приемной полости для выдавливаемого фланца ($h = 6$ мм), r_1 и r_2 – радиус скругления кромок инструмента ($r_1 = 1,5$ мм, $r_2 = 1$ мм), L – высота заготовки ($L = 22$ мм), t_f – величина фланца равная разнице R_0 и R_1 , h/t – относительная высота фланца ($h/t = 1,5$), S/R_0 – относительный ход.

На рис. 2 представлены искажение делительной сетки при радиальном выдавливании и распределение интенсивности деформаций по очагу деформации.

Как видно из рисунка очаг деформации по высоте ограничивается высотой приемной полости под фланец, а наибольшая интенсивность деформаций сосредоточена в средней части очага деформации. Максимальное значение интенсивности деформаций находится в пределах 4,58.

Моделирование процесса радиального выдавливания на оправке показало, что при определенных геометрических параметрах процесса наблюдается появление на выдавливаемых деталях дефекта типа утяжины.

Также заметно, что максимальные интенсивности деформаций сосредоточены в зоне появления утяжины.

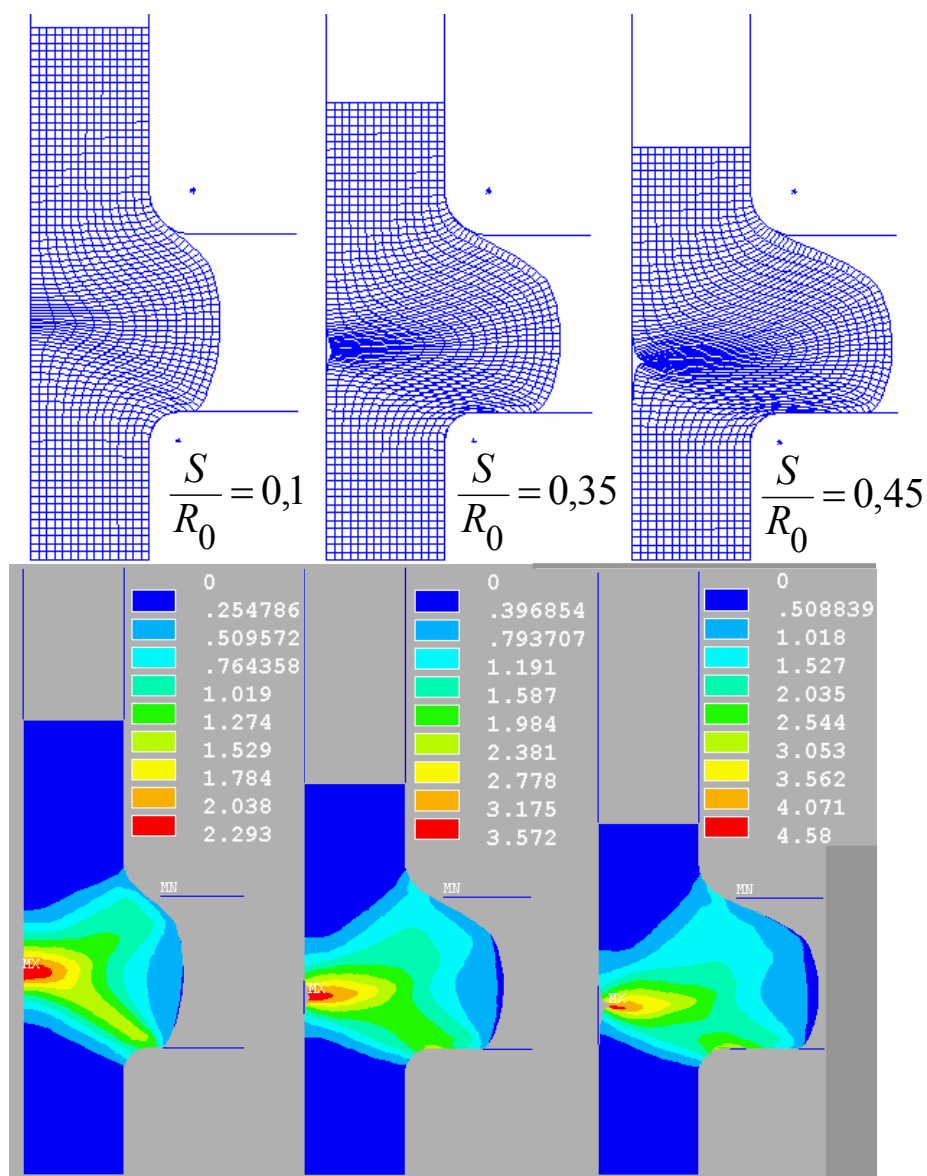


Рис. 2. Искажение делительной сетки и интенсивность деформаций при радиальном выдавливании фланцев

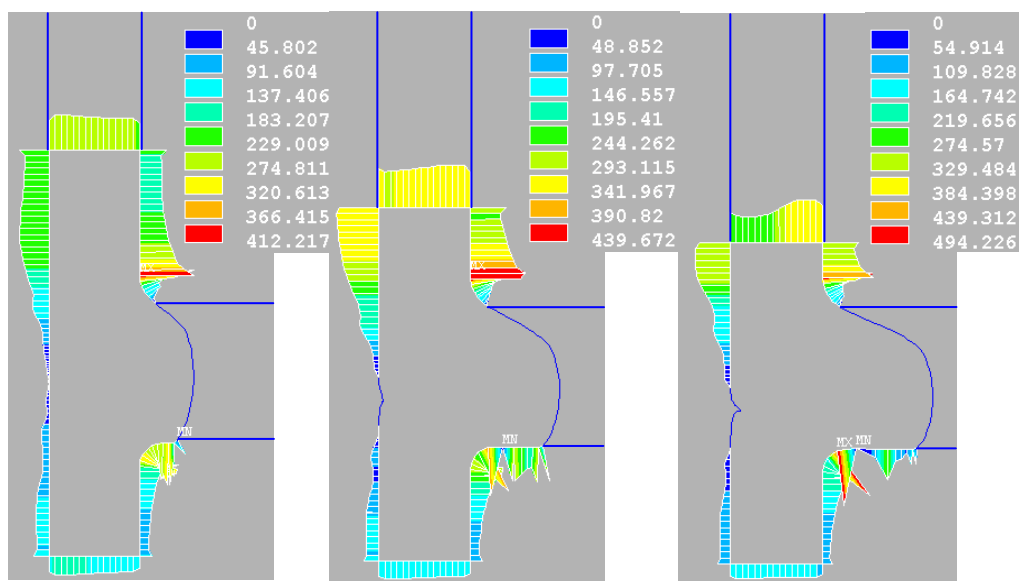


Рис. 3. Распределение контактных давлений по поверхности инструмента в процессе радиального выдавливания с односторонней подачей

Пакет ANSYS обладает возможностью определения контактных напряжений на поверхности инструмента (рис. 3). Как видно из рис. 3 наибольшее значение контактных напряжений возникает в районе переходных кромок на матрицах. Это говорит о том, что при проектировании оснастки необходимо уделять особое внимание данным местам.

Радиальное выдавливание фланца в средней части трубы с односторонней подачей и с дополнительно движущейся матрицей.

Радиальное выдавливание фланца в средней части трубы, на первой стадии движется только главный деформирующий инструмент. Когда набирается фланец, начинается подниматься разъемная матрица со скоростью равной скорости движения пуансона, увеличивая при этом высоту полости под фланец. По этой схеме, возможно, получать детали типа втулки, с высоким фланцем, избегая при этом, такого дефекта как утяжина.

Для моделирования процесса радиального выдавливания фланца на конце трубы выбирали следующие параметры.

Параметры механических свойств: материал заготовки АД1, коэффициент трения между материалом заготовки и инструментом $\mu = 0,05$.

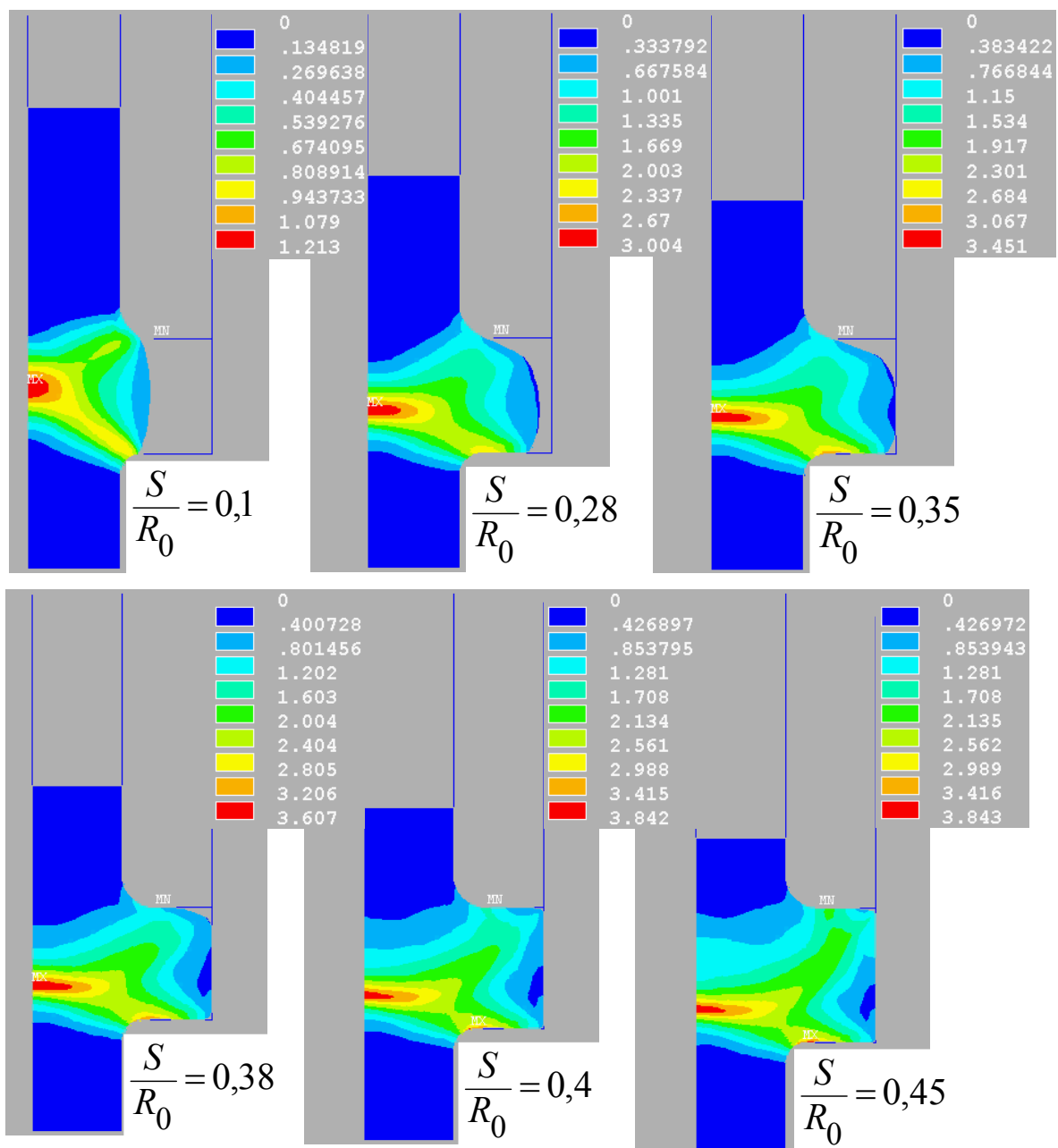


Рис. 4. Поля распределения интенсивности деформаций по сечению заготовки в процессе радиального выдавливания с подвижной матрицей

Геометрические параметры процесса: R_0 – наружный радиус заготовки ($R_0 = 18 \text{ мм}$), R – внутренний радиус заготовки ($R = 14 \text{ мм}$), t – толщина стенки заготовки равная разнице R_0 и R ($t = 4 \text{ мм}$), h – высота приемной полости для выдавливаемого фланца (от $h = 5 \text{ мм}$ до $h = 6 \text{ мм}$), r_1 и r_2 – радиус скругления кромок инструмента ($r_1 = 1,5 \text{ мм}$, $r_2 = 1,0 \text{ мм}$), L – высота заготовки ($L = 22 \text{ мм}$), t_f – величина фланца равная разнице R_0 и R_1 ($t_f = 4 \text{ мм}$), h/t – относительная высота фланца (от $h/t = 1,25$ до $h/t = 1,5$).

На рис. 4 представлены поля распределения интенсивности деформаций по сечению заготовки. Как видно из рисунка очаг деформации по высоте ограничивается высотой приемной полости под фланец, а наибольшая интенсивность деформаций сосредоточена в средней части очага деформации. Максимальное значение интенсивности деформаций находится в пределах 3,85.

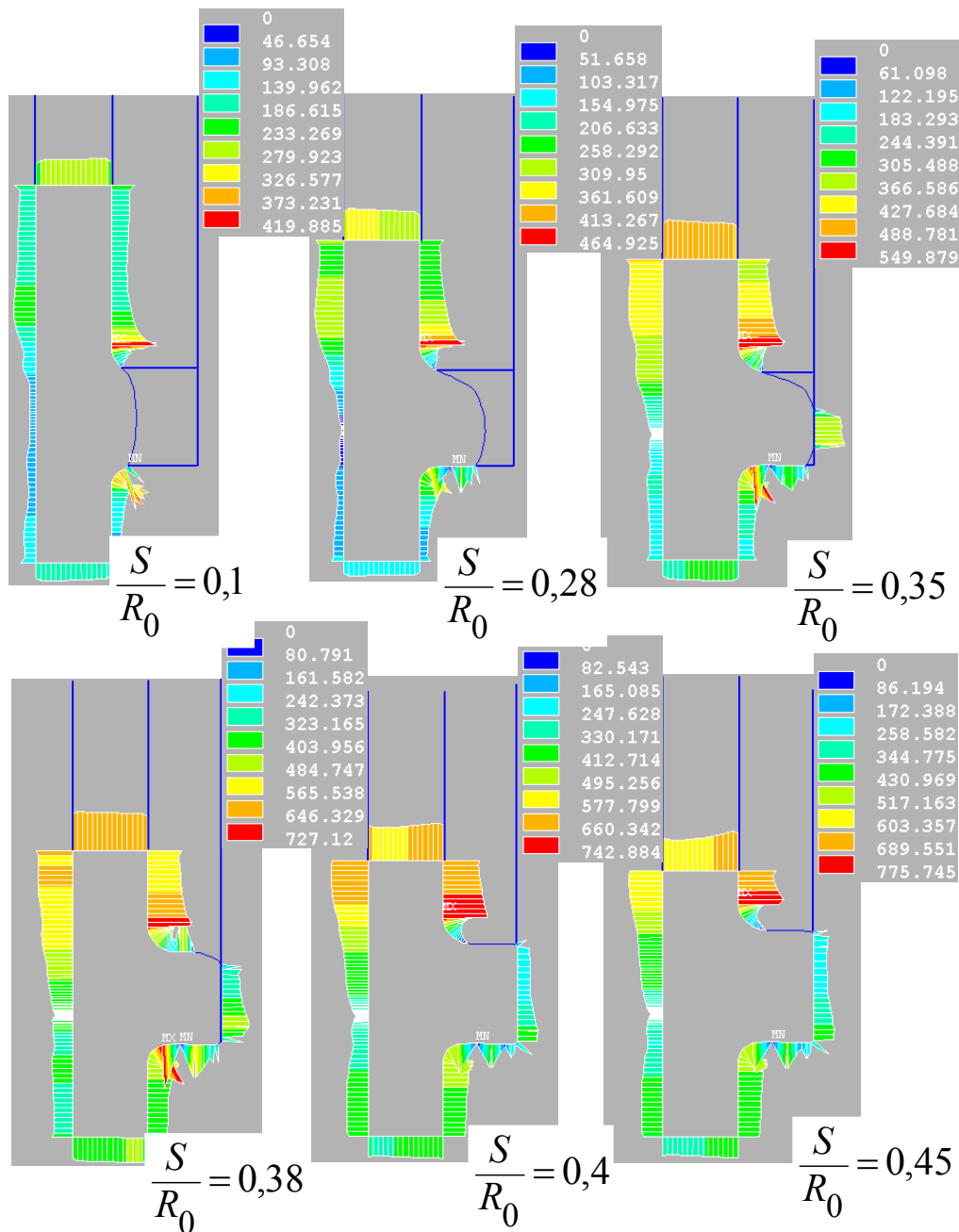


Рис. 5. Распределение контактных давлений по поверхности инструмента в процессе радиального выдавливания с подвижной матрицей

При моделировании процесса радиального выдавливания по данной схеме утяжина которая должна была бы получиться при выдавливания детали с определенными геометрическими параметрами, ее удавалось избежать следующим образом. Вначале производили выдавливание фланца с несколько меньшей высотой, чем требуемая, так, чтобы соотношения h/t , t_f/R_0 и S/R_0 не попадали в область появления утяжины, как показано на рис. 3 и рис. 4. Брали следующие исходные значения: h/t , t_f/t равные 1,25 и 1,0 соответственно. Требуемое значение h/t равно 1,5. Далее, когда полость под фланец полностью заполнялась, производилось поднятие полуматрицы и увеличение высоты полости под фланец.

Используя такой прием, удавалось получать детали с высоким фланцем без утяжины, что невозможно получать по простой схеме радиального выдавливания рис. 1, а.

Так же, как и в схеме с односторонней подачей металла, по данной схеме произведено исследование распределения контактных напряжений на поверхности инструмента в процессе выдавливания.

На первой стадии выдавливания (рис. 5) распределение контактных напряжений идентично предыдущей схеме, т. к. процесс выдавливания дублируется.

На второй стадии выдавливания, когда матрица начинает подниматься, контактное напряжение на нижней кромке уменьшается, а на верхней кромке постоянно возрастает.

ВЫВОДЫ

Методом конечных элементов в пакете ANSYS исследовано деформированное состояние в заготовке в процессах радиального выдавливания с односторонней подачей по обычной схеме и с поднимающейся матрицей. Установлены форам и размер очага деформации. По своей высоте он ограничивается высотой приемной полости под фланец. Наибольшая степень деформаций сосредоточена в центре очага деформации и по ходу движения пуансона смещается вниз.

Установлено распределение контактных напряжений по поверхности инструмента в процессах радиального выдавливания. Наибольшие значения напряжений сосредоточены в зоне переходных кромок. Что говорит о том, что этим местам необходимо уделять особое внимание при проектировании штамповой оснастки и по возможности делать как можно большие радиусы переходов.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Cold Forging of Hollow Cylindrical Components Having an Intermediate Flange – Ubet Analysis and Experiment.* / Н. Kudo, В. Avitzur, Т. Yoshikai, J. Luksaza а. о. // *CIRP Annalen.* – 1980. – № 29. – Р. 129–133.
2. Алиев И. С. *Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания // Кузнечно-штамповочное производство.* – 1990. – № 2. – С. 7–9.
3. Алиева Л. И. *Выдавливание втулок с фланцем / Л. И. Алиева, Р. С. Борисов // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: зб. наук. пр. В 2-х ч. Ч.1. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В. Даля, 2003. – С. 99–105.*
4. Гуменюк Ю. И. *Применение перестроения сетки при конечноэлементном моделировании процесса холодного продольного выдавливания / Ю. И. Гуменюк, С. В. Даниленко, Д. В. Усманов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2004. – С. 235–240.*

Алиева Л. И. – канд. техн. наук, ст. преп. кафедры ОМД ДГМА;
Абхари П. – ассистент кафедры ОМД ДГМА;
Жбанков Я. Г. – аспирант кафедры ОМД ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: omd@dgma.donetsk.ua

УДК 621.7.014.2

Грушко А. В.
Огородников В. А.
Кирица И. Ю.
Еленич Н. П.

ОСОБЕННОСТИ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ В ШЕЙКЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО ОБРАЗЦА

Необходимость анализа напряженно-деформированного состояния в шейке растягиваемого образца связана рядом причин: уточнение предельных деформаций, соответствующих им показателей напряженного состояния, истории деформирования опасных объемов металла, объяснение достаточно высокой пластичности шейкообразующих материалов в шейке и пр. Эта информация важна для построения диаграммы пластичности в жесткой области (как одна из реперных точек) и для построения кривых течения при использовании данных участка шейкообразования диаграммы растяжения [1, 2].

На сегодняшний день существует большое количество публикаций, прямо или косвенно относящихся к данной проблеме, однако, при использовании этих методик вышеупомянутые вопросы так и остаются недостаточно изученными [1–6].

Целью данной работы является моделирование процесса растяжения цилиндрического образца с целью изучения напряженно-деформированного состояния, проведение экспериментов по соответствию модели расчетным данным, исследование напряженно-деформированного состояния методом твердости, а также оценка применимости расчетных зависимостей показателя напряженного состояния и расчетов компонент тензора напряжений и деформаций.

Известные решения напряженно-деформированного состояния в шейке (работы П. Бриджмена, Н. Давиденкова, Н. Спиридоновой) основаны на ряде гипотез, в частности, допускаются а) равномерность интенсивности деформаций во всех точках поперечного сечения; б) равенство окружной и радиальной деформаций. В таком случае интенсивность логарифмических деформаций в шейке будет равна [5]:

$$e_u = 2 \ln \frac{d_0}{d_\sigma}, \quad (1)$$

где d_0 – начальный диаметр образца; d_σ – диаметр шейки разорванного образца.

Показатель напряженного состояния (как один из главных параметров, влияющих на пластичность при постоянных температурно-скоростных условиях деформирования) запишется в виде [3]:

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u} = 1 + 3 \ln \left(1 + \frac{d_\sigma}{4R} \right) \quad \text{или} \quad \eta = 1 + \frac{3d_\sigma}{4R}, \quad (2)$$

где R – минимальный радиус кривизны шейки в меридиональном сечении; σ – гидростатическое давление в точке; σ_u – интенсивность нормальных напряжений.

Характерной особенностью свойств металлов есть тенденция уменьшения их пластичности с увеличением жесткости напряженного состояния (показателя η) при прочих равных условиях, что подтверждается рядом исследователей [3, 4]. Однако при оценке предельных деформаций по приведенным формулам оказывается, что пластичность, рассчитанная по минимальному диаметру шейки, существенно завышается, что входит в некоторое противоречие с наблюдениями [1, 3].

Исследованию подвергались образцы из стали 20 (достаточно пластичная, упрочняемая и хорошо изученная), предварительно проведя операции отжига с целью стабилизации механических свойств. Кривую течения строили по испытанию коротких цилиндрических образцов на сжатие (методика освещена, например [3]) и на растяжение. Степень

деформации рассчитывалась как среднее арифметическое по замерам высоты образца, площади поперечного сечения, изменению размеров квадратной сетки, нанесенной на боковую поверхность образца пирамидкой твердомера. Для уменьшения влияния трения на торцы образца наносилась графитовая смазка с прокладками из свинца и латуни. На растяжение испытывались стандартные десятикратные цилиндрические образцы.

Кривые течения аппроксимировали функцией по П. Людвигу [3, 5]

$$\sigma_u = A e_u^n. \quad (3)$$

Для данного материала относительное удлинение после разрыва $\delta^0 = 20,92\%$, относительное сужение $\psi_{uu} = 71,78\%$. Диаметр шейки $d_{uu} = 5,3$ мм, исходный – $d_0 = 10,0$ мм, минимальный радиус кривизны шейки $R = 3,9$ мм. Максимальная интенсивность деформаций в момент разрыва (1) $e_u = 1,27$.

Коэффициенты аппроксимации $A = 840$ МПа, $n = 0,249$.

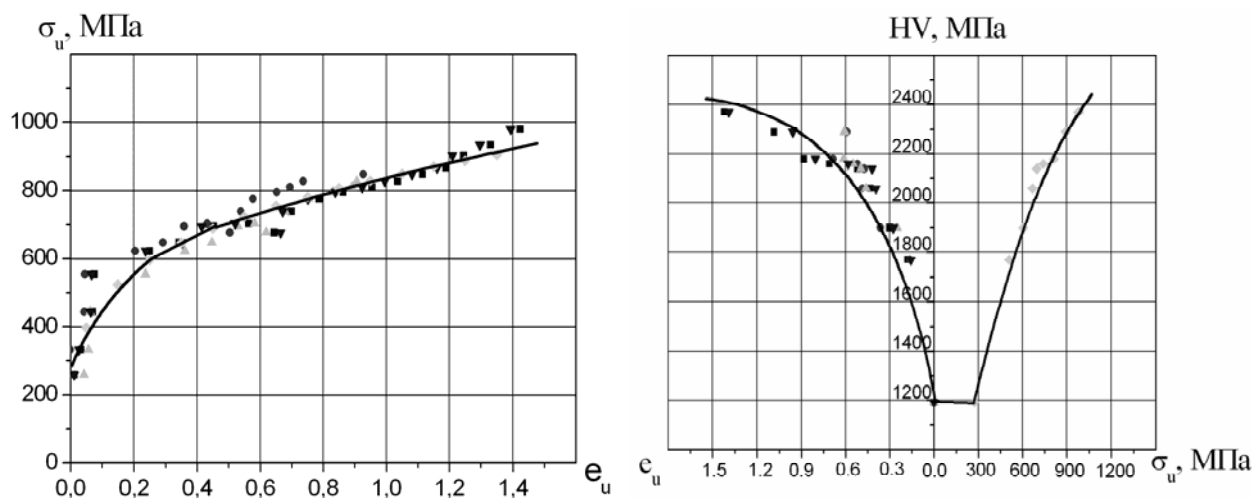


Рис. 1. Кривая течения и градуировочный график стали 20

Для экспериментальной проверки в качестве интегрального показателя примем интенсивность накопленных деформаций, которую найдем по распределению твердости в меридиональном сечении разорванного образца, используя метод твердости [8]. На наш взгляд этот метод наиболее применим в данном случае при анализе напряженно-деформированного состояния.

Для этого разрушенный образец разрезали по меридиональной плоскости вдоль оси, полученные поверхности заливали эпоксидным клеем, шлифовали, полировали до шероховатости $Ra < 0,16$ мкм, и измеряли твердость по Виккерсу HV под нагрузкой 50 Н, как показано на рис. 2.

В соответствии с методом твердости строили градуировочный график – твердость в зависимости от интенсивности напряжений, интенсивности деформаций $HV = f(\sigma_u, e_u)$. Для этого были использованы результаты испытаний на сжатие коротких образцов для построения кривой течения с последующим измерением их твердости в меридиональном сечении по описанной выше методике.

Таким образом, конечный результат по методу твердости представим в виде контурных графиков линий равных твердостей HV, которым отвечают величины достигнутых за всю историю деформирования интенсивности напряжений σ_u (МПа), и с точностью до единой кривой течения интенсивности деформаций e_u .

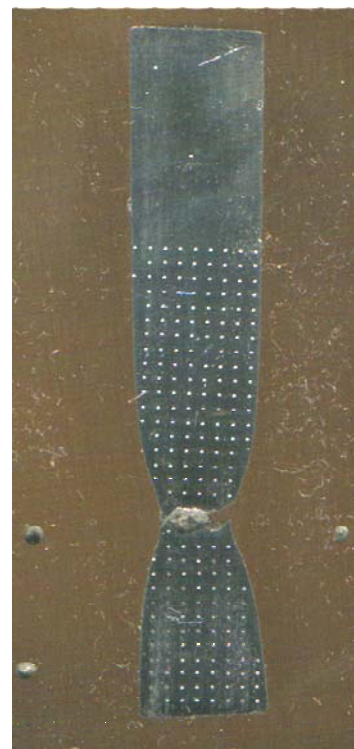


Рис. 2. Измерение твердости на образце

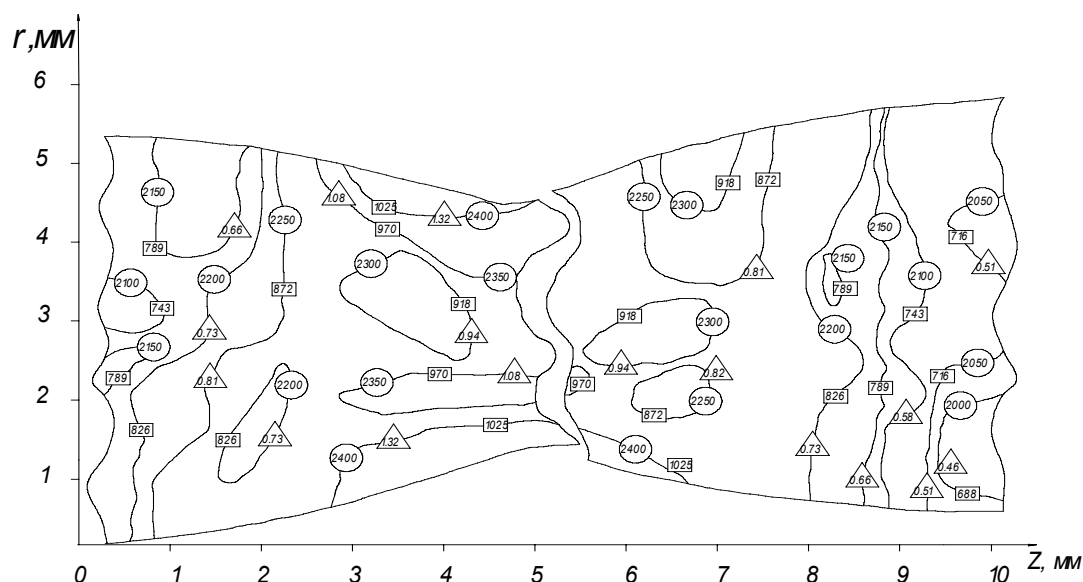


Рис. 3. Линии равных твердостей HV, МПа (в круге), интенсивностей напряжений σ_u , МПа (в квадрате) и накопленных интенсивностей деформаций ϵ_u (в треугольнике)

Исходя из результатов метода твердости, отметим следующее.

1. Наблюдается неравномерность распределения твердости по сечению образца, связанная, вероятно, с возникновением текстуры металла. Максимальная интенсивность деформаций наблюдается на краях, минимальная – на оси образца.

2. Увеличение твердости по краям образца, вероятно, связано с уменьшением жесткости нижележащих областей по сравнению с центральным сечением.

3. Общая неравномерность распределения деформаций, определенная по градуировочному графику связана с естественным разбросом экспериментальных точек градуировочному графику, гипотезой о единой кривой течения и изотропностью материала.

При помощи метода конечных элементов (МКЭ) [6, 7] моделировали процесс растяжения образца. Свойства материала задавались в виде кривой течения (рис. 1). Рассчитанная по методу конечных элементов геометрия образца совпадает с действительной, диаграммы растяжения отвечают экспериментальной кривой (отклонение не более 2%). Следовательно, можно сделать вывод о корректности постановки задачи и расчетов.

На рис. 4 показаны эпюры осевых, окружных и радиальных напряжений и деформации, а также интенсивности напряжений и накопленной интенсивности деформаций в момент, предшествующий разрыву образца.

Исходя из результатов по МКЭ (рис. 4, 5), можно сделать следующие выводы.

1. Допущение о равенности окружных и радиальных логарифмических деформаций (гипотеза Хаара-Кармана) выполняется с достаточной точностью – вблизи оси погрешность минимальна, наибольшее расхождение наблюдается на наружной поверхности в зависимости от деформации образца.

2. Усредненное значение интенсивности логарифмических деформаций, рассчитанных по зависимости (1) соответствует действительности вплоть до разрушения.

3. Максимальная интенсивность деформаций наблюдается на оси образца, минимальная на краях. Отклонение максимальной деформаций до средней по радиусу $e_{u \max} / 0.5(e_{u \max} + e_{u \min})$ составляет менее 5% при интенсивности деформаций до 0,5. При разрыве это соотношение составляет 1,08.

4. Показатель напряженного состояния, соответствующий максимальной деформации существенно превышает значение, рассчитанное по известным зависимостям (2). Это связано, на наш взгляд, с достаточно грубой аппроксимацией зависимости относительного радиуса кривизны и отклонениями описанными выше.

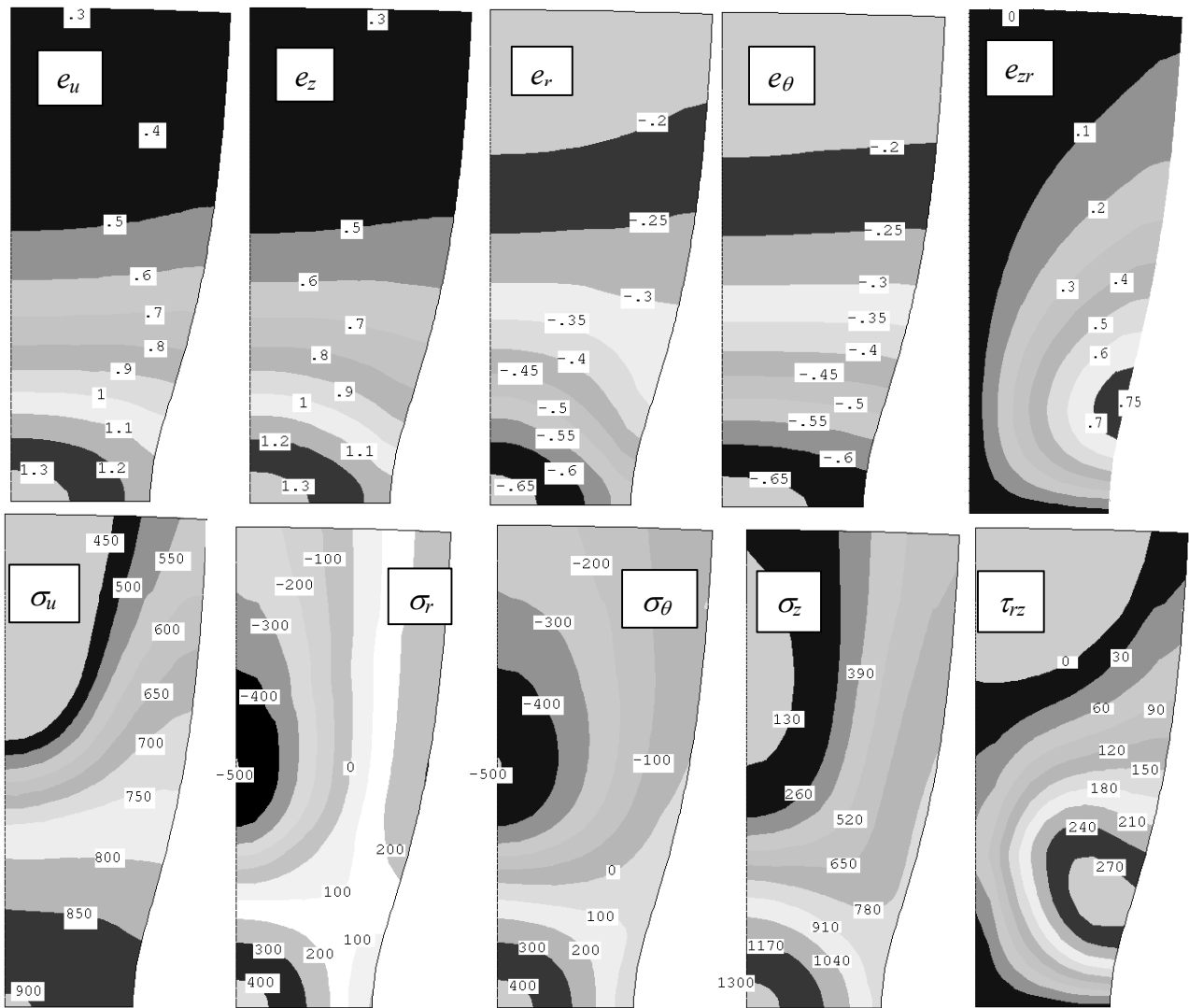


Рис. 4. Результаты расчетов по МКЭ (напряжения в МПа)

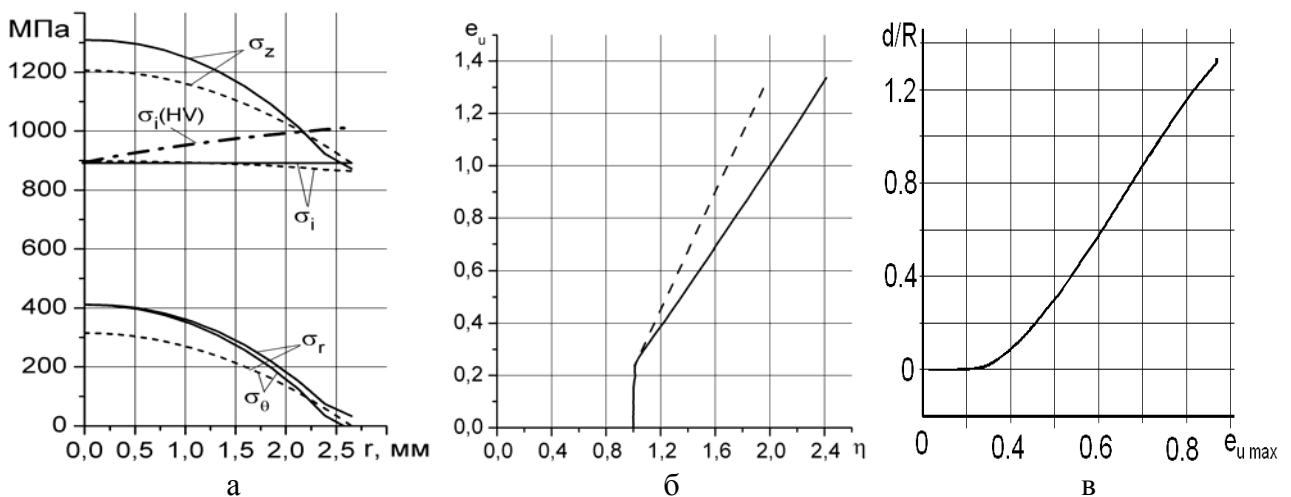


Рис. 5. Сравнение расчета по МКЭ (сплошная линия) и по теоретическим зависимостям [5] (пунктирная линия):

а – напряжения; б – путь деформирования материала в шейке на оси; в – относительный радиус кривизны шейки

5. Траектория пути деформирования опасной точки соответствует более жесткой схеме напряженного состояния, чем до этого считалось ранее [1–6] (рис. 5, б).

6. Общая тенденция распределения интенсивности напряжений, деформаций качественно (с учетом статистического разброса) соответствует известным аналитическим решениям и полученным из методов твердости и МКЭ.

7. Градиент деформаций $|\text{grad}(\dot{a}_u)| = \sqrt{\left(\frac{\partial \dot{a}_u}{\partial z}\right)^2 + \left(\frac{\partial \dot{a}_u}{\partial r}\right)^2}$ на оси перед разрушением достигает $0,08 \text{ мм}^{-1}$, следовательно, нужно учитывать его влияние на пластичность металла [1].

ВЫВОДЫ

1. Существующие аналитические зависимости определения напряженно-деформированного состояния в минимальном сечении шейки образца [5] с достаточной для практических результатов точностью соответствуют действительности.

2. Расчет показателя напряженного состояния η по формулам (2) в опасной области дает заниженное значение - в исследуемом случае около 30 %.

3. Распределение твердости и накопленных деформаций в осевом сечении шейки имеет достаточно большую неравномерность, что связано с неизбежной идеализацией свойства материала, гипотезой о единой кривой течения и экспериментальными погрешностями.

4. Повышение пластичности в шейке при растяжении, получившее оценку как аномальное [1], следует объяснять с позиций особенности накопления повреждений с учетом третьего инварианта тензора напряжений или иных показателей напряженного состояния, а также градиента интенсивности накопленных деформаций.

ЛИТЕРАТУРА

1. Огородников В. А. Диаграммы пластичности и особенности их построения / В. А. Огородников, И. Ю. Кирица, В. И. Музычук // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: темат. зб. наук. пр. – Краматорськ, 2006. – С. 251–255.
2. Грушко А. В. Построение кривых течения материалов с учетом шейкообразования / А. В. Грушко, В. А. Огородников, В. И. Музычук // Кузнечно-штамповочное производство «Обработка металлов давлением». – 2007. – № 8. – С. 16–20.
3. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / В. А. Огородников. – К.: УМК ВО, 1989. – 152 с.
4. Колмогоров В. Л. Напряжения, деформации, разрушение / В. Л. Колмогоров. – М.: Металлургия, 1970. – 229 с.
5. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести: учебник для студентов ВУЗов / Н. Н. Малинин. – [изд. 2-е, перераб. и доп.]. – М.: Машиностроение, 1975. – 400 с.: ил.
6. Унксов Е. П. Теорияковки и штамповки: Учеб. пособие для студентов машиностроительных и металлургических специальностей вузов / [Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров, В. А. Огородников и др.]; под общ. ред. Е. П. Унксова, А. Г. Овчинникова. – [2-е изд., перераб. и доп.]. – М.: Машиностроение, 1992. – 720 с.
7. Иванов К. М. Метод конечных элементов в технических задачах ОМД: учебное пособие / К. М. Иванов, В. С. Шевченко, Э. Е. Юргенсон. – СПб.: Институт машиностроения, 2000. – 217 с.
8. Дель Г. Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости / Г. Д. Дель. – М.: Машиностроение, 1971. – 200 с.

Грушко А. В. – канд. техн. наук, доц. ВНТУ;

Огородников В. А. – д-р техн. наук, проф. ВНТУ;

Кирица И. Ю. – канд. техн. наук, ВНТУ;

Еленич Н. П. – помощник ректора ВГАУ.

ВНТУ – Винницкий национальный технический университет;

ВГАУ – Винницкий государственный аграрный университет.

E-mail: grushko@svitonline.com

УДК 621. 777. 01

Алиев И. С.
Грудкина Н. С.
Мартынов С. В.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛ РАСКРЫТИЯ ОПРАВКИ ПРИ РАДИАЛЬНОМ ВЫДАВЛИВАНИИ ВНУТРЕННИХ ФЛАНЦЕВ

Для получения деталей типа втулок с внутренним фланцем используют наряду с традиционными методами обработки металлов, такими как литье, механообработка, горячая объемная штамповка, способы точной объемной штамповки выдавливанием, проводимой на холодно. Выдавливание позволяет получать детали, требующие минимальной обработки резанием, а иногда и полностью исключает применение последней. При этом повышается коэффициент использования металла, улучшается качество поверхности, динамическая и статическая прочность детали.

Одним из эффективных способов получения полых деталей с внутренним фланцем является радиальное выдавливание фланца из трубчатой заготовки, характеризующееся течением металла в поперечном к оси направлении. Характерной особенностью процесса радиального выдавливания является сложный режим силового воздействия, как на деформируемую заготовку, так и на элементы штамповой оснастки. При этом, как показано в работах [1–3], на силовой режим процесса выдавливания влияние оказывают многие факторы: геометрия радиальной полости; геометрия переходных кромок матрицы; условия контактного трения, а на работоспособность штампов с разъемными деформирующими узлами - значительное усилие раскрытия [4, 5]. Поэтому задачей теоретического анализа процессов выдавливания в разъемных деформирующих узлах является определение, как усилия выдавливания, так и усилия раскрытия деталей штампа.

Цель данного исследования – определение усилия раскрытия формообразующих деталей штампа при радиальном выдавливании внутренних фланцев.

Для решения поставленной задачи, т.е. анализа силового режима деформирования и раскрытия оправки при радиальном выдавливании используем энергетический метод [6]. Объем деформируемого металла условно разбит на ряд элементарных зон (рис. 1, а), из которых зону 1 принимаем «жесткой», а остальными пластическими. Принимаем, что деформируемый материал однороден и неупрочняем ($\sigma_i = \sigma_s$), скорость движения пуансона и виртуальная скорость раскрытия оправки постоянны и равны соответственно V_0 и W_0 , касательные напряжения на контакте постоянны и пропорциональны σ_s , т. е.:

$$\tau_k = \mu \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s, \quad (0 \leq \mu \leq 0.5).$$

Принятая модель течения описывается следующими зависимостями для осевых и радиальных компонент векторов скоростей соответствующих зон (осесимметричная задача):

1-я зона:

$$V_z = -V_0, \quad V_r = 0;$$

2-я зона:

$$V_z = -\frac{V_0}{h_1} z, \quad V_r = \frac{V_0}{2h_1} r - \frac{V_0 R_1^2}{2h_1 r};$$

3-я зона:

$$V_z = -\frac{W_0}{h_1} z, \quad V_r = W_0 \frac{r^2 - R^2}{2h_1 r} - V_0 \frac{(R_1^2 - R^2)}{2h_1 r}. \quad (1)$$

где: V_0, W_0 – скорость перемещения пуансона и виртуальная скорость перемещения оправки.

Для вычисления интенсивности скоростей деформаций используем выражение:

$$\dot{\varepsilon}_i = \sqrt{\frac{2}{3} (\dot{\varepsilon}_r^2 + \dot{\varepsilon}_Q^2 + \dot{\varepsilon}_z^2 + \frac{1}{2} \dot{\gamma}_{rz}^2)}. \quad (2)$$

Компоненты тензора скорости деформации при этом определяются следующим:

$$\dot{\varepsilon}_r = \frac{\partial V_r}{\partial r}; \quad \dot{\varepsilon}_Q = \frac{\partial V_r}{r}; \quad \dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial V_z}{\partial z}; \quad \dot{\gamma}_{rz} = \frac{\partial V_z}{\partial r} + \frac{\partial V_r}{\partial z}. \quad (3)$$

и имеет следующий вид для зон:

1-я зона:

$$\dot{\varepsilon}_z = 0; \quad \dot{\varepsilon}_r = 0; \quad \dot{\varepsilon}_Q = 0; \quad \dot{\gamma}_{rz} = 0.$$

2-я зона:

$$\dot{\varepsilon}_z = -\frac{V_0}{h}; \quad \dot{\varepsilon}_r = \frac{V_0}{2h} + \frac{V_0 R_1^2}{2hr^2}; \quad \dot{\varepsilon}_Q = \frac{V_0}{2h} - \frac{V_0 R_1^2}{2hr^2}; \quad \dot{\gamma}_{rz} = 0.$$

3-я зона:

$$\dot{\varepsilon}_z = -\frac{W_0}{h_1}; \quad \dot{\varepsilon}_r = \frac{W_0}{2h_1} + W_0 \frac{R^2}{2h_1 r^2} + V_0 \frac{(R_1^2 - R^2)}{2h_1 r^2}; \quad \dot{\varepsilon}_Q = W_0 \frac{r^2 - R^2}{2h_1 r^2} - V_0 \frac{(R_1^2 - R^2)}{2h_1 r^2}; \quad \dot{\gamma}_{rz} = 0.$$

$\dot{\gamma}_{rz}$ для всех зон равно нулю.

Проверка показала, что для всех зон условие несжимаемости соблюдено, т. е.:

$$\dot{\varepsilon}_r + \dot{\varepsilon}_Q + \dot{\varepsilon}_z = 0.$$

Скорости, выраженные формулами (1) кинематически возможны, так как они удовлетворяют условию несжимаемости (постоянства объема металла) и кинематическим граничным условиям.

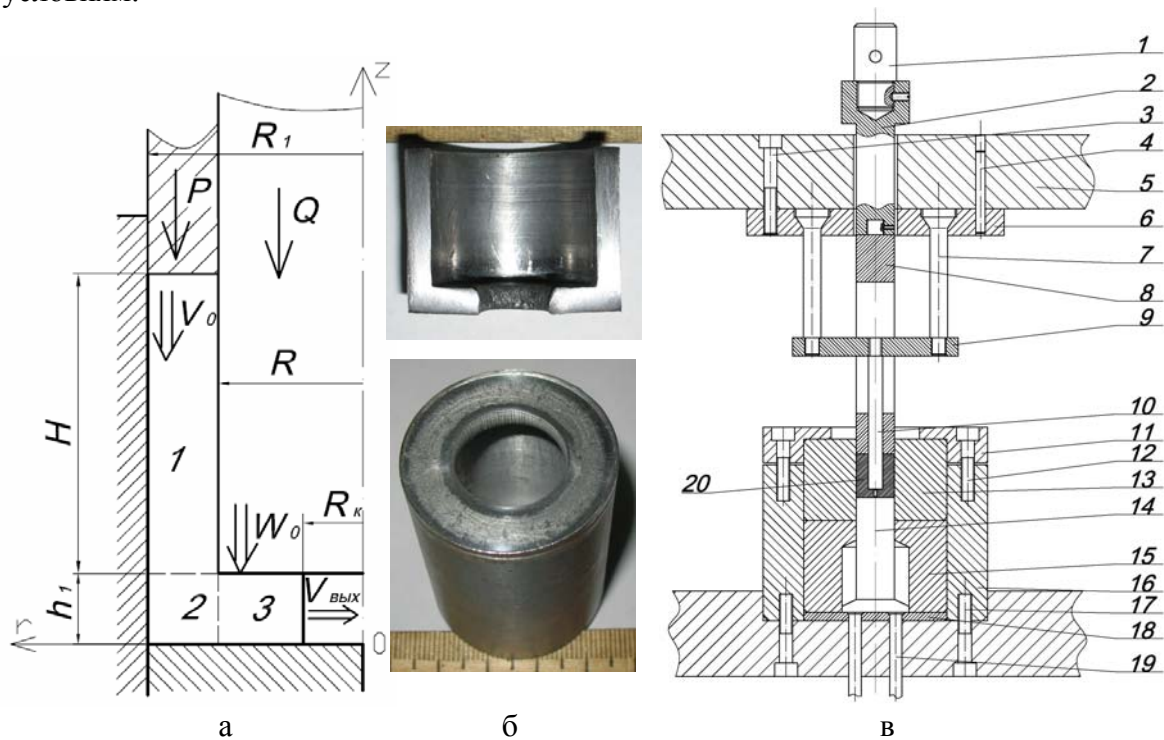


Рис. 1. Схема процесса радиального выдавливания внутреннего фланца (а), втулки с внутренним фланцем (б), схема штампа для выдавливания деталей с внутренним фланцем (в)

Для 3-ей зоны проводим линеаризацию интенсивности скорости деформации. После предварительных расчетов используем приближенные линеаризованные зависимости:

$$\dot{\varepsilon}_{i3} = 1.08|\dot{\varepsilon}_{\max}| = 1.08|\dot{\varepsilon}_r| = \frac{W_0}{2h_1} + W_0 \frac{R^2}{2h_1 r^2} + V_0 \frac{(R_1^2 - R^2)}{2h_1 r^2} \quad (4)$$

где $\dot{\varepsilon}_{\max}$ – максимальное по модулю значение интенсивности скорости деформации.

Значения удельных усилия деформирования p и усилий раскрытия оправки q определяем из условия равенства мощностей внешних и внутренних сил на кинематически возможных скоростях перемещений:

$$N_a = p\pi(R_0^2 - R^2)V_0 + q\pi(R^2 - R_k^2) = \sum^3 N_d + \sum^2 N_c + \sum^7 N_t = \quad (5)$$

$$= N_{d2} + N_{d3} + N_{c2-1} + N_{c3-2} + N_{t2-м} + N_{t2-дно} + N_{t3-опр} + N_{t3-дно} + N_{t1-м} + N_{t1-опр}$$

где N_{d2}, N_{d3} – мощности пластической деформации в зонах 2, 3;

N_{c2-1}, N_{c3-2} – мощности сил среза на поверхностях разрыва скоростей между зонами 1 и 2, 2 и 3;

$N_{t2-м}, N_{t2-дно}, N_{t3-опр}, N_{t3-дно}, N_{t1-м}, N_{t1-опр}$ – мощности сил контактного трения заготовки и инструмента между зонами 1 и матрицей, 1 и оправкой, 2 и матрицей, 2 и контрпуансоном, 3 и контрпуансоном, 3 и матрицей.

После вычисления мощностей сил пластической деформации, среза и контактного трения на соответствующих плоскостях, производим группировку членов уравнения, содержащих активные и виртуальные скорости перемещения (пуансона и оправки). Произведя перегруппировку членов уравнения, содержащих скорости перемещения пуансона V_0 и оправки W_0 после сокращения на площади контактных поверхностей, скорости перемещения и на сопротивление деформированию получим зависимости для определения значений приведенного давления выдавливания и приведенного давления раскрытия оправки.

Находим приведенное давление деформирования \bar{p} и раскрытия оправки \bar{q} :

$$\bar{p} = \frac{p}{\sigma_s} = \frac{N_a(V_0)}{\pi\sigma_s V_0 (R_0^2 - R^2)}; \quad \bar{q} = \frac{q}{\sigma_s} = \frac{N_a(W_0)}{\pi\sigma_s W_0 (R^2 - R_k^2)}. \quad (6)$$

Тогда:

$$\bar{p} = \frac{\frac{2}{\sqrt{3}} R_1^2 - \sqrt{R^4 + \frac{R_1^4}{3}} + \frac{R_1^2}{2\sqrt{3}} \ln \left| \frac{\left(\frac{R_1^2}{\sqrt{3}}\right) \left(\sqrt{R^4 + \frac{R_1^4}{3}} + \frac{R_1^2}{\sqrt{3}}\right)}{\left(\frac{3R_1^2}{\sqrt{3}}\right) \left(\sqrt{R^4 + \frac{R_1^4}{3}} - \frac{R_1^2}{\sqrt{3}}\right)} \right|}{R_1^2 - R^2} + 1.08 \ln \frac{R_1}{R} +$$

$$+ \frac{2R_1^2 - R_1 R - R^2}{3\sqrt{3}h_1(R_1 + R)} + \frac{Rh_1}{\sqrt{3}(R_1^2 - R^2)} + \frac{4\mu_s R_1(H - h_1)}{\sqrt{3}(R_1^2 - R^2)} + \frac{4\mu_s R(H - h_1)}{\sqrt{3}(R_1^2 - R^2)} + \frac{2\mu_s R_1 h_1}{\sqrt{3}(R_1^2 - R^2)} +$$

$$+ \frac{2\mu_s R_1^2}{\sqrt{3}h_1(R_1 + R)} - \frac{2\mu_s(R_1^2 + R_1 R + R^2)}{3\sqrt{3}h_1(R_1 + R)} + \frac{4\mu_s(R - R_k)}{\sqrt{3}h_1};$$

$$\bar{q} = \frac{1.08(R_1^2 - R^2)}{2(R^2 - R_k^2)} + \frac{1.08R^2}{(R^2 - R_k^2)} \ln \left(\frac{R_1}{R} \right) - \frac{Rh_1}{\sqrt{3}(R^2 - R_k^2)} - \frac{4\mu_s(R^2 + RR_k + R_k^2)}{3\sqrt{3}h_1(R + R_k)} + \frac{4\mu_s R^2}{\sqrt{3}h_1(R + R_k)}. \quad (7)$$

Полученные выражения для упрощения вычислений можно представить в виде безразмерных величин:

$$\bar{p} = \frac{\beta R_1^2 - \sqrt{R^4 + \frac{1}{3}} + \frac{\beta}{4} \ln \left| \frac{\left(\frac{\beta}{2}\right) \left(\sqrt{R^4 + \frac{1}{3}} + \frac{\beta}{2}\right)}{\left(\frac{3\beta}{2}\right) \left(\sqrt{R^4 + \frac{1}{3}} - \frac{\beta}{2}\right)} \right|}{1 - R^2} + 1.08 \ln \frac{1}{R} + \frac{\beta(2 - R - R^2)}{6h_1(1 + R)} + \frac{\beta R h_1}{2(1 - R^2)} +$$

$$+ \frac{2\beta\mu_s(H - h_1)}{(1 - R^2)} + \frac{2\beta\mu_s R(H - h_1)}{(1 - R^2)} + \frac{\beta\mu_s h_1}{(1 - R^2)} + \frac{\beta\mu_s}{h_1(1 + R)} - \frac{\beta\mu_s(1 + R + R^2)}{3h_1(1 + R)} + \frac{2\beta\mu_s(R - R_k)}{h_1},$$

$$\bar{q} = \frac{1.08(1 - R^2)}{2(R^2 - R_k^2)} + \frac{1.08R^2}{(R^2 - R_k^2)} \ln\left(\frac{1}{R}\right) - \frac{\beta R h_1}{2(R^2 - R_k^2)} - \frac{2\beta\mu_s(R^2 + RR_k + R_k^2)}{3h_1(R + R_k)} + \frac{2\beta\mu_s R^2}{h_1(R + R_k)}, \quad (8)$$

где β – коэффициент равный $\frac{2}{\sqrt{3}}$, $\bar{R} = \frac{R}{R_1}$; $\bar{R}_k = \frac{R_k}{R_1}$; $\bar{h}_1 = \frac{h_1}{R_1}$; $\bar{H} = \frac{H}{R_1}$.

Графический анализ зависимостей (8) дан на рис. 2, а. Увеличение давления раскрытия вызывается снижением как относительной толщины фланца \bar{h}_1 , так и относительного радиуса кромки \bar{R}_k . В первом случае возрастает степень деформирования при поперечном выдавливании, а во втором – объем деформируемого во фланцевой зоне металла. Влияние толщины фланца становится наиболее ощутимым при увеличении коэффициента трения μ_s . В начальной стадии выдавливания при \bar{R}_k равном 0,7 наблюдаются максимальные значения приведенного усилия раскрытия, что обуславливает износ и затупление острой переходной, от боковой цилиндрической поверхности к торцу, кромки оправки. При этом следует отметить, что усилие раскрытия незначительное вследствие малой площади контакта металла и оправки во фланцевой зоне.

В результате математического моделирования в пакете QForm получены графики изменения усилий выдавливания и раскрытия оправки в зависимости от хода деформирования, приведенные на рис. 2, б. Граничные условия для осесимметричной задачи задавались в следующем виде:

1) упрочнение алюминиевого материала АМцМ описывалось кривой упрочнения $\sigma_s = 191,55e^{0.202}$ МПа при скорости деформации $0,25 \text{ с}^{-1}$, полученной по экспериментальным данным при осадке цилиндрических образцов; плотность материала 2730 кг/м^3 ; модуль Юнга 68900 МПа ; коэффициент Пуассона $0,33$;

2) коэффициент трения по Леванову $0,08$;

3) скорость перемещения деформирующего инструмента 1 мм/с , инструмент абсолютно жесткий.

Интересной особенностью силового режима раскрытия является смена направления воздействия усилия раскрытия. На начальной стадии процесса, когда заготовка имеет большую высоту и площадь контакта с оправкой, силы трения заготовки о оправку приводят к тому, что усилие раскрытия получается положительным, т.е. направлено в направлении движения пуансона. Затем, по мере заполнения поперечной полости, наблюдается рост усилия раскрытия со сменой знака, т.е. оправка «раскрывается» в противоположном направлении движению пуансона. Это вызвано как увеличением площади контакта металла с торцом оправки, так и упрочнением металла.

Давления раскрытия при радиальном выдавливании, рассчитанные с использованием зависимости (8), а также с помощью конечно-элементного моделирования в пакете QForm имеют хорошее совпадение с экспериментальными результатами, полученными при деформировании алюминиевых и свинцовых заготовок (превышение над экспериментальными данными соответственно на 20 и 5 %).

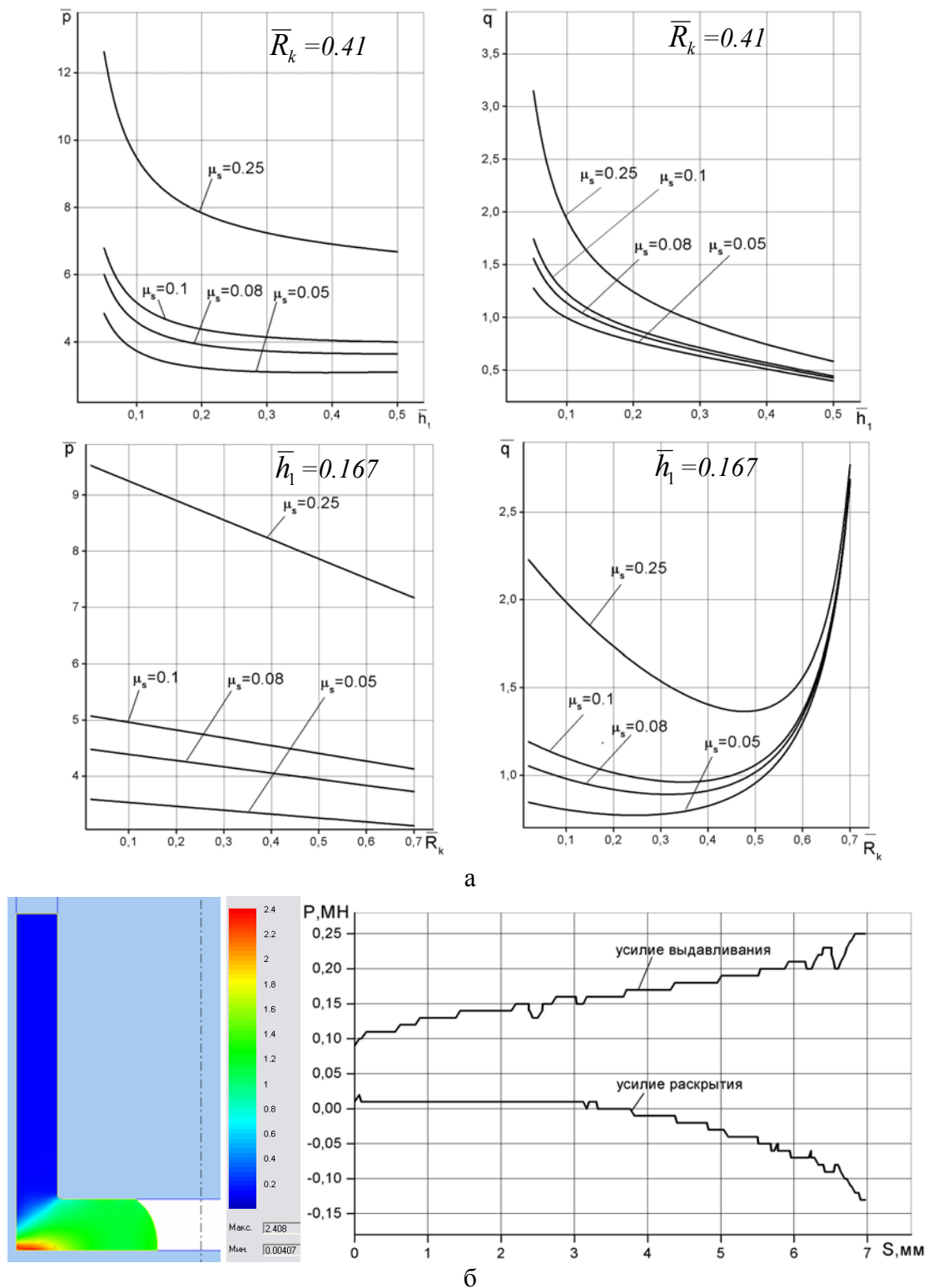


Рис. 2. Приведенное давление деформирования и раскрытия оправки, полученное энергетическим методом (а); усилие выдавливания и раскрытия, полученное в QForm (б)

Для получения втулок с внутренним фланцем предложен штамп для прессов двойного действия (см. рис. 1, в). Штамп для выдавливания содержит верхнюю плиту 5, к которой крепится с помощью винтов 3 и центрируется штифтом 4 тягодержатель 6 с тягами 7, которые держат траверсу 9, которая крепит верхнюю оправку 10, находящуюся в полном пуансоне 8, который крепится в пуансонодержателе 2, удерживаемого в ползуне хвостовиком 1. Матрица 13 находится в контейнере 16 и фиксируется крышкой 11, которая соединена с контейнером

винтами 12. Матрица опирается на подкладку 15 в которой перемещается контрпуансон 14. Толкатели 19 за головки удерживаются оправкодержателем 18. Контейнер 16 крепится к нижней плите винтами 17.

Штамп работает следующим образом. В исходном состоянии верхняя плита 5 внешнего ползуна и пуансонодержатель 2 находятся сверху, пуансон 8 с траверсой 9 и оправкой 10 находятся в поднятом состоянии. После закладки мерной заготовки 20 в приемную полость матрицы 13 внешний ползун прессы осуществляет ход, перемещая вниз верхнюю плиту 5 с закрепленными на ней тягодержателем 6 с тягами 7, траверсой 9 и оправкой 10. Оправка входит в полость матрицы 13, при этом образовывается радиальная полость. Полный пуансон 8 делает рабочий ход и осуществляется радиальное выдавливание внутреннего фланца из трубчатой заготовки 20 в зазор между оправкой 10 и контрпуансоном 14. После обратного хода внутреннего ползуна с пуансоном 8, поднимается внешний ползун перемещая верхнюю плиту 5, тяги 7, траверсу 9 и оправку 10. Полученная деталь с внутренним фланцем удаляется с помощью контрпуансона 14 и толкателей 19.

ВЫВОДЫ

Энергетическим методом получены расчетные зависимости приведенного давления деформирования и раскрытия оправки при радиальном выдавливании внутренних фланцев из трубчатой заготовки. Установлено влияние высоты фланца, внутреннего радиуса фланца и трения на силовые параметры процесса формообразования втулок с внутренним фланцем. Проведено конечно-элементное моделирование силового режима выдавливания фланца в пакете QForm. Превышение расчетных данных над экспериментальными составило для энергетического метода – 20 %, а для метода конечных элементов – 5 %. Предложена схема штампа для выдавливания внутренних фланцев на прессе двойного действия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Алиев И. С. Исследование процесса выдавливания деталей с утолщениями в разъемной матрице / И.С. Алиев, Ф. Э. Азадов, О. К. Савченко // Известия вузов. Черная металлургия. – 1990. – № 4. – С. 42 – 44.
2. Савченко О. К. Проектирование штампов с разъемными матрицами / О. К. Савченко, А. И. Лобанов // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении : сб. научн. тр. – Вып. 4. – Краматорск, 1998. – С. 406–410.
3. Алиев И. С. Проектирование штампов с подвижными и разъемными матрицами / И. С. Алиев, В.А. Овчаренко, А. И. Лобанов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ – Хмельницький : ДДМА, 2002. – С. 423–427.
4. Алиева Л. И., Борисов Р. С., Лобанов А. И. Верхняя оценка силовых параметров при выдавливании инструментом с криволинейным профилем / Л. И. Алиева, Р. С. Борисов, А. И. Лобанов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – ДДМА Краматорськ, 2004. – С. 340–344.
5. Проектирование процессов выдавливания в разъемных матрицах / Л. И. Алиева, Р. С. Борисов, А. И. Лобанов, И. Г. Савчинский // Известия ТулГУ. Серия. Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением. – Тула : ТулГУ. – Вып. 2.– 2004. – С. 132–139.
6. Степанский Л. Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением / Л. Г. Степанский. – М. : Машиностроение, 1979. – 215 с.

Алиев И. С. – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой ОМД ДГМА;

Грудкина Н. С. – аспирант ДГМА;

Мартынов С. В – ассистент кафедры ОМД ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: pnir@dgma.donetsk.ua

УДК 621.73.042

Хван А. Д.
Евдокимова Н. А.

ИЗОТРОПНОЕ УПРОЧНЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ РЕВЕРСИВНЫМ КРУЧЕНИЕМ

Большинство начально-изотропных металлов при пластическом деформировании становятся анизотропными относительно своих механических свойств. Однако можно задать такую историю нагружения, при которой деформированный материал восстанавливает изотропию свойств, например, по условному пределу текучести $\sigma_{0,2}$. В данном случае на конечном этапе немонотонного формоизменения координаты центра поверхности нагружения (добавочные напряжения) α_{ij} ($i, j = 1, 2, 3$), изменяющиеся при пластической деформации и образующие девиатор согласно модели тела с анизотропным упрочнением [1] должны быть равными нулю. В связи с этим для анизотропно упрочняющихся металлов будет реализован эффект восстановления изотропии свойств, но уже улучшенных их характеристик прочности.

В работе [2] представлены теоретические и опытные данные, подтверждающие возможность осуществления указанного эффекта знакопеременным нагружением цилиндрического образца в условиях линейного напряженного состояния. Важным с точки зрения изучения свойств металлов является также исследование возможности реализации указанного эффекта и при других путях немонотонного нагружения.

В статье рассматривается эффект восстановления изотропии механических свойств металлов при реверсивном кручении тонкостенных трубок, в которых можно с достаточной степенью точности реализовать однородное напряженное состояние в условиях чистого сдвига. При этом для описания пластического состояния деформируемого металла используется модель Г. Бакхауза [3], согласно которой компоненты координат центра поверхности нагружения будут определяться по формуле:

$$\alpha_{ij} = \frac{1 - \beta(e)}{3} \sigma_0(e) \frac{d\varepsilon_{ij}}{de} - \frac{1}{3} \int_0^e [1 - \beta(e^*)] \sigma_0(e^*) \varphi(e - e^*) \frac{d^2 \varepsilon_{ij}}{de^{*2}} de^* . \quad (1)$$

Здесь $\sigma_0(e)$ – интенсивность напряжений, являющаяся функцией накопленной деформации e ; $de = \sqrt{2de_{ij}de_{ij}/3de}$ – приращение накопленной деформации; de_{ij} – компоненты приращений пластических деформаций; e^* – переменная интегрирования; $\beta(e)$ – параметр, характеризующий эффект Баушингера; $\varphi(e - e^*)$ – наследственная функция (или функция «памяти» материала), отражающая свойства металла запоминать предыдущую историю нагружения.

В данной модели предполагается независимость функций $\sigma_0(e)$, $\beta(e)$, $\varphi(e)$ от вида напряженного состояния и истории нагружения и они рассматриваются как используемые в модели характеристики материала.

Если же в процессе пластического деформирования координата центра поверхности нагружения будет равна:

$$\alpha_{ij} = 0, \quad (2)$$

то материал упрочняется изотропно.

Пусть тонкостенная трубка скручивается в прямом направлении (например, по часовой стрелке) до накопленной деформации ε_1 , затем после полной разгрузки деформируется в обратном направлении (против часовой стрелки) до накопленной деформации ε_2 . Тогда согласно выражению (1), записанному в цилиндрической системе координат (z, ρ, η) , получим

$$\left. \begin{aligned} \alpha_z = \alpha_\eta = \alpha_\rho = \alpha_{\rho\eta} = \alpha_{\rho z} = 0; \\ \alpha_{z\eta} = \frac{1 - \beta(\varepsilon_2)}{3} \sigma_0(\varepsilon_2) \left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de} \right)_{e=\varepsilon_2} - \frac{1}{3} [1 - \beta(\varepsilon_1)] \times \sigma_0(\varepsilon_1) \varphi(\varepsilon_2 - \varepsilon_1) \left[\left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de} \right)_2 - \left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de} \right)_1 \right] \end{aligned} \right\}, \quad (3)$$

где производная $\left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de}\right)_2$ рассматривается в момент начала пластического кручения в обратном направлении. Здесь индексами «1» и «2» отмечены кручение заготовки соответственно в прямом и обратном направлении.

На основании равенства $\alpha_{z\eta} = 0$, с учетом анализа деформированного состояния получим уравнение для определения деформации ε_2 , при которой материал вновь становится изотропным по механическим свойствам, например, по условному пределу текучести:

$$[1 - \beta(\varepsilon_2)]\sigma_0(\varepsilon_2) = 2[1 - \beta(\varepsilon_1)]\sigma_0(\varepsilon_1)\varphi(\varepsilon_2 - \varepsilon_1). \quad (4)$$

Оценку эффекта восстановления изотропии механических свойств для деформируемых трубок можно провести по величине условного предела текучести на растяжение $\sigma_{P0,2}$ в зависимости от направления деформирования. Если рассматривать кручение трубки только в одном направлении до накопленной деформации ε_1 , то напряженно-деформированное состояние в ней при последующем растяжении будет определяться соотношениями

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_{z\eta} = d\varepsilon_{\rho\eta} = d\varepsilon_{\rho z} = 0; d\varepsilon_z = -2d\varepsilon_\rho = -2d\varepsilon_\rho = de; \\ S_{z\eta} = S_{\rho\eta} = S_{z\rho} = 0; \\ S_z = -2S_\eta = -2S_\rho = \frac{2}{3}\sigma_\rho = \frac{2}{3}\sigma_0(e)\frac{d\varepsilon_z}{de} - \frac{1}{3}[1 - \beta(\varepsilon_1)]\sigma_0(\varepsilon_1)\varphi(e - \varepsilon_1)\left[\left(\frac{d\varepsilon_z}{de}\right)_2 - \left(\frac{d\varepsilon_z}{de}\right)_1\right]. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Здесь σ_ρ – нормальное растягивающее напряжение в поперечном сечении трубки; индексы «1» и «2» указывают на циклы деформирования заготовки соответственно при кручении и растяжении; $d\varepsilon_z = 0$ при кручении заготовки; $d\varepsilon_z = de$ при растяжении заготовки. В этом выражении примем также в первом приближении $(d\varepsilon_z / de) \approx 1$.

Если же рассматривается сжатие заготовки после ее закручивания, то в соотношениях (5) следует принять:

$$S_z = -2S_\eta = -2S_\rho = -\frac{2}{3}\sigma_C; d\varepsilon_z = -de,$$

где σ_C – нормальное сжимающее напряжение в трубке.

Таким образом, с учетом представленных замечаний из (5) получим формулу для расчета осевых напряжений в заготовке:

$$\sigma_P = -\sigma_C = \sigma_0(e) - \frac{1}{2}[1 - \beta(\varepsilon_1)]\sigma_0(\varepsilon_1)\varphi(e - \varepsilon_1), \quad (6)$$

на основании которой устанавливаем, что $\sigma_P = |\sigma_C|$.

При $e = \varepsilon_1$ согласно данной формуле можно установить условный предел текучести материала трубки на растяжение в направлении оси z , который равен:

$$\sigma_{P0,2} = \frac{1 + \beta(\varepsilon_1)}{2}\sigma_0(\varepsilon_1). \quad (7)$$

Если бы материал упрочнялся изотропно, то в соответствии с выражением (3) с учетом (2) указанный предел текучести будет равен:

$$\sigma'_{P0,2} = \sigma_0(\varepsilon_1). \quad (8)$$

Из соотношений (7) и (8) следует, что:

$$\frac{\sigma_{P0,2}}{\sigma'_{P0,2}} = \frac{1 + \beta(\varepsilon_1)}{2} < 1, \quad (9)$$

т. к. при пластическом деформировании параметр $\beta(\varepsilon_1) < 1$. Для изотропно упрочняющихся тел $\beta(\varepsilon_1) = 1$, и согласно уравнению (9) получим $\sigma_{P0,2} = \sigma'_{P0,2}$.

Согласно выражению (6) соотношения (7) и (9) будут справедливыми также и для случая сжатия трубки, при этом правую часть уравнения (6) необходимо рассматривать со знаком минус.

Если же будут рассматриваться растяжение (или сжатие) деформированной кручением трубки в направлениях осей ρ и φ , то необходимые для определения нормальных напряжений $\sigma_\rho, \sigma_\varphi$ соотношения представляются также в виде системы уравнений (5). В связи с этим эти же нормальные напряжения будут определяться по соотношению (7). Таким образом, условные пределы текучести в направлениях деформирования, соответствующих направлениям координатных осей z, η, ρ будут одинаковыми. Однако, из этого обстоятельства нельзя делать вывод об изотропном упрочнении материала трубки при ее закручивании до накопленной деформации ε_1 , так как для анализа напряженного состояния в данном случае необходимо принять во внимание и пределы текучести по нормальным напряжениям при прямом кручении трубки до деформации ε_1 и обратном деформировании, определяемым по соотношениям Губера – Мизеса. Тогда при прямом и обратном кручении трубки будут условные пределы текучести соответственно равны:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{0,2\Pi} &= \sqrt{3} \cdot \tau(\varepsilon_1) = \sigma_0(\varepsilon_1); \\ \sigma_{0,2об\rho} &= \sqrt{3} \cdot \tau(\varepsilon_1)\beta(\varepsilon_1) = \sigma_0(\varepsilon_1) \cdot \beta(\varepsilon_1). \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

При растяжении (сжатии) трубки в осевом направлении (z) после ее реверсивного кручения до накопленных деформаций ε_1 (в прямом направлении) и ε_2 (в обратном направлении) напряженно – деформированное состояние будет определяться также уравнениями (5). В связи с этим получим соответствующее осевое напряжение:

$$\sigma_p = \sigma_0(e) - \frac{1}{2}[1 - \beta(\varepsilon_2)]\sigma_0(\varepsilon_2)\varphi(e - \varepsilon_2). \quad (11)$$

Предел текучести будет равен согласно данному выражению при условии $e = \varepsilon_2$:

$$\sigma_{P0,2} = \frac{1 + \beta(\varepsilon_2)}{2} \sigma_0(\varepsilon_2). \quad (12)$$

При реверсивном кручении трубки соответственно до накопленных деформаций ε_1 , ε_2 и $e > \varepsilon_2$ (повторное прямое кручение) согласно формуле (5) для случая циклического кручения получим:

$$\tau(e) = \frac{1}{\sqrt{3}} \{ \sigma_0(e) + [1 - \beta(\varepsilon_1)]\sigma_0(\varepsilon_1) \cdot \varphi(e - \varepsilon_1) - [1 - \beta(\varepsilon_2)]\sigma_0(\varepsilon_2)\varphi(e - \varepsilon_2) \}. \quad (13)$$

Если примем в этом выражении $e = \varepsilon_2$, то получим из него соотношение для расчета условного предела текучести на сдвиг при повторном прямом кручении:

$$\tau_{\Pi0,3} = \frac{1}{\sqrt{3}} \{ \sigma_0(\varepsilon_2) + [1 - \beta(\varepsilon_1)]\sigma_0(\varepsilon_1)\varphi(\varepsilon_2 - \varepsilon_1) - [1 - \beta(\varepsilon_2)]\sigma_0(\varepsilon_2) \}. \quad (14)$$

С учетом выражений (5) это соотношение запишется в виде:

$$\tau_{\Pi0,3} = \frac{1 + \beta(\varepsilon_2)}{2\sqrt{3}} \cdot \sigma_0(\varepsilon_2), \quad (15)$$

из которого с учетом теории пластичности Губера – Мизеса получим условный предел текучести по нормальным напряжениям:

$$\sigma_{\Pi0,2} = \sqrt{3}\tau_{\Pi0,3} = \frac{1 + \beta(\varepsilon_2)}{2} \sigma_0(\varepsilon_2). \quad (16)$$

Если в соотношениях (7) и (16) принять $\varepsilon_1 = e$ и $\varepsilon_2 = e$, то получим непрерывную функцию повышенного за счет упрочнения условного предела текучести по нормальным напряжениям в результате реверсивного кручения трубки.

На рис. 1 представлены схематично графики изменения нормальных напряжений в зависимости от накопленной деформации e ; 1 – кривая течения материала $\sigma_0(e)$; 2 – эквивалентное напряжение $\bar{\sigma}_0$; 3 – условный предел текучести при обратном кручении, определяемый с учетом эффекта Баушингера по соотношению:

$$\sigma_{0,2обр}(e) = \sqrt{3}\tau_{0,3}(e) \cdot \beta(e). \quad (17)$$

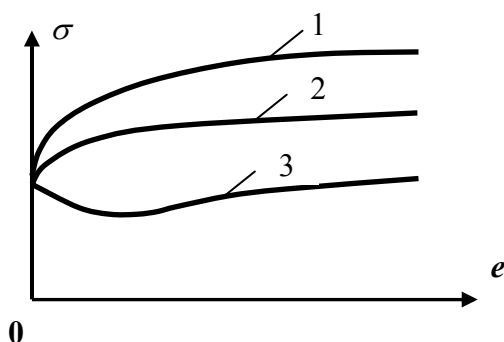


Рис. 1. Графики изменения напряжений

Видно, что из-за проявления эффекта Баушингера условный предел текучести изотропно упрочненного материала, определенный на основе модели Г. Бакхауза [3], больше условного предела текучести материала (17) деформированного монотонным нагружением.

С целью экспериментальной проверки были проведены опыты на тонкостенных трубках из стали 40Х.

На рис. 2 представлен график зависимости $\varepsilon_2 = f(\varepsilon_1)$, установленной решением уравнения (4) для исследованной стали. Как видим, с увеличением накопленной деформации ε_1 при прямом кручении накопленная деформация при обратном кручении ε_2 монотонно возрастает. Этот график дает возможность установить алгоритм проведения испытаний тонкостенной трубки с целью реализации эффекта ее изотропного упрочнения.

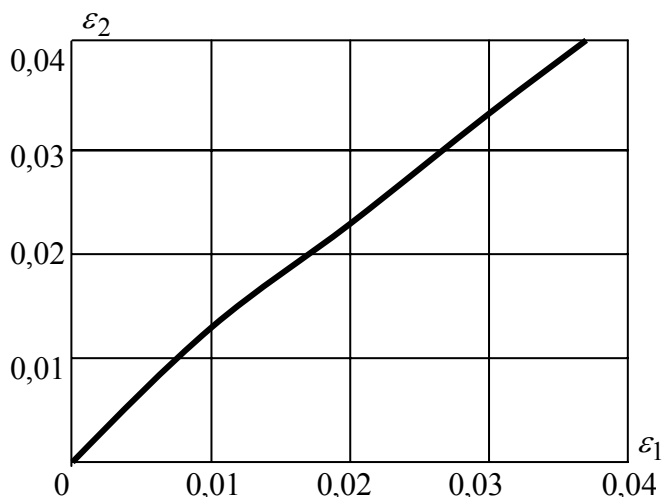


Рис. 2. График зависимости $\varepsilon_2 = f(\varepsilon_1)$

Из анализа соотношения (4) с использованием данных рассматриваемого примера следует, что при предварительных деформациях $\varepsilon_1 \geq 0,01$ имеет место зависимость $\varepsilon_2 \approx \varepsilon_1 + 0,002$. Данные решения уравнения (4) применительны и к другим металлам [2],

что позволяет заключить, что зависимость $\varepsilon_2 = f(\varepsilon_1)$ при $\varepsilon_1 \geq \varepsilon_0$ (некоторая константа) представляется линейной функции в виде:

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_1 + \Delta\varepsilon, \quad (18)$$

где $\Delta\varepsilon$ – приращение накопленной деформации при обратном кручении, обеспечивающее эффект изотропного упрочнения.

На рис. 3 показаны графики $\sigma = f(e)$ для стали 40Х. Здесь 1 – кривая течения σ_0 ; 2 – повышенный за счет изотропного упрочнения условный предел текучести $\sigma_{P0,2}$ при условии $\varepsilon_2 = e$; 3 – условный предел текучести при обратном кручении в соответствии с выражением (17); точки – опытные значения.

Из представленных данных следует, что расчетные значения $\sigma_{0,2}$ с отклонением $\leq 10\%$ совпадают с опытными. Можно отметить, что при $e = 0,03$ значение $\sigma_{P0,2} = 560$ МПа и превышает исходный предел текучести $\sim 50\%$. Предел текучести при обратном кручении $\sigma_{0,2обр} = 315$ МПа, что больше исходного предела текучести почти на 10% .

Полученные расчетные данные по оценке повышенного значения условного предела текучести $\sigma_{P0,2}$ после реверсивного кручения качественно совпадают с данными $\sigma_{P0,2}$, установленными деформированием заготовки в цикле нагружения растяжение – сжатие [2].

Таким образом, рассмотренный способ изотропного упрочнения можно использовать с достаточной эффективностью для улучшения механических свойств деталей, которые по тем или иным причинам не подвергаются термическому упрочнению, например тонкостенных валов из нержавеющей стали аустенитного класса (1Х18Н9Т), работающих в агрессивных средах.

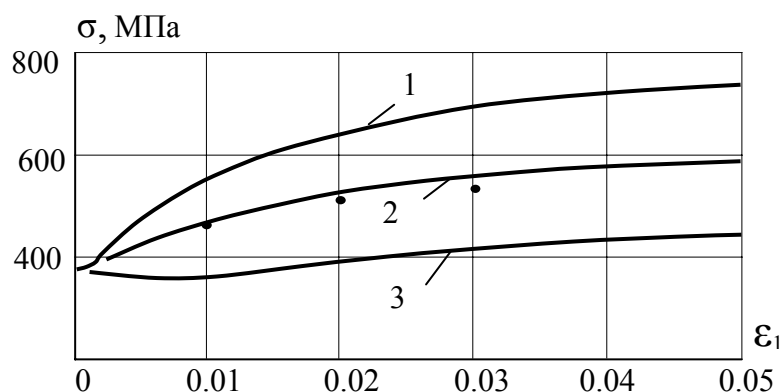


Рис. 3. Зависимость напряжений от деформаций

ВЫВОДЫ

На основании модели анизотропно-упрочняющегося тела Г. Бакхауза рассмотрен эффект восстановления изотропии механических свойств реверсивным кручением. При этом указанные свойства, например, условный предел текучести, становятся больше исходных.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дель Г. Д. *Технологическая механика* / Г. Д. Дель. – М.: Машиностроение, 1976. – 180 с.
2. Хван Д. В. *Повышение эффективности в обработке металлов давлением* / Д. В. Хван. – Воронеж, Воронеж: Изд-во Воронежского государственного университета, 1995. – 224 с.
3. Бакхауз Г. *Анизотропия упрочнения. Теория в сопоставлении с экспериментом* / Г. Бакхауз // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. – 1976. – № 6. – С. 12–129.

Хван А. Д. – канд. техн. наук, доц. ВГТУ;

Евдокимова Н. А. – студентка ВГТУ.

ВГТУ – Воронежский государственный технический университет, г. Воронеж, Россия.

E-mail: prmex@prmex.vorstu.ru

УДК 539.374.001.8.621.7-111

Чигиринский В. В.

О НОВЫХ ПОДХОДАХ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧ ТЕОРИИ ПЛАСТИЧНОСТИ

Получено замкнутое решение плоской задачи теории пластичности в аналитическом виде для упрочняющейся среды [1–4]. Тригонометрическая и фундаментальная подстановки позволили получить дифференциальные зависимости между неизвестными функциями, определить их вид. Решение имеет место тогда, когда ними существует аналитическая связь типа Коши-Римана.

В итоге появляется аналитическая возможность анализа напряженно-деформированного состояния металла с позиций нового метода, включая разработку обобщенной теории пластичности.

Постановка задачи, включает: исходные уравнения [4], [5]

Уравнения равновесия:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0; \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0. \quad (1a)$$

Условие пластичности:

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4 \cdot \tau_{xy}^2 = 4 \cdot k^2. \quad (1б)$$

Уравнения связи для скоростей деформаций и деформаций:

$$\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \tau_{xy}} = \frac{\dot{\xi}_x - \dot{\xi}_y}{\dot{\gamma}_{xy}} = F_1; \quad \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \tau_{xy}} = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{\gamma_{xy}} = F_2. \quad (1в)$$

Уравнения несжимаемости для скоростей деформаций и деформаций:

$$\dot{\xi}_x + \dot{\xi}_y = 0; \quad \varepsilon_x + \varepsilon_y = 0. \quad (1г)$$

Уравнения неразрывности скоростей деформаций и деформаций:

$$\frac{\partial^2 \dot{\xi}_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \dot{\xi}_y}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \dot{\gamma}_{xy}}{\partial y \partial x}; \quad \frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{xy}}{\partial y \partial x}. \quad (1д)$$

Уравнение теплопроводности:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a^2 \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right), \quad (1е)$$

где $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ – компоненты тензора напряжений; k – сопротивление деформации сдвига;

$\dot{\xi}_x, \dot{\xi}_y, \dot{\gamma}_{xy}$ – компоненты тензора скоростей деформаций; $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$ – компоненты тензора деформаций; T – температура.

Модель сложной пластической среды:

$$T_i = \chi \cdot (H_i)^{m_1} \cdot (G_i)^{m_2} \cdot (T)^{m_3}, \quad (2)$$

где T_i, H_i, G_i – интенсивности касательных напряжений, скоростей деформации сдвига, деформаций сдвига; m_1, m_2, m_3 – постоянные коэффициенты.

В систему (1) включены уравнения деформационной теории пластичности и теории течения. Кроме этого добавлено уравнение теплопроводности, [6]. Уравнения связи напряжений, скоростей деформаций и деформаций показывают, что напряжения должны реагировать, как на деформационные, так и на скоростные параметры процесса. Модель (2) – это реальная упрочняющаяся среда.

Граничные условия для напряжений [7] :

$$\tau_n = -T_i \cdot \sin[A\Phi - 2\alpha], \quad T_i = k,$$

$$\text{или} \quad \tau_n = \left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cdot \sin 2\alpha - \tau_{xy} \cdot \cos 2\alpha \right), \quad (3)$$

где τ_n – контактное касательное напряжение; α – угол, определяющий положение наклонной площадки; A – постоянный коэффициент, определяющий напряженное состояние точки; Φ – функция координат x, y .

Дополнительные условия заданы контактными удельными силами трения (3), изменяющимися по синусоидальному закону с деформационным и скоростным упрочнением. Все интенсивности и температура зависят от координат очага деформации:

$$\Gamma_i = \Gamma_i(x, y), H_i = H_i(x, y), T_i = T_i(x, y).$$

Для получения модели (2) рассмотрим три уравнения второго порядка в частных производных, неоднородных, гиперболического типа:

$$\frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial y^2} = 2 \cdot \frac{\partial^2}{\partial x \partial y} \sqrt{k^2 - \tau_{xy}^2}; \quad (4a)$$

$$\frac{\partial^2 \xi_x}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 \xi_x}{\partial x^2} = 2 \cdot \frac{\partial^2}{\partial y \partial x} \frac{1}{F_1} \cdot \xi_x; \quad (4б)$$

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial x^2} = 2 \cdot \frac{\partial^2}{\partial y \partial x} \frac{1}{F_2} \cdot \varepsilon_x. \quad (4в)$$

Для удовлетворения граничным условиям вида (3) необходимо принять связь между касательным напряжением и сопротивлением пластической деформацией на сдвиг в виде, т. е. $\tau_{xy} = k \cdot \sin A\Phi$. Для сложной пластической среды задача решается с учетом того, что имеет место сложная зависимость от координат, т. е. $k = f(\Gamma_i, H_i, T, x, y)$. При этом $k = C_\sigma \cdot \exp \theta'$, где $\theta' = f(\Gamma_i, H_i, T, x, y)$, C_σ – коэффициент, характеризующий напряженное состояние точки.

Производные в данном случае необходимо брать как от сложной функции [10] и после подстановки в первое уравнение (4) получим:

$$\begin{aligned} & \left\{ (\theta'_n \cdot H_{ix} + \theta'_z \cdot \Gamma_{ix} + \theta'_t \cdot T_x)_x + [(\theta'_n \cdot H_{ix} + \theta'_z \cdot \Gamma_{ix} + \theta'_t \cdot T_x) + A\Phi_y]^2 - (\theta'_n \cdot \right. \\ & \cdot H_{iy} + \theta'_z \cdot \Gamma_{iy} + \theta'_t \cdot T_y)_y - [(\theta'_n \cdot H_{iy} + \theta'_z \cdot \Gamma_{iy} + \theta'_t \cdot T_y) - A\Phi_x]^2 + 2A\Phi_{xy} \left. \right\} \cdot \\ & \cdot \sin(A\Phi) + \left\{ 2 \cdot [(\theta'_n \cdot H_{ix} + \theta'_z \cdot \Gamma_{ix} + \theta'_t \cdot T_x) + A\Phi_y] \cdot [A\Phi_x - (\theta'_n \cdot H_{iy} + \theta'_z \cdot \right. \\ & \cdot \Gamma_{iy} + \theta'_t \cdot T_y)] + A\Phi_{xx} - A\Phi_{yy} - 2 \cdot (\theta'_{nn} \cdot H_{ix} \cdot H_{iy} + \theta'_n H_{ixx} + \theta'_{zz} \cdot \Gamma_{ix} \cdot \Gamma_{iy} + \\ & \left. + \theta'_z \cdot \Gamma_{ixy} + \theta'_{tt} \cdot T_x \cdot T_y + \theta'_t \cdot T_{xy}) \right\} \cdot \cos(A\Phi) = 0, \quad (5) \end{aligned}$$

где H_{ix}, Γ_{ix}, T_x – частные производные от интенсивностей скоростей деформаций, деформаций сдвига и температуры по координате x .

В уравнении (5) принято, что смешанные производные от функции θ равны нулю. Это оправдывает себя при построении решения. Несмотря на большое количество частных производных и громоздкость вывода, в новых переменных удалось упростить уравнение (4a). Как и для более простой пластической среды, имеют место варианты, при которых возможно упорядочивание нелинейных членов уравнений. Появились суммы и разности квадратов соответствующих производных в операторах, стоящих перед тригонометрическими функциями. Уравнение (5) тождественно равно нулю, если выражения, стоящие в квадратных скобках равны нулю. Действительно:

$$\begin{aligned} \theta'_x &= \theta'_n \cdot H_{ix} + \theta'_z \cdot \Gamma_{ix} + \theta'_t \cdot T_x = -A\Phi_y, \\ \theta'_y &= \theta'_n \cdot H_{iy} + \theta'_z \cdot \Gamma_{iy} + \theta'_t \cdot T_y = A\Phi_x. \end{aligned}$$

Тогда из последних соотношений имеем:

$$\begin{aligned}\theta'_{xx} &= (\theta'_n \cdot H_{ix} + \theta'_z \cdot \Gamma_{ix} + \theta'_t \cdot T_x)_x = -A\Phi_{yx}; \\ \theta'_{yy} &= (\theta'_n \cdot H_{iy} + \theta'_z \cdot \Gamma_{iy} + \theta'_t \cdot T_y)_y = A\Phi_{xy}; \\ A\Phi_{yy} &= -(\theta'_{nn} \cdot H_{ix} \cdot H_{iy} + \theta'_n \cdot H_{ixx} + \theta'_{zz} \cdot \Gamma_{ix} \Gamma_{iy} + \theta'_z \cdot \Gamma_{ixy} + \theta'_{tt} \cdot T_x \cdot T_y + \theta'_t \cdot T_{xy}); \\ A\Phi_{xx} &= (\theta'_{nn} \cdot H_{ix} \cdot H_{iy} + \theta'_n \cdot H_{ixx} + \theta'_{zz} \cdot \Gamma_{ix} \Gamma_{iy} + \theta'_z \cdot \Gamma_{ixy} + \theta'_{tt} \cdot T_x \cdot T_y + \theta'_t \cdot T_{xy}),\end{aligned}$$

где $\theta'_n, H_{ix}, \Gamma_{ix}$ – частные производные от показателя экспоненты, интенсивности скорости деформации сдвига и деформации сдвига соответственно по интенсивности сдвига и по координате x .

Следуя далее, смешанные производные равны нулю, тогда:

$$\begin{aligned}d\theta'_1 &= \theta'_n dH_i; \quad d\theta'_2 = \theta'_z d\Gamma_i; \quad d\theta'_3 = \theta'_t dT; \\ d\theta' &= d\theta'_1 + d\theta'_2 + d\theta'_3; \quad \theta'_1 = \theta'(H_i); \quad \theta'_2 = \theta'(\Gamma_i); \quad \theta'_3 = \theta'(T).\end{aligned}$$

Показатель экспоненты определяется как сумма трех функций, учитывающих влияние скорости деформации, деформации и температуры, т. е.:

$$\theta' = \theta'_1 + \theta'_2 + \theta'_3.$$

Приведенные выше математические выкладки показывают, что решение уравнений (1) допускает учет влияния на сопротивление сдвигу трех отмеченных факторов. Последние зависимости, необходимо привести в соответствие с решением деформационной и температурной задачи. Имеют место соотношения:

$$\begin{aligned}\theta' &= -A\theta = \theta'_1 + \theta'_2 + \theta'_3 = -(A'_1\theta + A'_2\theta + A'_3\theta); \\ \theta'_1 &= -A'_1\theta; \quad \theta'_2 = -A'_2\theta, \quad \theta'_3 = -A'_3\theta.\end{aligned}$$

Отсюда $A = A'_1 + A'_2 + A'_3$, где A'_1, A'_2, A'_3 – постоянные величины, определяющие влияние скорости, степени деформации и температуры.

Выражения, стоящие в квадратных скобках оператора (5) представляют собой соотношения Коши-Римана. Отсюда можно показать, что функции θ' и Φ являются гармоническими. Взяв производные по координатам, имеем:

$$\theta'_{xx} + \theta'_{yy} = 0; \quad A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} = 0.$$

Таким образом, определен тип неизвестных функций, являющихся гармоническими, следовательно, эти функции можно считать заданными и окончательное их построение определяется очевидными и граничными условиями в очаге деформации. Следует отметить, что произведение экспоненты на тригонометрическую функцию, аргумент которой является гармонической функцией, дает гармоническую функцию вида $\exp\theta' \cdot \sin A\Phi$, или же $\exp\theta' \cdot \cos A\Phi$.

Сопротивление сдвигу и составляющие тензора напряжений [8]:

$$\kappa = C_\sigma \cdot \exp(-A'_1\theta) \cdot \exp(-A'_2\theta) \cdot \exp(-A'_{A3}\theta); \quad (6a)$$

$$\tau_{xy} = C_\sigma \cdot \exp(-A'_1\theta) \cdot \exp(-A'_2\theta) \cdot \exp(-A'_3\theta) \cdot \sin(A\Phi); \quad (6б)$$

$$\sigma_x = C_\sigma \cdot \exp(-A'_1\theta) \cdot \exp(-A'_2\theta) \cdot \exp(-A'_3\theta) \cdot \cos(A\Phi) + \sigma_0 + f(y) + C; \quad (6в)$$

$$\sigma_y = -C_\sigma \cdot \exp(-A'_1\theta) \cdot \exp(-A'_2\theta) \cdot \exp(-A'_3\theta) \cdot \cos(A\Phi) + \sigma_0 + f(x) + C. \quad (6г)$$

При $\theta'_x = (\theta'_1)_x + (\theta'_2)_x + (\theta'_3)_x = -A\Phi_y;$

$$\theta'_y = (\theta'_1)_y + (\theta'_2)_y + (\theta'_3)_y = A\Phi_x.$$

Перейдем к рассмотрению деформационной задачи.

$$\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \tau_{xy}} = \operatorname{ctg} At; \quad \frac{\xi_x - \xi_y}{\gamma'_{xy}} = \operatorname{ctg} B_1 \Phi;$$

$$\operatorname{ctg} At = \operatorname{ctg} B_1 \Phi = F_1;$$

$$\frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{\gamma_{xy}} = \operatorname{ctg} B_2 \Phi ;$$

$$\operatorname{ctg} A t = \operatorname{ctg} B_2 \Phi = F_2 .$$

С учетом уравнений несжимаемости имеем:

$$\gamma'_{xy} = 2 \cdot \frac{1}{F_1} \cdot \xi_x = 2 \cdot \xi_x \cdot \operatorname{tg} B_1 \Phi ; \quad \gamma_{xy} = 2 \cdot \frac{1}{F_2} \cdot \varepsilon_x = 2 \cdot \varepsilon_x \cdot \operatorname{tg} B_2 \Phi .$$

Можно показать, что :

$$\xi_x = -\xi_y = C_\xi \cdot \exp \theta_1'' \cdot \operatorname{Cos} B_1 \Phi ; \quad \varepsilon_x = -\varepsilon_y = C_\varepsilon \cdot \exp \theta_2'' \cdot \operatorname{Cos} B_2 \Phi .$$

Подставляя последние соотношения в уравнения неразрывности скоростей деформаций и деформаций (1) или (4) получаем:

$$\begin{aligned} & [-\theta_{1xx}'' - (\theta_{1x}'' + B_1 \Phi_y)'' + \theta_{1yy}'' + (\theta_{1y}'' - B_1 \Phi_x)'] \cdot \operatorname{Sin} B_1 \Phi + \\ & + [2 \cdot (B_1 \Phi_x - \theta_{1y}'') \cdot (\theta_{1x}'' + B_1 \Phi_y) + (B_1 \Phi_{xx} - B_1 \Phi_{yy})] \cdot \operatorname{Cos} B_1 \Phi = \\ & = 2 \cdot B_1 \Phi_{xy} \cdot \operatorname{Sin} B_1 \Phi + 2 \cdot \theta_{1xy}'' \cdot \operatorname{Cos} B_1 \Phi , \end{aligned} \quad (7)$$

также :

$$\begin{aligned} & [-\theta_{2xx}'' - (\theta_{2x}'' + B_2 \Phi_y)'' + \theta_{2yy}'' + (\theta_{2y}'' - B_2 \Phi_x)'] \cdot \operatorname{Sin} B_2 \Phi + \\ & + [2 \cdot (B_2 \Phi_x - \theta_{2y}'') \cdot (\theta_{2x}'' + B_2 \Phi_y) + (B_2 \Phi_{xx} - B_2 \Phi_{yy})] \cdot \operatorname{Cos} B_2 \Phi = \\ & = 2 \cdot B_2 \Phi_{xy} \cdot \operatorname{Sin} B_2 \Phi + 2 \cdot \theta_{2xy}'' \cdot \operatorname{Cos} B_2 \Phi . \end{aligned} \quad (8)$$

Уравнения (7) и (8) формально напоминают (5). Появляются аналогичные скобки. Это позволяет получить тождества для функций ξ_x и ε_x в уравнениях неразрывности при условии:

$$(\theta_1'')_x = -B_1 \Phi_y ; \quad (\theta_1'')_y = B_1 \Phi_x ; \quad (\theta_2'')_x = -B_2 \Phi_y ; \quad (\theta_2'')_y = B_2 \Phi_x ,$$

где $\theta_1'' = -B_1 \theta$, $\theta_2'' = -B_2 \theta$ – показатели экспонент функций, определяющих поля скоростей деформаций и деформаций, $B_1 \Phi$ и $B_2 \Phi$ – аргументы тригонометрических функций, определяющие поля скоростей деформаций и деформаций. Полученные выше дифференциальные соотношения, также представляют собой соотношения Коши-Римана, а указанные функции являются гармоническими.

Выражения для скоростей деформаций и деформаций имеют вид:

$$\xi_x = -\xi_y = C_\xi \cdot \exp \theta_1'' \cdot \operatorname{Cos} B_1 \Phi = C_\xi \cdot \exp(-B_1 \theta) \cdot \operatorname{Cos} B_1 \Phi ; \quad (9a)$$

$$\gamma'_{xy} = 2C_\xi \cdot \exp \theta_1'' \cdot \operatorname{Sin} B_1 \Phi = 2C_\xi \cdot \exp(-B_1 \theta) \cdot \operatorname{Sin} B_1 \Phi ; \quad (9б)$$

$$H_i = 2C_\xi \cdot \exp \theta_1'' = 2C_\xi \cdot \exp(-B_1 \theta) ; \quad (9в)$$

$$\varepsilon_x = -\varepsilon_y = C_\varepsilon \cdot \exp \theta_2'' \cdot \operatorname{Cos} B_2 \Phi = C_\varepsilon \cdot \exp(-B_2 \theta) \cdot \operatorname{Cos} B_2 \Phi ; \quad (10a)$$

$$\gamma'_{xy} = 2C_\varepsilon \cdot \exp \theta_2'' \cdot \operatorname{Sin} B_2 \Phi = 2C_\varepsilon \cdot \exp(-B_2 \theta) \cdot \operatorname{Sin} B_2 \Phi ; \quad (10б)$$

$$\Gamma_i = 2C_\varepsilon \cdot \exp \theta_2'' = 2C_\varepsilon \cdot \exp(-B_2 \theta) , \quad (10в)$$

при $(\theta_1'')_y = B_1 \Phi_x$, $(\theta_1'')_x = -B_1 \Phi_y$, $(\theta_2'')_y = B_2 \Phi_x$, $(\theta_2'')_x = -B_2 \Phi_y$.

Сопоставляя формулы (9), (10) и (6), убеждаемся, что во всех выражениях имеют место зависимости от координат θ и Φ . Поля напряжений, скоростей деформаций и деформаций согласуются присутствием указанных функций.

Рассмотрим температурную задачу, решение которой также может определяться указанными выше зависимостями. Рассмотрим дифференциальное уравнение для стационарного температурного поля:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = 0 .$$

Решение определяется в виде:

$$T = C_T \cdot \exp(\theta_3) \cdot (\sin B_3 \Phi + \cos B_3 \Phi), \quad (11)$$

при $(\theta_3)_x = -B_3 \Phi_y$, $(\theta_3)_y = B_3 \Phi_x$.

Покажем, что (11) является решением уравнения Лапласа.

Подставив производные (11) в уравнение теплопроводности, после упрощений, получим:

$$\begin{aligned} & \{(\theta_3)_{xx} + [(\theta_3)_x + B_3 \Phi_y] \cdot [(\theta_3)_x - B_3 \Phi_y] + (\theta_3)_{yy} + [(\theta_3)_y + B_3 \Phi_x] \cdot \\ & \cdot [(\theta_3)_y - B_3 \Phi_x]\} \cdot (\sin B_3 \Phi + \cos B_3 \Phi) + [2 \cdot (\theta_3)_x \cdot B_3 \Phi_x + B_3 \Phi_{xx} + 2 \cdot \\ & \cdot (\theta_3)_y \cdot B_3 \Phi_y + B_3 \Phi_{yy}] \cdot (\cos B_3 \Phi - \sin B_3 \Phi) = 0 \end{aligned} \quad (12)$$

Как и ранее, в уравнении (12) появляются скобки, $[(\theta_3)_x + B_3 \Phi_y]$, $[(\theta_3)_y - B_3 \Phi_x]$, которые являются результатом преобразований нелинейных операторов, стоящих при тригонометрических функциях. Если положить указанные скобки равными нулю, $(\theta_3)_x = -B_3 \Phi_y$, $(\theta_3)_y = B_3 \Phi_x$, то дифференциальное уравнение (12) превращается в тождество. Покажем это.

После дифференцирования скобок получаем:

$$(\theta_3)_{xx} = -B_3 \Phi_{yx}; \quad (\theta_3)_{yy} = B_3 \Phi_{xy}; \quad B_3 \Phi_{xx} = (\theta_3)_{yx}; \quad B_3 \Phi_{yy} = (\theta_3)_{xy}.$$

Выражения в скобках соответствуют условию Коши-Римана. Следовательно, вводимые в рассмотрение функции являются гармоническими, и в температурных зависимостях присутствуют те же переменные, что и для напряжений и деформаций.

Для температурной задачи:

$$\theta_3'' = -B_3 \theta.$$

Из выше приведенного видно, что интенсивности и температура задаются параметрических от одинаковых координатных функций. Это позволяет деформационные параметры и температуру математически выразить через единую зависимость. Таким образом:

$$\exp(-\theta) = \left(\frac{H_i}{2 \cdot C_\xi}\right)^{\frac{1}{B_1}} = \left(\frac{\Gamma_i}{2 \cdot C_\varepsilon}\right)^{\frac{1}{B_2}} = \left(\frac{T}{C_T \cdot (\sin B_3 \Phi + \cos B_3 \Phi)}\right)^{\frac{1}{B_3}}.$$

Подставляя в выражение для сопротивления деформации $k = T_i$, получим:

$$k = C_\sigma \cdot (2C_\xi)^{m_1} (2C_\varepsilon)^{m_2} (C_T (\sin B_3 \Phi + \cos B_3 \Phi))^{m_3} \cdot (H_i)^{m_1} (\Gamma_i)^{m_2} (T)^{m_3},$$

где $m_1 = \frac{A'_1}{B_1}$; $m_2 = \frac{A'_2}{B_2}$; $m_3 = \frac{A'_3}{B_3}$.

Тогда $T_i = \chi \cdot (H_i)^{m_1} \cdot (\Gamma_i)^{m_2} \cdot (T)^{m_3}$. (13)

Можно показать, что $B_1 = B_2 = B_3 = A$, где $A = A'_1 + A'_2 + A'_3$, т. е. имеет место тождественное удовлетворение уравнений связи без каких-либо ограничений.

Если задачу привести к более простой математической модели ($A'_2 = A'_3 = 0$), типа:

$$T_i = \alpha \cdot (H_i)^{m_1}.$$

Выражения (6) упрощаются, что соответствует решению:

$$\begin{aligned} \tau_{xy} &= C_\sigma \cdot \exp(-A_1' \theta) \cdot \sin(A \Phi); \\ \sigma_x &= C_\sigma \cdot \exp(-A_1' \theta) \cdot \cos(A \Phi) + \sigma_0 + f(y) + C; \\ \sigma_y &= -C_\sigma \cdot \exp(-A_1' \theta) \cdot \cos(A \Phi) + \sigma_0 + f(x) + C. \end{aligned} \quad (14)$$

При $\theta'_x = (\theta'_1)_x = -A \Phi_y$, $\theta'_y = (\theta'_1)_y = A \Phi_x$, $A = A'_1$ компоненты тензора скоростей деформаций имеют вид:

$$\begin{aligned} \xi_x &= -\xi_y = \beta \cdot \cos B \Phi = C_\xi \cdot \exp \theta'' \cdot \cos B \Phi, \\ \gamma'_{xy} &= 2 \cdot C_\xi \cdot \exp \theta'' \cdot \sin B \Phi, \end{aligned} \quad (15)$$

при $\theta''_x = -B \Phi_y$, $\theta''_y = B \Phi_x$, $B_1 = B$.

В выражениях (14), (15) присутствуют одинаковые гармонические функции θ и Φ . При этом, $\theta' = -A \cdot \theta$, $\theta'' = -B \cdot \theta$, при $A = \Phi$, $\theta' = \theta''$.

Интенсивность касательных напряжений и скоростей сдвига:

$$T_i = \sqrt{\frac{1}{4} [k \cdot \cos A\Phi + \sigma_0 + C - (-k \cos A\Phi + \sigma_0 + C)]^2 + (k \cdot \sin A\Phi)^2} =$$

$$= k = C_\sigma \cdot \exp \theta';$$

$$H_i = \sqrt{4 \cdot \xi_x^2 + \gamma_{xy}^2} = \sqrt{4 \cdot (\beta \cdot \cos B\Phi)^2 + (2 \cdot \beta \cdot \sin B\Phi)^2} = 2 \cdot \beta = 2 \cdot C_\xi \cdot \exp \theta''$$

Используем (14) для анализа напряженного состояния пластической среды плоской осадки на шероховатых плитах. Из условия пластичности можно показать, что:

$$\sigma_0 = -2 \cdot k \cdot \cos A\Phi, \quad C = k_0,$$

где k_0 – сопротивление сдвигу в начале очага деформации на контакте.

Для более полного удовлетворения очевидных и граничных условий в очаге деформации, рассматриваемые функции можно представить в виде суммы гармонических функций, т. е. $A\Phi = \sum_{k=1}^n A\Phi_k$, $\theta = \sum_{k=1}^n \theta_k$. Тогда из уравнений Лапласа и соотношений Коши-Римана имеем:

$$A\Phi = AA_6 \cdot x \cdot y - AA_{13} \cdot x \cdot y \cdot (x^2 - y^2);$$

$$\theta' = -\left\{ 0,5 \cdot AA_6 \cdot (x^2 - y^2) - AA_{13} \cdot [0,25 \cdot (x^4 + y^4) - 1,5 \cdot x^2 \cdot y^2] \right\}.$$

В выражениях постоянные величины определялись из реальных граничных условий:

$$AA_6 = 4 \cdot \frac{\psi_0}{l \cdot h}; \quad AA_{13} = 16 \cdot \psi_1 \cdot \frac{l - 2 \cdot h}{l^3 \cdot h \cdot (l + h)};$$

$$\psi_0 = \arctg[2,0 \cdot f \cdot (1 - f)]; \quad \psi_1 = \arctg[2,2 \cdot f \cdot (1 - f)],$$

где l и h – длина и высота очага деформации при осадке полосы, f – коэффициент трения.

В выражениях (14) коэффициент:

$$C_\sigma = \frac{k_0}{\cos A\Phi_0} \cdot \exp(-\theta'_0),$$

при этом

$$A\Phi_0 = AA_6 \cdot \frac{l \cdot h}{4} - AA_{13} \cdot \frac{l \cdot h}{4} \cdot \left(\frac{l^2}{4} - \frac{h^2}{4} \right);$$

$$\theta'_0 = -A\theta_0 = -\left\{ 0,5 \cdot AA_6 \cdot \left(\frac{l^2}{4} - \frac{h^2}{4} \right) - AA_{13} \cdot \left[0,25 \cdot \left(\frac{l^4}{16} + \frac{h^4}{16} \right) - 1,5 \cdot \frac{l^2 \cdot h^2}{16} \right] \right\}.$$

Имеем:

$$\sigma_x = -k_0 \cdot \frac{\exp(\theta' - \theta'_0)}{\cos A\Phi_0} \cdot \cos A\Phi + k_0; \quad \sigma_y = -3 \cdot k_0 \cdot \frac{\exp(\theta' - \theta'_0)}{\cos A\Phi_0} \cdot \cos A\Phi + k_0;$$

$$\tau_{xy} = k_0 \cdot \frac{\exp(\theta' - \theta'_0)}{\cos A\Phi_0} \cdot \sin A\Phi. \quad (16)$$

Для оценки полученного результата по выражениям (16) были подсчитаны компоненты тензора напряжений на контакте и в очаге деформации. На рис. 1 и 2 представлено распределение нормальных и касательных напряжений на контакте полосы при разных значениях фактора формы $\frac{l}{h}$ и коэффициента трения f . На рис. 3 и 4 показано распределение вертикальных нормальных напряжений по высоте в нейтральном сечении. На рис. 1, 2 – верхних, по вертикали, изображены относительные нормальные напряжения $\sigma_{y,1}/2k_0$, нижних, относительные касательные напряжения τ_{xy}/k_0 . На рис. 3 и 4 по вертикали $\sigma_{y,2}/2k_0$. Анализ вычислений

по выражениям (16) показывает, что решения плоской задачи реагирует на параметры процесса (фактор формы $\frac{l}{h}$ и коэффициент трения f). С увеличением коэффициента трения f и фактора формы l/h контактные напряжения растут, рис. 1, 2. Увеличиваются напряжения и в очаге деформации, рис. 3, 4. Эти результаты подтверждены многочисленными экспериментальными данными [9]. Здесь они представлены для подтверждения теоретических положений метода гармонических функций.

Следует подчеркнуть, что полученные выше распределения напряжений описываются едиными аналитическими зависимостями. Нет необходимости разбивать очаг деформации на зоны с разными законами контактного трения, как это сделано в работе [10]. Описание контактных касательных напряжений тригонометрической функцией, рис. 1, 2 позволяет вписать тригонометрическую кривую в совмещенную эпюру контактного трения с разными законами. Для предлагаемого решения естественным является переход касательных напряжений через нуль, не создавая при этом искусственной переходной функции, в зоне симметрии.

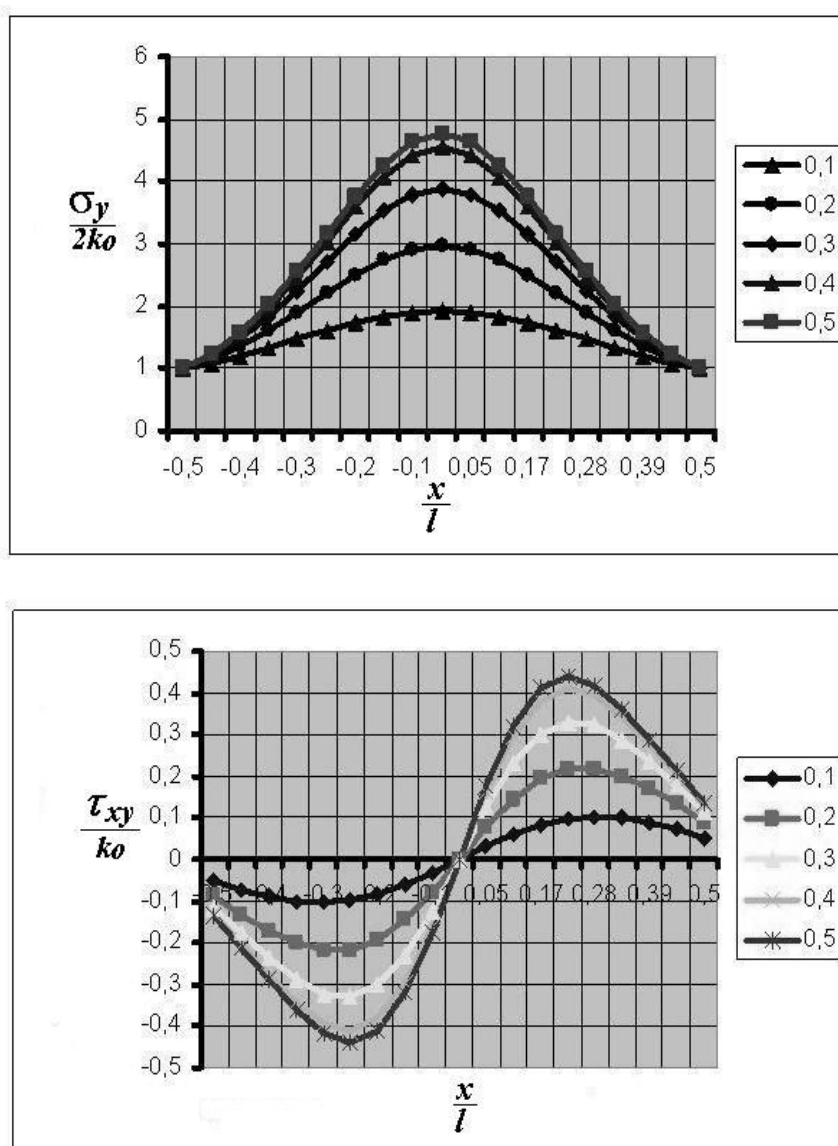


Рис. 1. Распределение нормальных и касательных напряжений на контакте при осадке на шероховатых бойках $\frac{l}{h} = 8$, $f = 0,1 \dots 0,5$

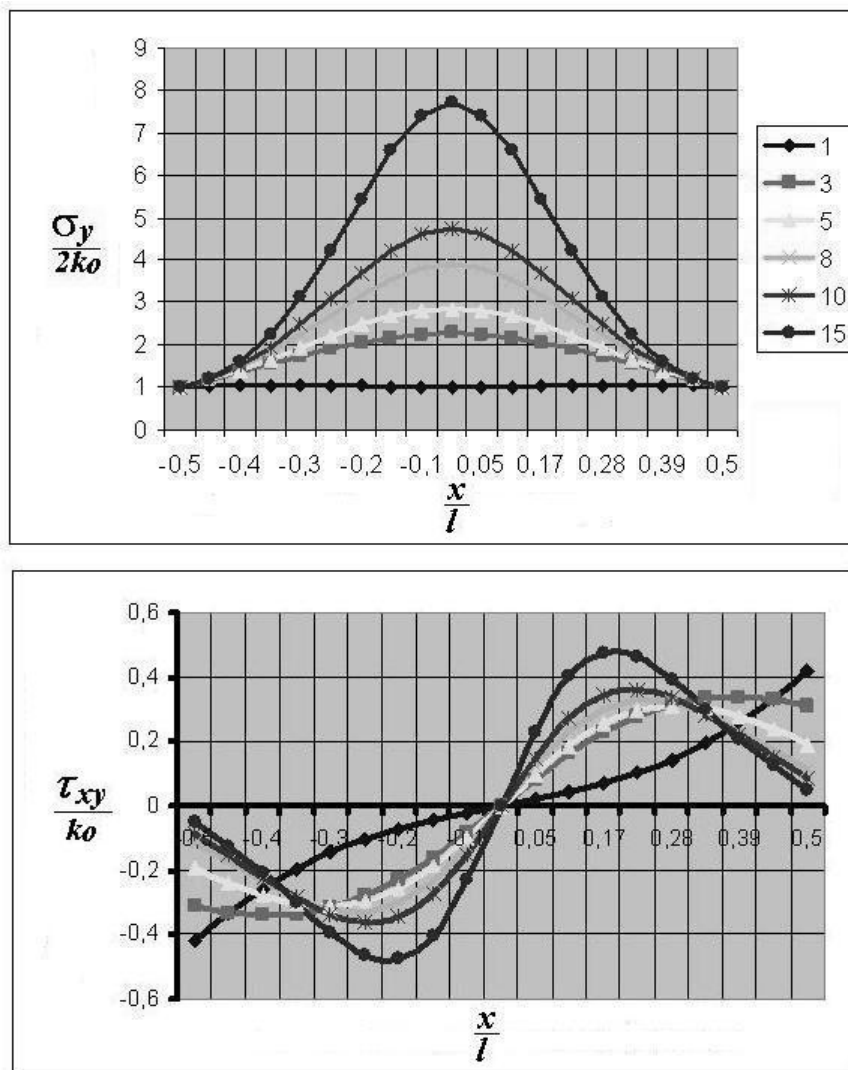


Рис. 2. Распределение нормальных и касательных напряжений на контакте при осадке на шероховатых бойках $f = 0,3, \frac{l}{h} = 1...15$

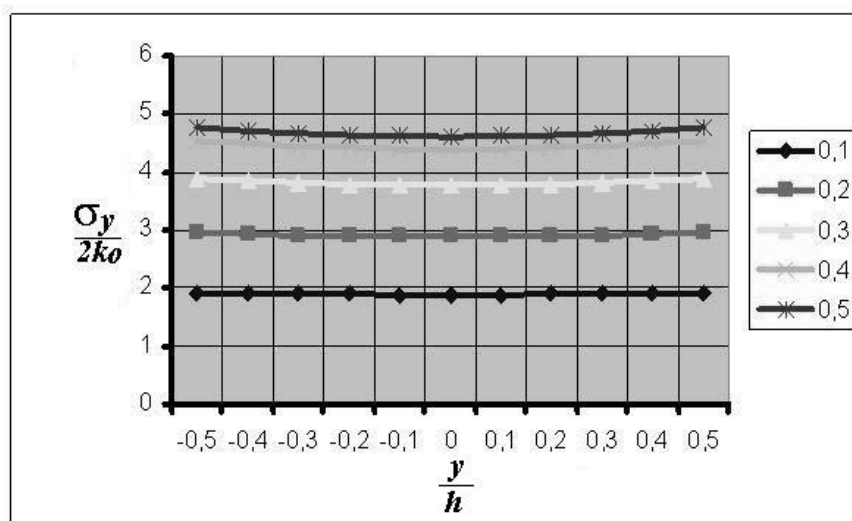


Рис. 3. Распределение нормальных напряжений по высоте полосы при осадке на шероховатых бойках $\frac{l}{h} = 8, f = 0,1...0,5$

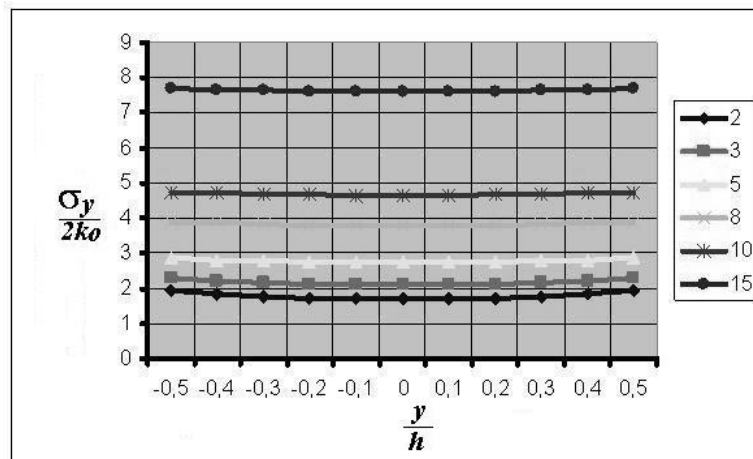


Рис. 4. Распределение нормальных напряжений по высоте полосы при осадке на шероховатых бойках $f = 0,3$, $\frac{l}{h} = 1 \dots 15$

ВЫВОДЫ

Представленные результаты качественно и количественно отражают общие закономерности распределения полей напряжений по всему очагу деформации. В полной мере удовлетворены граничные условия. Предложенная методика и, в частности выражения (16) могут быть рекомендованы для расчетов прикладных задач.

Предложенный метод решения задач с использованием гармонических функций реально отражает процессы пластической обработки. На базе уравнений деформационной теории и теории пластического течения, показаны возможности использования деформационных, скоростных параметров процесса и температуры на распределение напряжений в очаге пластического течения. Теоретическим путем, за счет присутствия одинаковых координатных функций, определена аналитическая связь между напряжениями, температурой и деформациями. Получена математическая модель сложной пластической среды.

ЛИТЕРАТУРА

1. Чигиринский В. В. Определение напряженного состояния пластического тела в условиях плоской деформации / В. В. Чигиринский // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1990. – № 7. – С. 48–49.
2. Чигиринский В. В. Определение деформированного состояния пластического тела в условиях плоского течения / В. В. Чигиринский // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1990. – № 9. – С. 32–33.
3. Чигиринский В. В. Некоторые особенности теории пластичности применительно к процессам ОМД / В. В. Чигиринский // Тр. науч.-техн. конф. «Теория и технология процессов пластической деформации-96». – М.: МИСус, 1997. – С. 568–572.
4. V. V. Chygyrny's'kyu Analysis of the State of Stress of a Medium under Conditions of Inhomogeneous Plastic Flow / V. V. Chygyrny's'kyu, I. Mamuzic, G. V. Bergeman // Metalurgija. Zagreb. – 2004. – Vol. 43, br. 2. – P.87–93.
5. Аркулис Г. Э. Теория пластичности / Г. Э. Аркулис, В. Г. Дорогобид. – М.: Металлургия, 1987. – 251 с.
6. Тихонов А. Н. Уравнения математической физики / А. Н. Тихонов, А. А. Самарский. – М.: Наука, 1977. – 735 с.
7. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н.Н. Малинин. – М.: Машиностроение, 1975. – 399 с.
8. Чигиринский В. В. Некоторые особенности замкнутого решения для плоской задачи теории пластичности / В. В. Чигиринский, В. Н. Левченко // Наукові вісті. Сучасні проблеми металургії «Пластична деформація металів». – ВАТ «Синельниківська Теплоізоляція». – 2005. – С. 138–143.
9. Чекмарев А. П., Клименко П. Л. Экспериментальное исследование удельных давлений на контактной поверхности при прокатке в калибрах / А. П. Чекмарев, П. Л. Клименко // Обработка металлов давлением: сб. тр. Днепропетровского металлургического ин-та. – Харьков, М., 1960. – Вып. 39.
10. Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – М.: Машиностроение, 1977. – 422 с.

Чигиринский В. В. – д-р техн. наук, проф. ЗНТУ.

ЗНТУ – Запорожский национальный технический университет.

E-mail: valerij@zntu.edu.ua

УДК 621.777.1

Спусканюк В. З.
Гангало А. Н.
Давиденко А. А.
Коваленко И. М.

АНАЛИЗ ПРОЦЕССОВ РАВНОКАНАЛЬНОГО УГЛОВОГО ПРЕССОВАНИЯ И УГЛОВОЙ ГИДРОЭКСТРУЗИИ МЕТОДОМ ВЕРХНЕЙ ОЦЕНКИ

Интенсивная пластическая деформация применяется для производства объемных заготовок материалов с субмикронными и наноразмерными зёрнами, высоким уровнем механических и физических свойств. Одним из наиболее перспективных методов ИПД является равноканальное угловое прессование (РКУП) [1, 2]. Метод широко используется при исследовании изменений структуры и свойств металлов и сплавов в относительно больших образцах, пригоден для промышленного применения [3, 4]. При РКУП силы трения заготовки о стенки рабочего канала являются причиной значительного повышения давления прессования с увеличением длины заготовок. Этот недостаток преодолевается при использовании разрабатываемого нами метода угловой гидроэкструзии (УГЭ), согласно которому заготовка выдавливается из рабочего канала через угловую матрицу жидкостью, сжатой до высокого давления [5–6].

Для повышения эффективности преобразования структуры деформируемых заготовок необходимо обеспечить наиболее рациональные условия и режимы деформирования. В связи с этим до настоящего времени остается актуальным исследование механики процесса РКУП, всесторонняя оценка влияния параметров на механику процесса. В большинстве случаев в известных публикациях анализ процессов бокового выдавливания, РКУП методом верхней оценки производился с учетом влияния одного либо двух параметров процесса, таких как трение, угол матрицы, наружный и внутренний углы скругления канала и т. д. [7–11]. Влияние комплекса основных параметров процесса на достигаемую деформацию и давление РКУП рассмотрено в [12]. При этом, однако, не лучшим образом учитывалось трение и упрочнение материала: приняты одинаковый уровень напряжения сдвига материала и одинаковый коэффициент трения в очаге деформации, входном и выходном участках канала, не учтено влияние относительной длины заготовки и выходного участка канала.

Целью работы является анализ процессов РКУП и УГЭ методом верхней оценки с учетом комплексного влияния геометрических характеристик матрицы, различных условий трения во входном и выходном сегментах канала, упрочнения материала по мере его прохождения через канал. Процесс РКУП рассмотрен для случая деформации в матрицах со скругленным внешним углом, которые в основном используются на практике.

Анализ процесса РКУП в матрице с наружным скругленным углом выполнен с использованием простой деформационной модели, введенной [8] и в последующем использованной [9, 12].

В данной деформационной модели матрица разделена на три участка, как показано на рис. 1. В участке I материал в жестком состоянии движется вниз со скоростью V_0 . Во втором участке, названном деформационной зоной, материал подвергается непрерывной пластической деформации. Предполагается, что в этом участке материал движется по концентрическим линиям с постоянным радиусом с центром в точке O. Принимается, что в этой части матрицы сохраняется величина площади поперечного сечения канала, откуда следует, что $\phi + \psi \leq \pi$, где ϕ – угол матрицы; ψ – угол деформационной зоны. В третьем участке материал, вышедший из деформационной зоны, движется без какой-либо дополнительной деформации. Участок II отделен от участка I входной поверхностью деформационной зоны Γ_0 , а от участка III выходной поверхностью деформационной зоны Γ_f . Началом системы прямоугольных координат является точка O (рис. 1). Ось X направлена влево, а ось Y вниз. Используется также цилиндрическая система координат (r, θ) с началом в точке O.

Одинаковыми приняты углы между входной поверхностью Γ_0 и скоростью V_0 в первом участке, выходной поверхностью Γ_f и скоростью V_0 в третьем участке, причем они задаются с использованием угла φ (рис. 1)

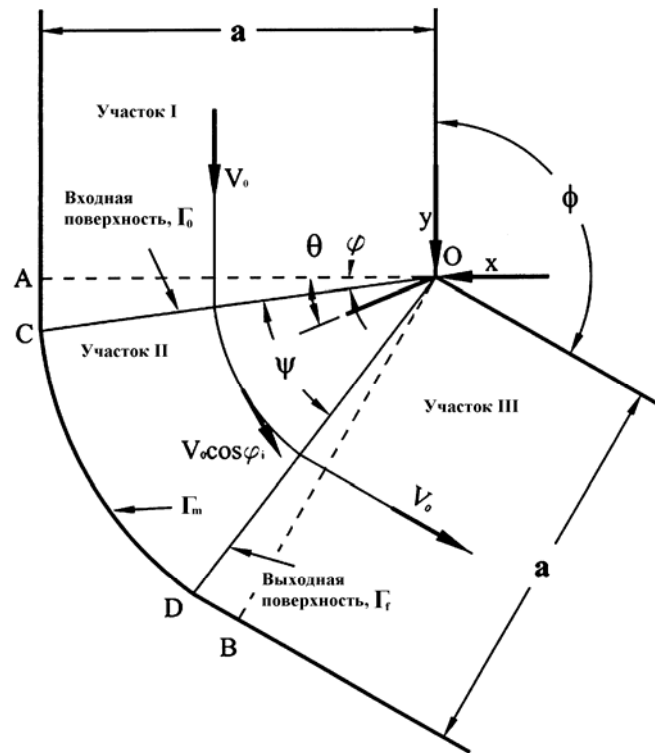


Рис. 1. Деформационная модель

Материал в деформационной зоне движется с постоянной скоростью, равной $V_0 \cos \varphi$. Поле скоростей в системе цилиндрических координат представлено как:

$$v_r = 0, \quad v_\theta = V_0 \cos \varphi, \quad v_z = 0, \quad (1)$$

где v_i ($i = r, \theta, z$) – компоненты поля скоростей в деформационной зоне; z – ось цилиндрической системы координат. На поверхностях входа и выхода скорость претерпевает разрывы, равные:

$$|v_0| = |v_f| = V_0 \sin \varphi, \quad (2)$$

где $|v_0|$ – разрыв скорости на входной поверхности, а $|v_f|$ – на выходной поверхности деформационной зоны.

Компонента скорости деформации:

$$\dot{\varepsilon}_{r\theta} = -\frac{1}{2} \frac{V_0 \cos \varphi}{r}, \quad (3)$$

а другие компоненты равны нулю.

Напряжение трения материала заготовки по поверхности инструмента выражается в виде $\tau_f = m \tau$, где m – фактор трения, τ – напряжение сдвига.

Интенсивности деформаций на входной и выходной поверхностях определяются по зависимостям [12]:

$$\bar{\varepsilon}_s(0) = \bar{\varepsilon}_s(f) = \frac{1}{\sqrt{3}} \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right), \quad (4)$$

а в деформационной зоне как:

$$\bar{\varepsilon}_d = \frac{\psi}{\sqrt{3}}. \quad (5)$$

Суммарная деформация равна:

$$\varepsilon_{tot} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[2 \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right) + \psi \right]. \quad (6)$$

Мощность деформации выражена как:

$$J = FV_0 = Pa^2V_0, \quad (7)$$

где F и P соответственно сила и давление прессования, a – ширина канала.

Мощность, рассеиваемая в процессе РКУП, выражена аналогично [12]:

$$\dot{W}_{tot} = \dot{W}_d + \dot{W}_0 + \dot{W}_f + \dot{W}_m + \dot{W}_{W(AC)} + \dot{W}_{W(BD)} + \dot{W}_{l(0)} + \dot{W}_{l(f)}, \quad (8)$$

где, \dot{W}_d , \dot{W}_0 , \dot{W}_f , \dot{W}_m , $\dot{W}_{W(AC)}$, $\dot{W}_{W(BD)}$, $\dot{W}_{l(0)}$, $\dot{W}_{l(i)}$ представляют мощности, рассеиваемые в деформационной зоне, на входной поверхности, на выходной поверхности, на поверхности контакта материала с матрицей в деформационной зоне, на поверхностях AC и BD, во входном и выходном каналах соответственно (рис. 1). Выражения каждой из составляющих уравнения (8) использованы аналогично [12]. Однако, в отличие от [12] в данной модели учитывается постепенное упрочнение материала по мере его прохождения через входную границу, пластическую зону и выходную границу этой зоны. Кроме того приняты различные значения факторов трения, а именно m_1 для границ участков I, II и части участка III на протяжении DB и m_2 - для оставшейся части границы участка III.

В связи с этим в первом приближении мощность диссипации на входной поверхности Γ_0 равна:

$$\dot{W}_0 = a^2V_0\tau_0 \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right), \quad (9)$$

где τ_0 – напряжение сдвига исходного материала.

Мощность диссипации на выходной поверхности Γ_f принята в виде:

$$\dot{W}_f = a^2V_0\tau_d \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right), \quad (10)$$

где τ_d – напряжение сдвига материала после выхода из деформационной зоны.

Мощность, рассеиваемая в деформационной зоне, принята в виде:

$$\dot{W}_d = a^2V_0\tau_{sm}\psi, \quad (11)$$

где τ_{sm} – среднее в зоне деформации напряжение сдвига с учетом упрочнения материала.

В данной работе оно определяется как $\tau_{sm} = \sqrt{0,5(\tau_0^2 + \tau_d^2)}$, хотя может использоваться и интегральная оценка среднего напряжения сдвига по кривой упрочнения в интервале деформаций от $\bar{\varepsilon}_s(0)$ до $\bar{\varepsilon}_s(0) + \bar{\varepsilon}_d$.

Мощность, рассеиваемая на контактной поверхности матрицы в деформационной зоне, принята в виде:

$$\dot{W}_m = m_1a^2V_0\tau_{sm}\psi. \quad (12)$$

Мощность, рассеиваемая на поверхности AC, принята в виде:

$$\dot{W}_{W(AC)} = m_1a^2V_0\tau_0 \cot\left(\frac{\phi}{\psi}\right). \quad (13)$$

Мощность, рассеиваемая на поверхности BD, принята в виде:

$$\dot{W}_{W(BD)} = m_1 a^2 V_0 \tau_d \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right). \quad (14)$$

Мощности, рассеиваемые на поверхностях входного и выходного каналов (участки I и III) приняты в виде:

$$\dot{W}_{l(0)} = 4m_1 a \tau_0 V_0 l_0; \quad (15)$$

$$\dot{W}_{l(f)} = 4m_2 a \tau_d V_0 l_f, \quad (16)$$

где l_0 и l_f – текущие расчетные значения длин контактных поверхностей деформируемого материала с инструментом во входном и выходном каналах.

Общая мощность, рассеиваемая в процессе РКУП, равна:

$$\begin{aligned} \dot{W}_{tot} = & a^2 V_0 \tau_{sm} \psi + a^2 V_0 \tau_0 \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right) + a^2 V_0 \tau_d \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right) + m_1 a^2 V_0 \tau_{sm} \psi + m_1 a^2 V_0 \tau_0 \cot\left(\frac{\phi}{\psi}\right) + \\ & m_1 a^2 V_0 \tau_d \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right) + 4m_1 a \tau_0 V_0 l_0 + 4m_2 a \tau_d V_0 l_f. \end{aligned} \quad (17)$$

С учетом (7) давление прессования равно:

$$P = \tau_{sm} \psi (1 + m_1) + (\tau_0 + \tau_d) (1 + m_1) \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right) + \frac{4}{a} (m_1 \tau_0 l_0 + m_2 \tau_d l_f). \quad (18)$$

Если соотношение τ_0 и τ_d , выразить в виде $n = \frac{\tau_d}{\tau_0}$, а $\bar{l}_0 = \frac{l_0}{a}$ и $\bar{l}_f = \frac{l_f}{a}$, тогда:

$$\frac{P}{\tau_0} = (1 + m_1) \left[\sqrt{\frac{1 + n^2}{2}} \psi + (1 + n) \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right) \right] + 4(m_1 \bar{l}_0 + n m_2 \bar{l}_f). \quad (19)$$

Более точным является подход к оценке мощностей, которые рассеиваются на входной Γ_0 и выходной Γ_f поверхностях пластической зоны, основанный на учете усредненного значения сопротивления материала сдвигу. Тогда осредненное значение напряжения сдвига материала на входной границе τ_{s0} и выходной границе τ_{sf} соответственно равны:

$$\tau_{s0} = \sqrt{0,5(\tau_0^2 + \tau_{sm}^2)}; \quad (20)$$

$$\tau_{sf} = \sqrt{0,5(\tau_{sm}^2 + \tau_d^2)}. \quad (21)$$

С учетом этого:

$$\dot{W}_0 = a^2 V_0 \tau_{s0} \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right); \quad (22)$$

$$\dot{W}_f = a^2 V_0 \tau_{sf} \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right). \quad (23)$$

После подстановки (20–23) в (8) и преобразований с учетом (7):

$$P = \tau_{sm} \psi (1 + m_1) + (\tau_{s0} + \tau_{sf} + m_1 \tau_0 + m_1 \tau_d) \cot\left(\frac{\phi + \psi}{2}\right) + 4(m_1 \tau_0 \bar{l}_0 + m_2 \tau_d \bar{l}_f). \quad (24)$$

Расчеты показывают, что выражения (19) и (24) дают близкие значения, но принципиально более правильно использовать выражения (20–24).

Соотношение (19) удобно использовать для интерпретации зависимости относительного давления РКУП от комплексного влияния основных факторов процесса, а именно угла ϕ , угла деформационной зоны ψ , факторов трения во входном и выходном каналах m_1 и m_2 соответственно, текущих относительных длин участков контакта деформируемого материала с инструментом во входном \bar{l}_0 и выходном \bar{l}_f каналах, коэффициента n , характеризующего интенсивность упрочнения деформируемого материала.

На рис. 2, а приведены зависимости относительного давления РКУП от угла деформационной зоны и относительной длины заготовки во входном канале. Характер зависимостей соответствует известным представлениям о значительном повышении давления РКУП с увеличением относительной длины заготовки [1].

Одним из преимуществ метода угловой гидроэкструзии является возможность сокращения до минимума площади поверхности контакта заготовки с матрицей [5–6].

При УГЭ относительная длина контакта заготовки может быть уменьшена до $\bar{l}_0 = 2 - 3$.

На рис. 2, б приведены зависимости относительного давления УГЭ от угла пластической зоны ψ и угла матрицы ϕ при $\bar{l}_0 = 2$. Характер зависимостей соответствует известным представлениям о снижении относительного давления деформирования с увеличением угла матрицы и угла деформационной зоны [12].

Полученные зависимости (19) и (24) позволяют оценить влияние различных параметров процесса, интенсивности упрочнения материала с учетом комплексного влияния ряда других факторов.

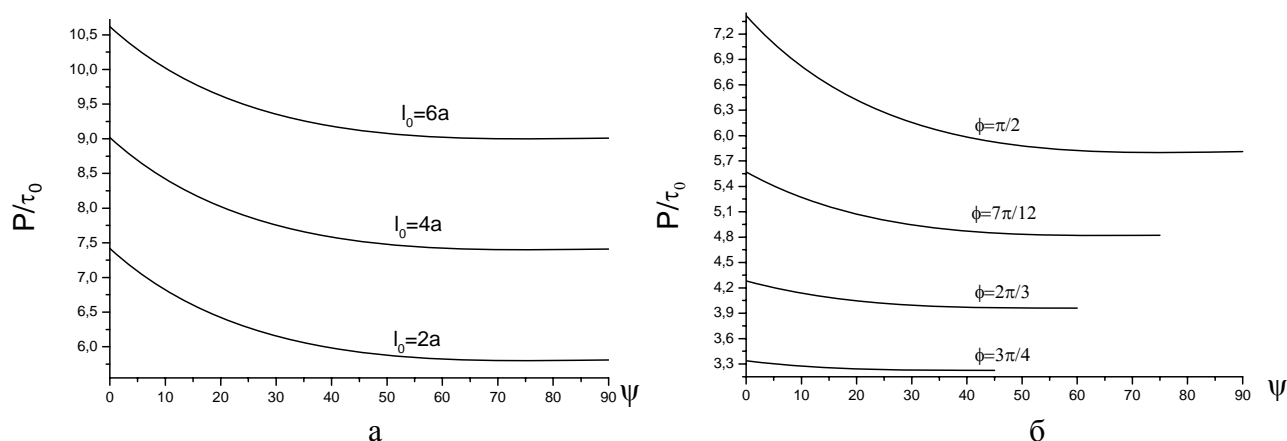


Рис. 2. Зависимости относительного давления от угла ψ и относительной длины заготовки \bar{l}_0 (а); угла матрицы ϕ (б) ($\bar{l}_f = 2a$, $\phi = \pi/2$, $m_1 = 0,2$, $m_2 = 0,5m_1$, $n = 2\varepsilon$).

В ряде известных работ с той или иной степенью точности учитываются различные факторы, которые мало влияют на уровень давления прессования. На рис. 3 приведены зависимости, характеризующие относительный вклад мощностей, рассеиваемых вследствие контактного трения материала по инструменту в общую мощность, рассеиваемую в процессе РКУП. Оценки сделаны для случая $m_2 = 0,5m_1$ и интенсивности упрочнения материала, характеризующейся показателем $n = 3$. Видно, что уже при $m_1 > 0,2$ более 50 % уровня давления может быть обусловлено влиянием сил трения. Недостаточно адекватный учет влияния упрочнения и условий контактного трения снижает ценность точного учета влияния других факторов процесса.

В экспериментах использован алюминиевый сплав АД33. Исходный материал отжигался при температуре 420 °С в течении часа и охлаждался с печью. Кривая упрочнения определялась по результатам испытания на сжатие образцов диаметром 30 мм, высотой 45 мм с торцовыми выточками, заполненными парафином. На торцы бойков наносилось смазочное вещество – масло индустриальное И30. При этих условиях осадки до $\varepsilon = 1$ обеспечивалась равномерная деформация образцов без образования бочки. Полученная кривая упрочнения материала описывается зависимостью $\sigma = 32 + 218\varepsilon^{0,25}$. В эксперименте по осадке кольцевых образцов со смазкой бойков индустриальным маслом И30 фактор трения определен равным $m = 0,2$.

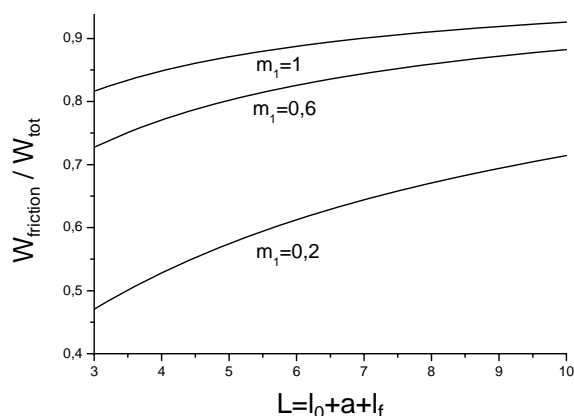


Рис. 3. Зависимость относительной мощности, рассеиваемой в результате контактного трения, от относительной длины контакта заготовки с инструментом ($a=1$, $\bar{l}_f=2a$, $\phi=\pi/2$, $\psi=30^\circ$).

Угловая гидроэкструзия образцов осуществлялась в устройстве с углом пересечения каналов $\phi=90^\circ$, ранее описанном нами [5]. Внешний угол скругления $\psi=37^\circ$. Осуществляли УГЭ прутков $d=13$ мм, длиной 130 мм. Прутки предварительно обмыливались, в качестве рабочей жидкости использовано масло И30, УГЭ осуществлялась при комнатной температуре. Для получения экспериментальной зависимости давления от перемещения плунжера осуществлялась однократная УГЭ без прессостатка. Эксперименты выполнены на гидравлическом прессе П474 усилием 1 МН, скорость деформирования 2 мм/с. При этом скорость перемещения заготовки через угловую матрицу составляла 5,2 мм/с

На рис. 4 приведена экспериментально полученная зависимость давления УГЭ заготовок в зависимости от перемещения плунжера высокого давления. Участок практически постоянного давления соответствует установившейся стадии процесса после выхода переднего конца заготовки из выходного канала.

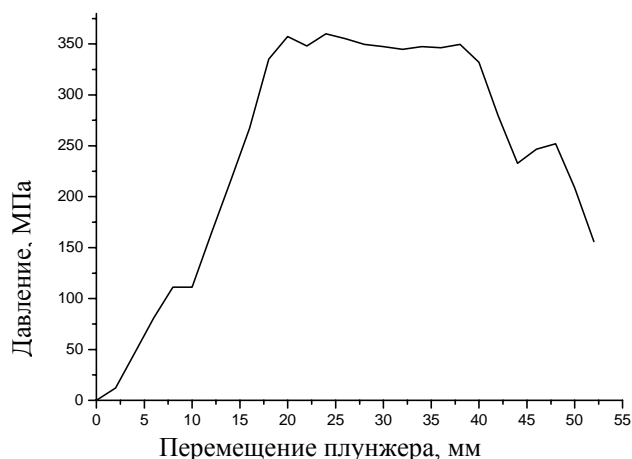


Рис. 4. Зависимость давления УГЭ от перемещения плунжера.

В табл. 1 приведены данные, отражающие условия и параметры процесса УГЭ образцов. Фактор трения m_2 , соответствующий упругой зоне, принят равным $m_2=0,5m_1=0,1$ [13].

Приведены рассчитанные значения давления прессования $P_{(19)}$, рассчитанное по (19) и $P_{(24)}$ – рассчитанное по (24). Приведенное значение экспериментально установленного давления P_{exp} отражает среднее из пяти экспериментов.

Таблица 1

Условия и расчетные параметры эксперимента

ϕ_0 , °	ψ_0 , °	a, мм	m ₁	m ₂	l_0	l_f	ε_{tot}	τ_0 , МПа	τ_d , МПа	P ₍₁₉₎ , МПа	P ₍₂₄₎ , МПа	P _{exp} , МПа	$\delta_{(19)}$, %	$\delta_{(24)}$, %
90	37	13	0,2	0,1	2,5	1,5	0,949	45	143	370	380	339	9	12

Сопоставление показало, что в зависимости от используемых формул (19 или 24) расчетное значение давления УГЭ превышает экспериментально установленное на $\delta = 9 - 12\%$. Такое расхождение связано, возможно, с погрешностями в определении коэффициентов трения ($P_{exp} = P_{(24)}$ при $m_1 \approx 0,16$).

ВЫВОДЫ

Выполнен анализ процесса РКУП методом верхней оценки с учетом влияния комплекса основных параметров на силовой режим процесса, отличающийся тем, что учитываются различные условия трения во входном и выходном сегментах канала, различная степень упрочнения материала при прохождении его через входную границу пластической зоны, саму пластическую зону и выходную ее границу.

При $m_1 > 0,2$ более 50 % уровня давления может быть обусловлено влиянием сил трения. Недостаточно адекватный учет влияния упрочнения и условий контактного трения снижает ценность точного учета влияния других факторов процесса.

ЛИТЕРАТУРА

1. Процессы пластического структурообразования / [Сегал В. М., Резников В. И., Копылов В. И. и др.]. – Минск: Наука і техника, 1994.
2. Валиев Р. З. Объемные наноструктурные металлические материалы: получение, структура и свойства / Р. З. Валиев, И. В. Александров. – М.: ИКЦ «Академкнига», 2007. – 398 с.
3. Horita Z. The potential for scaling ECAP: effect of sample size on grain refinement and mechanical properties / Horita Z., Fujinami T., Langdon T. G. // Mater. Sci. Eng. A. – 2001. – V. 318. – P. 34–41.
4. Segal V. M. Engineering and commercialization of equal channel angular extrusion (ECAE) // Mater. Sci. Eng. A. – 2004. – V. 386. – P. 269–276.
5. Равноканальная угловая гидроэкструзия – эффективный метод формирования субмикроструктурного состояния материалов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні / В. З. Спусканюк, Т. Е. Константинова, А. А. Давиденко и др. – Краматорск, 2007. – С. 37–42.
6. Spuskanyuk V., Spuskanyuk A., Varyukhin V. Development of the equal-channel angular hydroextrusion // J. Mater. Proc. Tech. – 2008. – V. 203. – P. 305–309.
7. Чудаков П. Д. Усилие горячего выдавливания в боковые каналы / П. Д. Чудаков, А. В. Кузнецов // КИШП. – 1971. – № 3. – С. 3–6.
8. Alkorta J. A comparison of FEM and upper bound type analysis of equal-channel angular pressing (ECAP) / J. Alkorta, J. G. Sevillano // J. Mater. Proc. Tech. – 2003, V. 141. – P. 313–318.
9. Altan B. S. An upper-bound analysis for equal-channel angular extrusion / B. S. Altan, G. Purcek, I. Miskioglu // J. Mater. Proc. Tech. – 2005. – V. 168. – P. 137–146.
10. Лантев А. М. Анализ равноканального углового прессования методом жестких блоков / А. М. Лантев, Е. Ю. Вьяль, А. В. Периг // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорск: ДДМА, 2006. – С. 316–322.
11. Reihanian M. Upper-bound analysis of equal channel angular extrusion using linear and rotational velocity fields / Reihanian M., Ebrahimi R., Moshksar M. M. // Mater. and Design. – 2009. – V. 30. – P. 28–34.
12. Eivani A. R., Karimi Taheri A. An upper bound solution of ECAE process with outer curved corner // J. Mater. Proc. Tech. – 2007. – V. 182. – P. 555–563.
13. Перлин И. Л. Теория прессования металлов / И. Л. Перлин, Л. Х. Райтбарг. – [2-е изд.]. – М.: «Металлургия», 1976 г. – 448 с.

Спусканюк В. З. – д-р техн. наук, старш. науч. сотруд. ДонФТИ НАНУ;
 Гангало А. Н. – аспирант ДонФТИ НАНУ;
 Давиденко А. А. – канд. техн. наук, науч. сотруд. ДонФТИ НАНУ;
 Коваленко И. М. – введущ. инженер ДонФТИ НАНУ.

ДонФТИ НАНУ – Донецкий физико-технический университет им. А. А. Галкина национальной академии наук Украины, г. Донецк.

E-mail: vspusk@ukr.net

УДК 621.777.01: 53.072.22

Периг А. В.
Лаптев А. М.
Голоденко Н. Н.
Лошманов А. Ю.
Литвинов М. Г.

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ ПРИ РАВНОКАНАЛЬНОМ УГЛОВОМ ПРЕССОВАНИИ: АНАЛИЗ ДВИЖЕНИЯ ВЯЗКОЙ СРЕДЫ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ВЕРИФИКАЦИЯ МЕТОДОМ МАРКЕРОВ

Равноканальное угловое прессование (РКУП) является перспективной технологией обработки материалов давлением, обеспечивающей формирование ультрамелкозернистой структуры с сохранением целостности обрабатываемой заготовки, которое реализуется посредством многократного прессования смазанной заготовки в штампе с двумя пересекающимися каналами одинакового поперечного сечения [1]. Полученные РКУП материалы с субмикронными зёрнами характеризуются повышенным уровнем удельной прочности и технологической пластичности в области эксплуатационных температур для деталей авиационной техники, оборудования химической промышленности, медицинских имплантантов, несущих конструкций травматологических аппаратов и т. д. [2, 3].

В то же время основные особенности пластического течения материалов при таких технологических операциях обработки давлением как ковка, штамповка, прессование и др. можно проанализировать с использованием геометрических методов исследования напряженно-деформированного состояния при физическом (натурном) моделировании [4]. Например, при анализе РКУП использование физического моделирования для слоистых моделей позволяет оценить конечное измельчение микроструктуры моделируемого металлического сплава по характеру перемешивания слоев двухцветных пластилиновых композиций [5]. При этом в известных ранее публикациях не рассматривались применения физического моделирования к анализу характера пластического течения, образования и развития застойных зон в обрабатываемых материалах, а также для оценки накопленной деформации сдвига при РКУП, что и определяет актуальность настоящего исследования.

Целью работы является теоретическое и экспериментальное исследование локального пластического течения материалов при физическом моделировании РКУП (рис. 1, а).

На основании геометрического подобия характера течения модельного и натурального материалов [6], в качестве первого приближения к анализу течения материала при РКУП используем уравнения Навье-Стокса (уравнения импульса) для движения вязкой среды [7]:

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial \bar{t}} + \bar{u} \frac{\partial \bar{u}}{\partial \bar{x}} + \bar{v} \frac{\partial \bar{u}}{\partial \bar{y}} = -\frac{1}{\bar{\rho}} \cdot \frac{\partial \bar{P}}{\partial \bar{x}} + \frac{\bar{\eta}}{\bar{\rho}} \left(\frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{x}^2} + \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{y}^2} \right); \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{v}}{\partial \bar{t}} + \bar{u} \frac{\partial \bar{v}}{\partial \bar{x}} + \bar{v} \frac{\partial \bar{v}}{\partial \bar{y}} = -\frac{1}{\bar{\rho}} \cdot \frac{\partial \bar{P}}{\partial \bar{y}} + \frac{\bar{\eta}}{\bar{\rho}} \left(\frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{x}^2} + \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{y}^2} \right); \quad (2)$$

и уравнение неразрывности:

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial \bar{x}} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial \bar{y}} = 0, \quad (3)$$

где чертой сверху обозначены размерные величины: \bar{x}, \bar{y} – координаты; \bar{t} – время; \bar{u} и \bar{v} – размерные составляющие скорости вдоль осей x и y соответственно (рис. 1, а); $\bar{\rho}$ и $\bar{\eta}$ – плотность и вязкость обрабатываемого материала; \bar{P} – давление прессования.

Для создания математической модели задачи, удобной для теоретического анализа, а также с целью получения общности решений, введем следующие безразмерные величины:

$x = \bar{x}/\bar{a}$, $y = \bar{y}/\bar{a}$ – безразмерные координаты, где характерный размер \bar{a} – ширина канала; $u = \bar{u}/\bar{U}_0$, $v = \bar{v}/\bar{U}_0$ – безразмерные составляющие скорости вдоль осей x и y , где \bar{U}_0 – скорость материала во входном канале штампа; $P = \bar{P}/(\bar{\rho}\bar{U}_0^2)$ – безразмерное давление, где $\bar{\rho}$ – плотность обрабатываемого материала; $Re = \bar{U}_0\bar{a}\bar{\rho}/\bar{\eta}$ – число Рейнольдса, где $\bar{\eta}$ – вязкость материала модели; $t = \bar{t}\bar{\eta}/(\bar{\rho}\bar{a}^2)$ – безразмерное время; $x = Re \cdot ut$, $y = Re \cdot vt$ – безразмерные координаты.

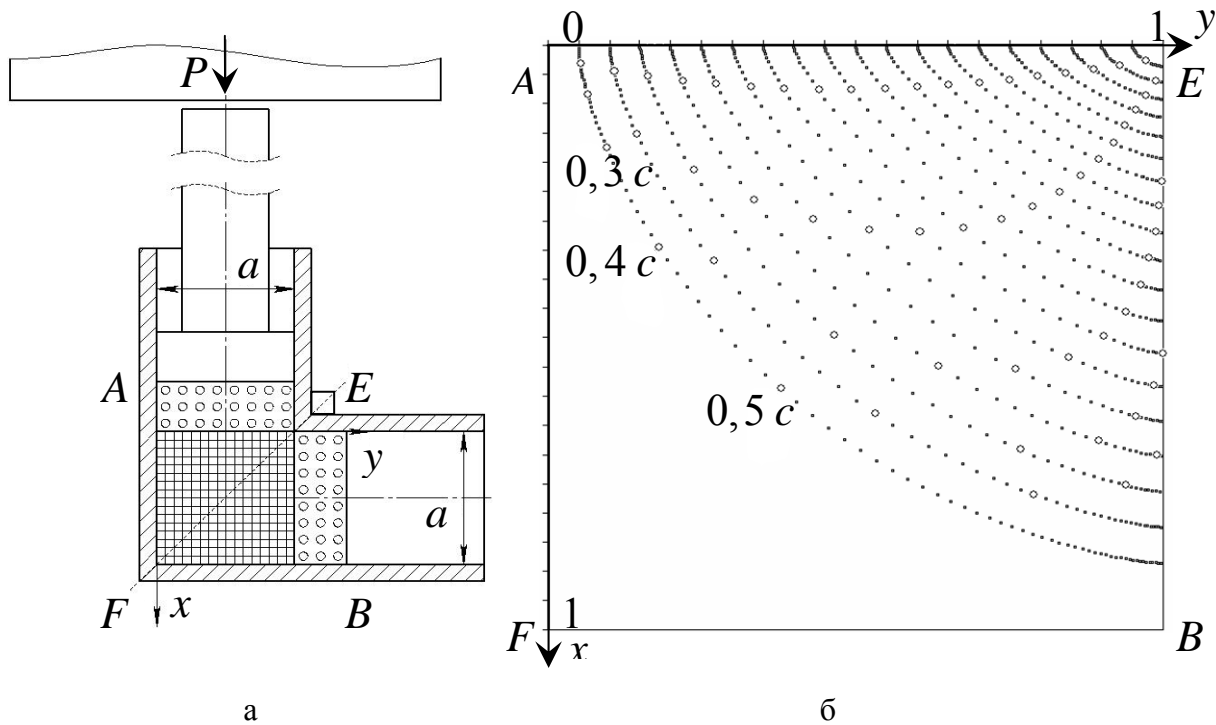


Рис. 1. Штамп для РКУП с прямым углом между входным и выходным каналами и сетка для конечно-разностной аппроксимации течения материала в очаге деформации (а); расчетные линии тока в очаге пластической деформации для течения пластилина (б)

Для случая, когда $Re \ll 1$ после несложных преобразований уравнений (1), (2) получаем следующие уравнения импульса в консервативной форме:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + Re \left[\frac{\partial(u^2)}{\partial x} + \frac{\partial(uv)}{\partial y} + \frac{\partial P}{\partial x} \right] = \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}; \quad (4)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + Re \left[\frac{\partial(v^2)}{\partial y} + \frac{\partial(uv)}{\partial x} + \frac{\partial P}{\partial y} \right] = \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2}. \quad (5)$$

Для решения уравнений (4), (5) воспользуемся одним из численных методов, нашедшим широкое применение при решении задач механики сплошных сред и легко реализуемым на компьютере – методом конечных разностей. Метод, используемый для конечно-разностной аппроксимации, основывается на покрытии области очага пластической деформации $AEBF$ равномерной сеткой квадратных элементов (рис. 1, а) с последующей заменой искомых функций $u = u(x, y)$, $v = v(x, y)$ и $P = P(x, y)$ на функции узловых аргументов. Для расчета полей давлений и скоростей полученная система алгебраических уравнений решается итерационным методом Рундсона в системе программирования Delphi. Для нахождения

параметров установившегося режима начальные условия берутся в виде грубого приближения к стационарному решению:

$$u_{i,j}^0 = 1, v_{i,j}^0 = 0, P_{i,j}^0 = 0. \quad (6)$$

Граничные условия для скоростей формулируются из тех соображений, что материал при РКУП течет без прилипания к стенкам AF ($j=0$) и FB ($i=n$) штампа, т. е. скорость частицы материала вдоль стенок равна касательной составляющей скорости материальной частицы во внутреннем, прилегающем к стенкам, слое обрабатываемого материала. При этом нормальные составляющие скоростей в слоях, прилегающих к границе изнутри и «извне», равны и противоположно направлены, а на самой стенке штампа нормальная составляющая скорости равна нулю.

Такими образом, для стенки AF имеем:

$$u_{i,0} = u_{i,1}; v_{i,0} = 0; v_{i,-1} = -v_{i,1}. \quad (7)$$

Для стенки FB :

$$u_{n+1,j} = -u_{n-1,j}; u_{n,j} = 0; v_{n,j} = v_{n-1,j}. \quad (8)$$

Что же касается угловых точек штампа E и F , то в них из физических соображений берутся нулевые компоненты скорости:

$$u_{n,0} = 0, v_{n,0} = 0; u_{0,n} = 0, v_{0,n} = 0. \quad (9)$$

Граничное условие для давления у стенок со скольжением формулируется из требования равенства давлений в близлежащих узлах сетки по обе стороны границы штампа. При этом давление материала на выходной поверхности очага пластической деформации BE предполагается равным пределу текучести:

$$P_{i,-1} = P_{i,0}; P_{n+1,j} = P_{n,j}; P_{i,n+1} = \sigma_S. \quad (10)$$

Из формулы Пуазейля получаем следующие соотношения для перепада размерного и безразмерного давления на шаге координаты:

$$\Delta \bar{p} = 8\bar{U}_0\bar{\eta}/(n\bar{a}), \Delta p = 8\bar{\eta}/(\bar{a}n\bar{\rho}\bar{U}_0), \quad (11)$$

где n – число ячеек сетки вдоль стороны квадрата (рис. 1, а).

Граничные условия для давления на входе AE имеют вид:

$$P_{-1,j} = P_{0,j} + 8\bar{\eta}/(\bar{a}n\bar{\rho}\bar{U}_0). \quad (12)$$

Система уравнений (4), (5) решалась с начальными (6) и граничными (7)-(10), (12) условиями для течения пластилина при РКУП для следующих числовых значений: плотность материала $\rho = 1850 \text{ кг/м}^3$, предел текучести $\sigma_S = 217 \text{ кПа}$ [8], ширина каждого канала $a = 20 \text{ мм}$, скорость прессования $U_0 = 5 \text{ мм/с}$, вязкость текущего материала $\eta = 12 \text{ МПа}\cdot\text{с}$, число Рейнольдса $Re = 1,54 \cdot 10^{-8}$, шаг времени $dt = 96 \text{ фс}$, число шагов координаты $n = 400$, число шагов времени $n_t = 144649$, время установления стационарного режима $\bar{t} = 14 \text{ нс}$. Пять изохрон, помеченные кружками на рис. 1, б, соответствуют моментам времени $t_1 = 100 \text{ мс}$, $t_2 = 200 \text{ мс}$, $t_3 = 300 \text{ мс}$, $t_4 = 400 \text{ мс}$, $t_5 = 500 \text{ мс}$. Относительная погрешность итераций составляет $\varepsilon = 10^{-6}$.

Результаты численного решения уравнений Навье-Стокса для течения пластилина при физическом моделировании РКУП представлены на рис. 1, б. Показаны положения частиц-маркеров через равные промежутки времени. В начальный момент времени $t = 0$ частицы находились во входном сечении AE . Если соединить точки, соответствующие положениям маркеров в последовательные моменты времени, получим линии тока. Положения маркеров в моменты времени t_1, t_2, t_3, t_4 и t_5 изображены кружками. Если соединить маркеры, соответствующие моменту времени t_1 , получим изохрону t_1 и т. д. На рисунке отчетливо просматривается свободная от маркеров застойная зона, прилегающая к углу AFB пресс-формы.

Решение системы уравнений (4), (5) позволяет исследовать поле полной скорости потока $w = \sqrt{u^2 + v^2}$ и давления P в любой точке исследуемой области $AEBF$. Соответствующие зависимости представлены на рис. 2.

Если бы слои обрабатываемого материала не скользили друг относительно друга, то скорость слоя была бы пропорциональной его расстоянию от точки E пресс-формы. Однако, как это видно на графике рис. 2, а, где представлена зависимость скорости слоя от его удаленности от точки E вдоль диагонали EF , нарастание скорости слоя с увеличением расстояния от точки E вначале замедляется, а затем скорость слоев быстро уменьшается. При скольжении слоев друг относительно друга происходит перемалывание крупных кристаллических зерен, т. е. измельчение кристаллической структуры. Малая часть входного потока, наиболее удаленная от точки E , из-за уменьшения относительной скорости при прохождении пресс-формы, как это видно на рис. 1, б, захватывает значительную часть ее объема, которую мы называем «застойной зоной». Именно здесь относительная скорость от слоя к слою изменяется особенно резко, именно здесь измельчение кристаллической структуры происходит наиболее интенсивно.

Картина течения материала определяется числом Рейнольдса Re . Совпадение результатов компьютерного (рис. 1–2) и натурального (рис. 3) моделирования с пластилином, позволяет сделать вывод, что соответствующие расчеты для металлов дадут возможность определить оптимальные параметры технологического процесса.

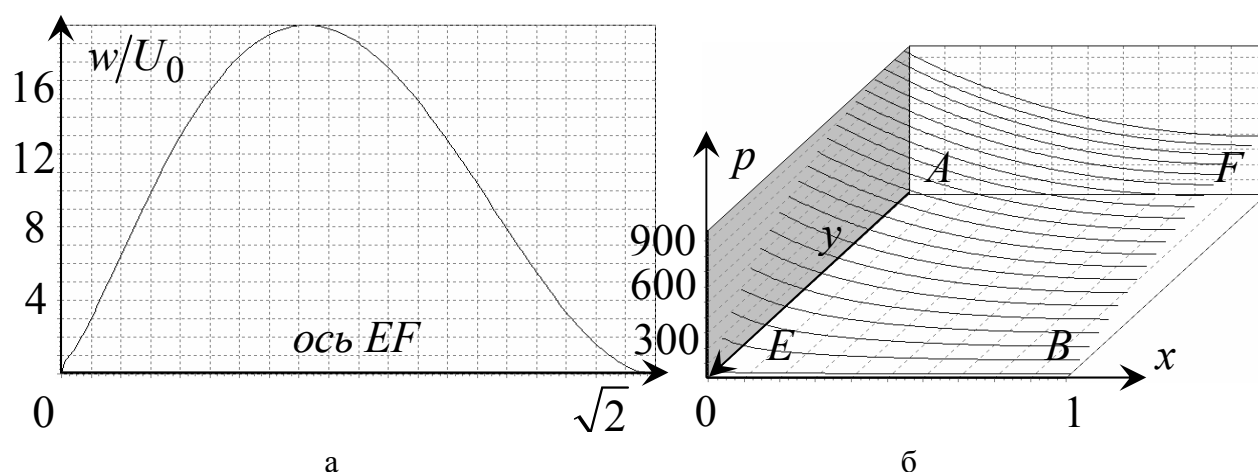


Рис. 2. Характер распределения полной скорости потока вдоль диагонали EF (а); поле давлений p (МПа) в области очага пластической деформации, вход AE – слева, выход BE – к нам (б)

Для экспериментальной верификации предложенной математической модели осуществлялось физическое моделирование РКУП, причем, в отличие от классического метода слоистых моделей [4, 5], характер течения обрабатываемого материала исследовался методом маркеров [9, 10], что обусловлено рядом недостатков распространенного метода многослойных композиций. Основная сложность применения метода слоистых моделей состоит в подготовке равнотолщинных однородных слоев для последующей сборки [4, 5], что зачастую затруднительно при использовании мягких модельных материалов и требует применения специализированного оборудования, например прокатного стана. Кроме того, каждый из слоев модельного материала обладает собственными физическими свойствами. Поэтому при обработке давлением механическое поведение целостной заготовки и многослойной композиции, полученной простой геометрической сборкой отдельных слоев, существенно отличаются. К тому же, при использовании метода слоистых моделей некоторые особенности локального пластического течения, например, образование застойных зон, проявляются недостаточно

четко. Отметим, что метод маркеров лишен всех вышеуказанных недостатков метода многослойных композиций и обеспечивает возможность его последующей алгоритмизации.

С целью задания однородных условий трения при прессовании заготовки был изготовлен штамп из плексигласа с углом пересечения каналов $2\theta = 90^\circ$.

Для практической реализации метода маркеров чувствительная к формоизменению исходная заготовка плотно размещалась во входном канале штампа и продавливалась пуансоном, а на переднюю поверхность исходного материала заготовки (например, пластилина) наносились маркеры в виде дисперсных частиц другого твердого материала (например, древесных опилок). После этого дисперсные частицы одновременно вдавливались в объем исходного материала, причем вдавливание осуществлялось до тех пор, пока твердые частицы не погружались в объем исследуемого материала. Перед прессованием пластилиновая заготовка покрывалась слоем талька, который играл роль смазки. Фиксирование относительных перемещений отдельных дисперсных частиц твердого материала осуществлялось фотографированием заготовки через прозрачную стенку штампа на разных этапах пластической деформации (рис. 3).

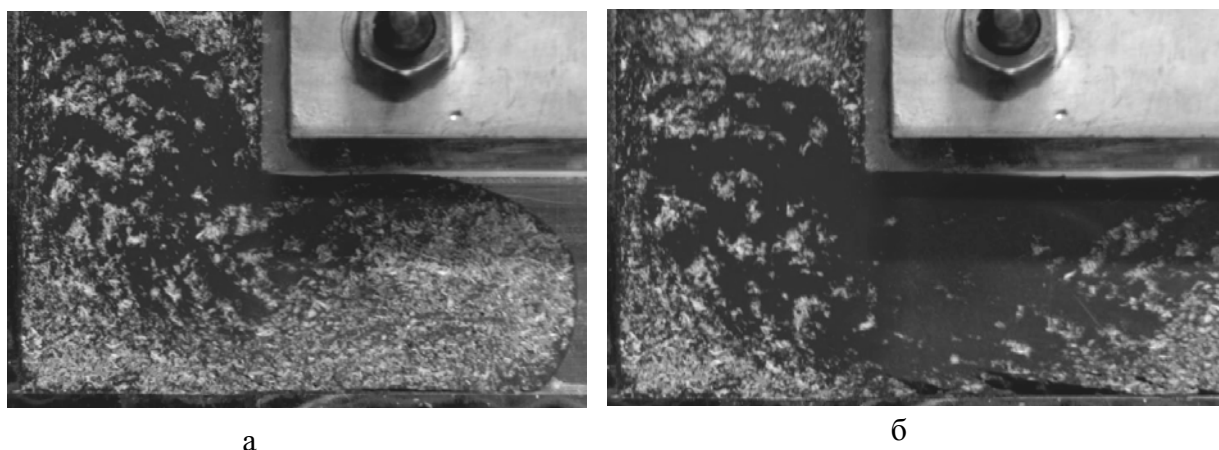


Рис. 3. Формирование застойной зоны в углу штампа при РКУП пластилина в случае нестационарного (а) и установившегося (б) режимов течения

Геометрическое подобие картин течения пластилина и металла при РКУП следует дополнить физическим подобием по условиям трения. Для исследования трения при РКУП и определения фактора трения использовалась методика осадки колец с соотношением геометрических размеров $D : d : H = 6 : 3 : 2$, где D , d – внешний и внутренний диаметры кольца, а H – высота кольца [11]. Как известно, фактор трения зависит от коэффициента Лоде и показателя вида напряженного состояния. Это обуславливает определенную неточность использования методики осадки кольца для определения величины фактора трения при РКУП вследствие различных схем напряженно-деформированного состояния, хотя и дает приемлемую оценку в первом приближении. Было проведено 35 опытов по осадке пластилиновых $6 : 3 : 2$ колец между пластинками из органического стекла и получено среднее значение фактора трения $m = 0,159$. В то же время данные 18 опытов по осадке медных и свинцовых колец между пластинками из стали 3 показывают, что фактор трения составляет $m = 0,266$ и $m = 0,5$ соответственно. Т. о., несмотря на разную реологию пластилина и меди, существует подобие в их течении при РКУП как на геометрическом уровне, так и по условиям трения.

Физическое моделирование РКУП по методу маркеров подтверждает результаты численного интегрирования уравнений Навье-Стокса (рис. 1, б).

ВЫВОДЫ

Показано, что, несмотря на разную реологию пластилина и меди, существует подобие в их течении при РКУП как на геометрическом уровне, так и по условиям трения. Доказана возможность исследования процесса РКУП методом компьютерного моделирования. Численное решение уравнений Навье-Стокса позволяет значительно ускорить и удешевить процесс проектирования технологической оснастки для реализации РКУП по сравнению с предварительным исследованием различных режимов РКУП на нескольких натуральных моделях. В процессе компьютерного моделирования производится непосредственный расчет энергосиловых параметров процесса РКУП. Анализ расчетных зависимостей давления прессования позволяет выполнить оценку как минимального давления, так и значения давления, необходимого для достижения заданной скорости прессования через штамп с прямым углом между каналами.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сегал В. М. Пластическая обработка металлов простым сдвигом / В. М. Сегал, В. И. Резников, А. Е. Дробышевский, В. И. Копылов // *Известия АН СССР. Металлы*. – 1981. – № 1. – С. 115–123.
2. Валиев Р. З. Развитие наноструктурных материалов на стыке наук / Р. З. Валиев, Р. К. Исламгалиев // *Научный журнал Уфимского государственного авиационного технического университета «Вестник УГАТУ»*. – Уфа, 2000. – № 1. – С. 61–66. – (Библиогр.: С. 66).
3. Салищев Г. А. Конструкционная прочность субмикроструктурных материалов / Г. А. Салищев, Р. Г. Зарипова, Р. М. Галеев // *Научный журнал Уфимского государственного авиационного технического университета «Вестник УГАТУ»*. – Уфа, 2000. – № 2. – С. 117–122. – (Библиогр.: С. 122).
4. Чиченев Н. А. Методы исследования процессов обработки металлов давлением (экспериментальная механика): учеб. пособ. / Н. А. Чиченев, А. Б. Кудрин, П. И. Полухин. – М.: Металлургия, 1977. – 312 с. : ил. – (Библиогр. в конце глав и в тексте. – ИБ № 328).
5. Manna R. Physical modeling of equal channel angular pressing using plasticine / R. Manna, P. Agrawal, J. Sushant, B. K. Mudda, N. Mukhopadhyay, G. V. Sastry // *Scripta Materialia*. – 2005. – Том 53. – № 12. – С. 1357–1361. – Библиогр.: С. 1361).
6. Смирнов-Аляев Г. А. Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением / Г. А. Смирнов-Аляев, В. П. Чикидовский. – Л.: Машиностроение, 1972. – 360 с. : ил. – (Библиогр.: С. 356–359).
7. Роуч П. Дж. Вычислительная гидродинамика / П. Дж. Роуч; пер. с англ. В. А. Гущина, В. Я. Митницкого; под ред. П. И. Чушкина. – М.: Мир, 1980. – 616 с. : ил. – (Библиогр.: С. 537–598).
8. Sofuoğlu H. Flow behavior of Plasticine used in physical modeling of metal forming processes // *H. Sofuoğlu, J. Rasty // Tribology International*. – 2000. – Том 33. – № 8. – С. 523–529. – (Библиогр.: С. 529).
9. Raffel M. Particle Image Velocimetry. A Practical Guide / M. Raffel, C. E. Willert, S. T. Wereley, J. Kompenhans. – Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007. – 448 с. : ил. – (Библиогр.: С. 403–435).
10. Springer Handbook of Experimental Fluid Mechanics / под ред. C. Tropea, A. L. Yarin, J. F. Foss. – Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007. – 1557 с. : ил. – (Библиогр. в конце глав и в тексте).
11. Sofuoğlu H. Determination of friction coefficient encountered in large deformation processes // *H. Sofuoğlu, H. Gedikli // Tribology International*. – 2002. – Том 35. – № 1. – С. 27–34. – (Библиогр.: С. 34).

Периг А. В. – ассистент ДГМА;
Лаптев А. М. – д-р техн. наук, проф. ДГМА;
Голоденко Н. Н. – канд. физ.-мат. наук, доц. ДонНАСА;
Лошманов А. Ю. – канд. физ.-мат. наук, доц. ГОУ ВПО «КНАГТУ»;
Литвинов М. Г. – студент ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск;
ДонНАСА – Донбасская национальная академия строительства и архитектуры, г. Макеевка;
ГОУ ВПО «КНАГТУ» – Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет», г. Комсомольск-на-Амуре.

E-mail: olexander.perig@gmail.com
texmex@dgma.donetsk.ua

УДК 621.979.134

Стеблюк В. І.
Холявік О. В.**ПОБУДОВА КОНТУРУ ЗАГОТОВКИ НА ОСНОВІ МАТЕМАТИЧНОЇ МОДЕЛІ
ПРОЦЕСУ ВИТЯГУВАННЯ ПОРОЖНИСТИХ ВИРОБІВ
КОРОБЧАСТОЇ ФОРМИ**

Дослідження технологічного процесу витягування порожнистих виробів коробчастої форми до останнього часу ведуться різними авторами [1–3], але на відміну від процесу витягування вісесиметричних виробів далеко не завершено. Так, залишається відкритим питання визначення раціональної форми заготовки та проміжних переходів при багатоопераційному витягуванні. Раціональна форма заготовки забезпечує ефективне використання матеріалу та мінімальну кількість операцій, а відтак і високі ресурсозберігаючі складові технологічного процесу. Рекомендації побудови конфігурації заготовок для коробчастих виробів [1–3] ґрунтуються переважно на виробничій практиці і експериментальних дослідженнях. До того ж у різних авторів рекомендації побудови контуру заготовки та форми і розмірів переходів суттєво відрізняються в залежності від відносних параметрів (відносної висоти, відносного радіусу і т. д.) [1–3].

Метою роботи є розвиток аналітичних методів розрахунку розмірів та форми заготовок і переходів при витягуванні коробчастих виробів із листового матеріалу, що базуються на гідромеханічних аналогіях пластичного деформування і гідродинаміки, зокрема, з використанням теорії потенціалу, ефективність яких показана в роботі [4]. Для цього розглянемо умовно «зворотний» процес витягування: перехід від коробчастої деталі до плоскої заготовки.

Розглядаючи процес «витікання» жорстко-пластичної маси через контур, обмежений границями жорстких і пластичних зон, можемо вважати, що прямолінійні ділянки коробчастої деталі отримують згином і це вносить зміни у поле швидкостей у фланці.

Так як і у випадку побудови контуру оптимальної заготовки за методом ліній ковзання розглядається початкова стадія витягування, коли згин на кромці матриці не може внести скільки небудь помітних змін в поле швидкостей у фланці.

Розглянемо схематично поле швидкостей у фланці заготовки, що відповідає цьому моменту витягування коробчастої деталі.

По контуру матриці вектор швидкості направлений по нормалі до нього, а її модуль дорівнює швидкості пуансона \vec{V}_{pn} . В зоні рівномірного НДС, що примикає до прямолінійної ділянки контуру, метал не деформується і його швидкість не міняється, а при переході через границю жорсткої і пластичної зон дотична компонента зазнає розрив, тоді як нормальна компонента неперервна:

$$V_n = V_{pn} \cdot \cos \pi / 4. \quad (1)$$

Виділимо на прямолінійній ділянці контуру матриці відрізок Δx . На границі жорсткої і пластичної зони йому відповідає відрізок $\Delta \ell$. Вектори швидкості плоскої течії, що проходять через крайні точки вказаних відрізків утворюють векторну смужку – плоский аналог векторної трубки або трубки току. Якщо потік вектора швидкості через відрізок контуру матриці Δx дорівнює $q_n = \Delta x \cdot V_{pn}$, то потік через відповідний йому відрізок границі жорсткої і пластичної області буде мати значення:

$$q_n = V_n \cdot \Delta \ell. \quad (2)$$

Тобто

$$V_n \cdot \Delta \ell = V_{pn} \Delta x = const, \quad (3)$$

що відповідає відомій теоремі гідромеханіки про сталість потоку через поперечний переріз трубки току. Кожну ділянку dl на границі жорсткої і пластичної зон, а також по радіусу заокруглення матриці, вважатимемо виток, що створює потенціал в точці з координатами x, y :

$$\Phi(x, y) = \frac{q_i}{4\pi} \cdot \ln|\rho_i| = \frac{V_r \cdot r_0}{4\pi} \cdot d\theta_i \ln|\rho_i|, \quad (4)$$

де $|\rho_i|$ – відстань від точки з координатами x, y і серединою елементарного відрізка dl_i .

$$\Phi(x, y) = \sum_{i=1}^n \frac{q_i}{4\pi} \cdot \ln|\rho_i|. \quad (5)$$

Таким чином сума підраховується для всіх елементів, які утворюють замкнутий контур.

При відсутності осьової симетрії екіпотенціальна лінія знаходиться по значенню потенціалу в одній довільній точці з координатами x_K, y_K :

$$\Phi(x, y) = C_K \quad (6)$$

де C_K – значення потенціалу в деякій точці з координатами x_K, y_K .

Вектори смужки току ортогональні до контуру оптимальної заготовки, а елемент зовнішнього контуру фланця ΔL є відрізком екіпотенціальної лінії. Всі зовнішні межі смужок току, що обмежені екіпотенціальною лінією на початку течії, будуть знаходитись на екіпотенціальних лініях в процесі переміщення (течії) і одночасно мають досягти контуру матриці при «прямому» витягуванні.

Тому при початковій стадії витяжки контур оптимальної заготовки є екіпотенціальною лінією векторів швидкості течії.

Таким чином отримавши екіпотенціальні лінії швидкостей пластичної течії ми і отримуємо і розмір оптимальної заготовки.

Тому розрахунок і визначення форми і розмірів оптимальної заготовки зводиться до побудови екіпотенціальної лінії швидкостей пластичної течії (точніше швидкості плоскої потенціальної течії ідеальної нестисненої рідини, що її апроксимує).

Розбивши вказані лінії розділу жорсткої і пластичної зон на елементарні відрізки встановимо в їх центрах витоки ідеальної рідини або пластичної маси, які будуть створювати поле потенціалів.

Потенціал поля плоскої течії в деякій точці з координатами x_k, y_k , який створюється виток, зосередженим в точці з координатами ξ_j, η_j і розходом q , визначається за формулою:

$$\Pi(x_k, y_k) = \frac{q}{2\pi} \ln \rho_{jk}, \quad (7)$$

де ρ_{jk} – радіус-вектор між точкою та будь-яким витком контуру.

Потенціал поля в цій же точці від витоків зосереджених в серединах відрізків $\Delta \ell_j$, координати яких ξ_j, η_j , визначається сумою:

$$\Pi(x_k, y_k) = \frac{V_n \Delta \ell}{2\pi} \sum_{j=1}^n \ln \rho_{jk}, \quad (8)$$

де $V_n \Delta \ell$ – потік вектора швидкості через відрізки рівної довжини $\Delta \ell$.

Прийmemo за точку x_k, y_k деяку початкову точку, яка належить контуру оптимальної заготовки.

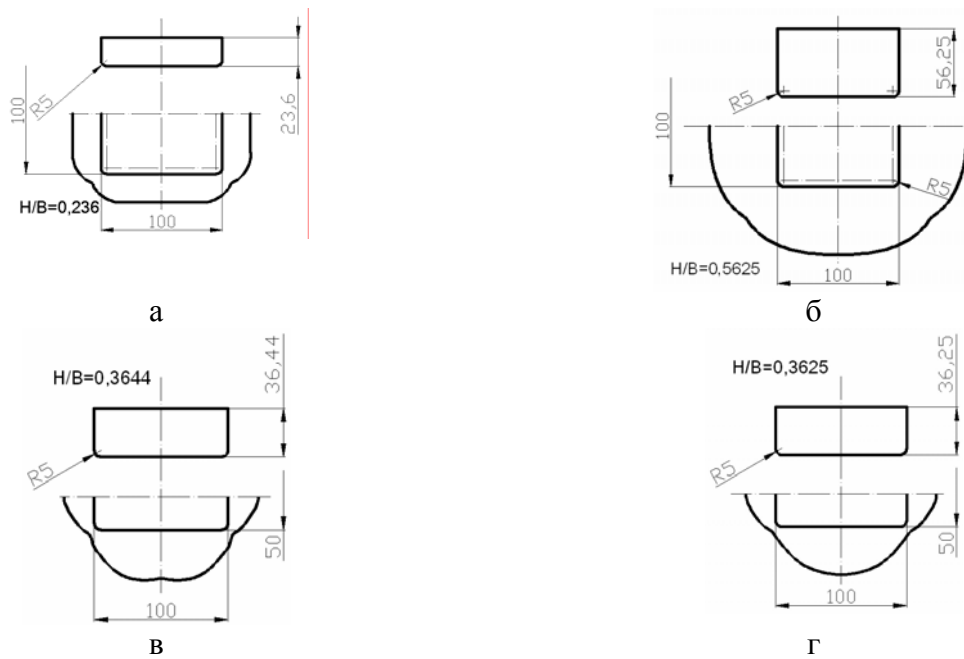


Рис. 1. Контури оптимальних заготовок, отримані методом потенціалу

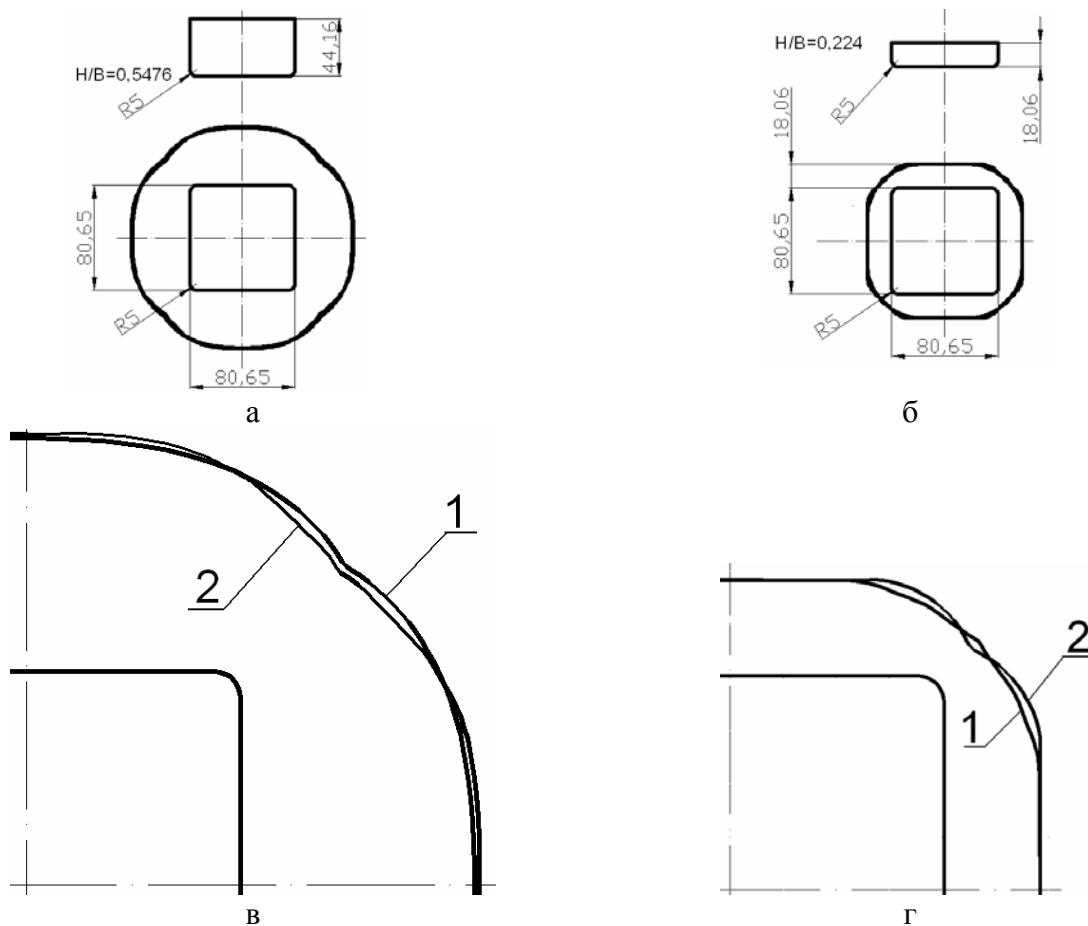


Рис. 2. Порівняння оптимальних контурів заготовок, отриманих різними методами: 1 – метод ліній ковзання, 2 – метод потенціалів

Інша точка, що лежить на лінії рівного потенціалу з координатами x_1, y_1 знаходиться за довільним приростом Δx координати $x_1 = x_k + \Delta x$. Після підстановки x_1 в рівняння (8) і його розв'язку знаходять координату y_1 .

Повторюючи цей прийом, для нового значення $x_1 + dx$ знаходять точку x_2, y_2 , що лежить на екіпотенціальній лінії, після чого будують сімейство екіпотенціальних ліній, які і будуть являтися контуром заготовки коробчастої деталі, яку шукають.

На рис. 1 показані контури оптимальних заготівок для квадратних і прямокутних коробок, побудованих вказаним методом. Так на рис. 1, а, рис. 1, в і рис. 1, г представлено контури оптимальних заготівок для відносно низьких квадратних та прямокутної деталей відповідно, а на рис. 1, б зображено контур оптимальної заготівки для відносно високої деталі квадратної форми. Порівнюючи їх з контурами оптимальних заготовок для витягування квадратних коробок, побудованих за методом ліній ковзання [4] (рис. 2), можна відзначити їх практичну ідентичність.

ВИСНОВКИ

В статті наведено нову методику комп'ютерного моделювання процесу витягування порожнистих коробчастих виробів. Суть її полягає в тому, що моделюється процес витягування виробів без осової симетрії у «зворотному» напрямку. Розроблена на основі запропонованої теорії програма будує точки екіпотенціального контуру. Контур являється оптимальним для виготовлення коробчастого виробу заданої відносної висоти і відносними радіусами заокруглень в кутах. Для перевірки запропонованої теорії передбачається моделювання процесу витягування у «прямому» напрямку з використанням пакетів САД/САЕ DFORM-3D та ANSIS.

ЛІТЕРАТУРА

1. Романовский В. П. *Справочник по холодной штамповке* / В. П. Романовский. – Л: Машиностроение, 1979.
2. Вайнтрауб Д. А. *Технологические расчеты при вытяжке высоких прямоугольных деталей* / Д. А. Вайнтрауб. – Л: Ленинградский дом научно-технической пропаганды, 1969.
3. *Пластическое формоизменение металлов* / Т.Я. Гун, П. И. Полухин, В. П. Полухин та ін. – М.: Издательство «Металлургия», 1968. – 420 с.
4. Стеблюк В. І. *Моделювання процесу витягування коробчастих виробів* / В. І. Стеблюк, О. В. Холявік, К. Лукасик // *Вестник Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт»*, *Машиностроение*. – 2008. – № 52. – С. 351–359.
5. Стеблюк В. І. *Побудова контуру заготовки коробчастої деталі методом потенціалу* / В. І. Стеблюк, О. В. Холявік; [редкол.: Башков Є. О. (голова) та інші] // *Наукові праці ДонНТУ. Металургія*. – Випуск 10 (141). – Донецьк, ДонНТУ, 2008. – С. 205–210.
6. Стеблюк В. І. *Екіпотенціальні лінії швидкості і лінії току при витягуванні коробчастих виробів із листового металу* / В. І. Стеблюк, О. В. Холявік // *Вестник Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт»*, *Машиностроение*. – 2008. – № 54. – С. 26–31.

Стеблюк В. І. – д-р техн. наук, проф. НТУУ «КПІ»;

Холявік О. В. – асистент НТУУ «КПІ».

НТУУ «КПІ» – Національний технічний університет України «Київський Політехнічний Інститут», м. Київ.

E-mail: k_OMD@ukr.net

УДК 621.7

Калюжний В. Л.
Калюжний О. В.
Горноста́й В. М.
Крижанівська І. Я.

ВИЗНАЧЕННЯ ЗУСИЛЛЯ ХОЛОДНОГО ПРЯМОГО ВИДАВЛЮВАННЯ З РОЗДАЧЕЮ ПРЯМОКУТНИХ ПРОФІЛІВ

В теперішній час холодним видавлюванням із сталей і кольорових металів отримують профілі різної конфігурації. Накопичений виробничий досвід традиційного прямого видавлювання суцільних стержнів викладений в джерелі [1]. Відмічено, що при видавлюванні мають місце високі питомі зусилля на деформуючому інструменті і низька його стійкість. Використання рідини, яка знаходиться під високим тиском, в якості передавача зусилля на заготовку частково вирішує проблему підвищення стійкості матриць при прямому видавлюванні профілів. Це пов'язано зі зниженням зусилля видавлювання за рахунок зниження або виключення тертя між поверхнею заготовки і контейнером. Практичне використання процесів прямого видавлювання за допомогою рідини викладене в роботах [2–4]. Показані можливості отримання фасонованих профілів із мало і середньо вуглецевих сталей, а також із штампових та інструментальних сталей. Однак широкому розповсюдженню таких процесів також заважають низька стійкість матриць і ущільнюючих елементів, особливо при отриманні профілів із штампових і інструментальних сталей. При участі одного із авторів був розроблений спосіб отримання профілів шляхом прямого видавлювання з роздачею [5]. Сутність способу полягає в тому, що видавлювання виконується з круглих заготовок, діаметр яких менший за максимальний розмір перетину профілю, що отримується. Тому він був названий «видавлювання з роздачею». Профіль формується за рахунок одночасної деформації заготовки по конічній частині матриці в осьовому та течії металу в поперечному напрямках. В свій час були проведені експериментальні дослідження по отриманню прямокутних профілів з круглих заготовок, які показали, що крім суттєвого зниження зусилля видавлювання, одночасна течія металу в осьовому і поперечному напрямках забезпечує певне пропрацювання пластичною деформацією структури металу по об'єму профілю. Однак до теперішнього часу відсутні залежності для визначення силових режимів для видавлювання прямокутних профілів різних розмірів.

Мета роботи – розробка аналітичних залежностей для визначення зусилля та питомого зусилля процесів прямого видавлювання з роздачею.

Розрахункова схема прямого видавлювання з роздачею в трьох проекціях показана на рис. 1 (1 – пуансон, 2 – заготовка, 3 – матриця). На першій проекції показаний переріз по вісі U . На вигляді зверху праворуч від вісі x наведений переріз, який перпендикулярний вісі Z на початку переходу циліндричної поверхні матриці в конічну. Ліворуч від вісі x показаний довільний переріз конічної поверхні матриці радіусом r . Рахуємо, що при видавлюванні заготовки по конічним поверхням матриці подовження її не має. Метал витікає в прямокутний отвір матриці в напрямку вісі x . Розглядаємо усталену стадію процесу, деформація в напрямку вісі $Z - \varepsilon_z = 0$ (плоский деформований стан). В силу симетрії розглядаємо четверту частину заготовки. Заготовку розділимо на три об'єми (I-III). В першому об'ємі, який знаходиться в отворі шириною $h/2$ і обмежений радіусом r і розміром $b_0/2$, формозміна металу відсутня і він зміщується в напрямку вісі x як жорстке ціле. Звідки напруження σ_{y1} в металі коло стінки отвору матриці не може бути більшим напруження текучості σ_{s1} [6]. Візьмемо максимально можливе абсолютне значення напруження:

$$|\sigma_{y1}| = \sigma_{s1} \quad (1)$$

В (2) μ_1 коефіцієнт тертя на вказаній стінці. Тоді необхідне середнє по висоті матриці H питоме зусилля p_1 в перерізі профілю в отворі матриці висотою $\frac{h}{2}$ і шириною $\frac{b_0}{2} - \frac{R_3}{2}$ визначаємо так:

$$p_1 = \frac{P_1}{F_{cp}} = \frac{\mu_1 \cdot |\sigma_{y1}| \cdot \left(\frac{b_0}{2} - \frac{R_3}{2}\right) \cdot H}{\left(\frac{b_0}{2} - \frac{R_3}{2}\right) \cdot \frac{h}{2}} = \frac{\mu_1 \cdot \sigma_{s1} \cdot 2 \cdot H}{h}. \quad (3)$$

У виразі (3) F_{cp} – середня по висоті матриці $\frac{H}{2}$ площа профілю в отворі матриці висотою $\frac{h}{2}$ в першому об'ємі. Розглянемо об'єм 2, який представляє собою сектор радіусом r і кутом $\frac{\pi}{2} - \varphi$. Для визначення напруженого стану використовуємо полярні координати. Запишемо рівняння рівноваги в цих координатах:

$$\frac{\partial \tau_{\theta\rho 2}}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma_{\rho 2}}{\partial \theta} + \frac{2 \cdot \tau_{\theta\rho 2}}{\rho} = 0. \quad (4)$$

Оскільки нам потрібно вирахувати необхідне для деформації питоме зусилля, а не розподіл напружень в осередку деформації, то будемо визначити напруження на кінчній поверхні матриці при $\rho = r$. На цій поверхні координата ρ постійна, тоді σ_{θ} не залежить від ρ отже:

$$\frac{\partial \sigma_{\theta 2}}{\partial \theta} = \frac{d\sigma_{\theta 2}}{d\theta}.$$

З умови пластичності $\sigma_{\rho 2} - \sigma_{\theta 2} = \sigma_{s2}$ отримуємо:

$$\frac{d\sigma_{\rho 2}}{d\theta} = \frac{d\sigma_{\theta 2}}{d\theta}.$$

На поверхні радіусом r між першим і другим об'ємами виникає зсув і там діє дотичне напруження зсуву τ_3 , яке є постійним. Значення τ_3 приймаємо максимальним [6]:

$$\tau_3 = -0,5 \cdot \sigma_{s2}^* = -\frac{\sigma_{s2}}{\sqrt{3}}.$$

Розподіл дотичного напруження $\tau_{\theta\rho 2}$ по вісі ρ приймаємо лінійним, причому $\tau_{\theta\rho 2=0}$ на вісі симетрії. Тоді:

$$\frac{\partial \tau_{\theta\rho 2}}{\partial \rho} = -\frac{\sigma_{s2}}{\sqrt{3} \cdot r}.$$

Підставимо всі знайдені значення напружень в (4):

$$\frac{d\sigma_{\rho 2}}{d\theta} = \frac{3 \cdot \sigma_{s2}}{\sqrt{3}}.$$

Після інтегрування отримуємо:

$$\sigma_{\rho 2} = \frac{3 \cdot \sigma_{s2}}{\sqrt{3}} \theta + C. \quad (5)$$

Довільну постійну C знаходимо з граничної умови: при $\theta = \frac{\pi}{2} - \varphi$ напруження $\sigma_{\rho 2}$ дорівнює питомому зусиллю p_1 при $x = 0,5 \cdot a$. Тоді:

$$C = -p_1 - \frac{3 \cdot \sigma_{s2}}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right).$$

Підставимо C в (5):

$$\sigma_{\rho 2} = \frac{3 \cdot \sigma_{s2}}{\sqrt{3}} \theta - p_1 - \frac{3 \cdot \sigma_{s2}}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right) = -\frac{3 \cdot \sigma_{s2}}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{2} - \varphi - \theta \right) - p_1.$$

З умови пластичності $\sigma_{\rho 2} - \sigma_{\theta 2} = \sigma_{s2}$ знаходимо $\sigma_{\theta 2}$:

$$\sigma_{\theta 2} = \sigma_{\rho 2} - \sigma_{s2} = -\frac{3 \cdot \sigma_{s2}}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{2} - \varphi - \theta \right) - p_1 - \sigma_{s2}.$$

Переходимо до 3 об'єму. Запишемо рівняння рівноваги:

$$\frac{\partial \tau_{\theta \rho 3}}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma_{\theta 3}}{\partial \theta} + \frac{2 \cdot \tau_{\theta \rho 3}}{\rho} = 0. \quad (6)$$

Умова пластичності для 3 об'єму має вигляд: $\sigma_{\rho 3} - \sigma_{\theta 3} = -\sigma_{s3}$.

На поверхні матриці радіусом r діє дотичне напруження $\tau_{r\theta 3} = -\tau_k = -\mu_2 \cdot \sigma_{\rho 3}$ (μ_2 – коефіцієнт тертя на конічній поверхні матриці). Вказане напруження також залежить лінійно від координати ρ . По аналогії з другим об'ємом отримуємо:

$$\frac{\partial \tau_{\rho \theta 3}}{\partial \rho} = -\frac{\mu_2 \sigma_{\rho 3}}{r}.$$

Підставимо вирази для дотичних напружень в (6):

$$-\frac{\mu_2 \sigma_{\rho 3}}{r} + \frac{1}{\rho} \frac{d\sigma_{\theta 3}}{d\theta} - \frac{\mu_2 \sigma_{\rho 3}}{r} = 0.$$

Після інтегрування маємо:

$$\ln(\sigma_{\theta 3} - \sigma_{s3}) = \frac{3 \cdot \mu_2}{\sqrt{3}} \theta + \ln C.$$

Перепишемо:

$$\sigma_{\theta 3} - \sigma_{s3} = C \cdot e^{\frac{3 \cdot \mu_2}{\sqrt{3}} \theta}. \quad (7)$$

Довільну постійну C знаходимо з граничної умови, що на поверхні між 2 і 3 об'ємами при $\theta = \frac{\pi}{2} - \varphi$ напруження $\sigma_{\theta 3} = \sigma_{\theta 2}$. З урахуванням вище отриманого виразу для $\sigma_{\theta 2}$ і (7) запишемо:

$$-\frac{3 \cdot \sigma_{s2}}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{2} - \varphi - \frac{\pi}{2} - \varphi \right) - p_1 - \sigma_{s2} - \sigma_{s3} = C \cdot e^{\frac{3 \cdot \mu_2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right)}.$$

Звідки:

$$C = \left(-p_1 - \sigma_{s2} - \sigma_{s3} \right) \cdot e^{-\frac{3 \cdot \mu_2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{2} - \varphi \right)}.$$

Підставимо C в (7):

$$\sigma_{\theta 3} = \left(-p_1 - \sigma_{s2} - \sigma_{s3}\right) \cdot e^{-\frac{3 \cdot \mu_2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{2} - \varphi\right)} \cdot e^{\frac{3 \cdot \mu_2}{\sqrt{3}} \theta} = \left(-p_1 - \sigma_{s2} - \sigma_{s3}\right) \cdot e^{\frac{3 \cdot \mu_2}{\sqrt{3}} \left(\theta - \varphi + \frac{\pi}{2}\right)}. \quad (8)$$

З умови пластичності знаходимо напруження $\sigma_{\rho 3}$:

$$\sigma_{\rho 3} = \sigma_{\theta 3} - \sigma_{s3} = \left(-p_1 - \sigma_{s2} - \sigma_{s3}\right) \cdot e^{\frac{3 \cdot \mu_2}{\sqrt{3}} \left(\theta - \varphi + \frac{\pi}{2}\right)} - \sigma_{s3}. \quad (9)$$

Для спрощення рішення знаходимо середнє значення $\sigma_{\rho 3}^{cp}$ на дузі контактуючої поверхні матриці радіусом r , а також зробимо заміну:

$$e^{\frac{3 \cdot \mu_2}{\sqrt{3}} \left(\theta - \varphi + \frac{\pi}{2}\right)} \approx \frac{3 \cdot \mu_2}{\sqrt{3}} \left(\theta - \varphi + \frac{\pi}{2}\right) + 1.$$

$$\sigma_{\rho 3}^{cp} = \frac{\sigma_{\rho 3}, \text{ при } \theta = \frac{\pi}{2} - \varphi + \sigma_{\rho 3}, \text{ при } \theta = \frac{\pi}{2} - \varphi + \varphi}{2} = \left(-p_1 - \sigma_{s2} - \sigma_{s3}\right) [0,87 \cdot \mu_2 (\pi - \varphi) + 1] - \sigma_{s3}.$$

В вираз для $\sigma_{\rho 3}^{cp}$ підставимо формулу (3) для p_1 . Після перетворень отримуємо:

$$\sigma_{\rho 3}^{cp} = \left(-\frac{\mu_1 \cdot \sigma_{s1} \cdot 2 \cdot H}{h} - \sigma_{s2} - \sigma_{s3}\right) [\mu_2 (2,7 - 0,87 \cdot \varphi) + 1] - \sigma_{s3}. \quad (10)$$

Для знаходження зусилля прямого видавлювання з роздачею необхідно визначити елементарну площу dF конічної поверхні довжиною dl , яка утворена перерізом зрізаного конуса прямокутною призмою, вісь якої співпадає з віссю конуса. Більший діаметр зрізаного конуса рівний діаметру заготовки D_3 . Для отримання прямокутного профілю менший діаметр зрізаного конуса дорівнює меншому розміру h прямокутного профілю (див. рис. 1). Тоді елементарне зусилля видавлювання на двох поверхнях матриці:

$$dP_{II} = 2 \cdot \frac{|\sigma_{\rho 3}^{cp}|}{\cos \gamma} \cdot dF, \quad (11)$$

де $\frac{\sigma_{\rho 3}^{cp}}{\cos \gamma}$ проекція середнього напруження $\sigma_{\rho 3}^{cp}$ на конічну поверхню матриці з кутом конуса γ . Елементарна площа четвертої частини конічної поверхні матриці радіусом r : $dF = r \cdot \varphi \cdot dk$. Крім того знаходимо:

$$dk = \frac{dl}{\cos \gamma}; \quad \frac{l_1}{l_2} = \frac{H}{l} \quad \text{і} \quad l = \frac{H \cdot l_2}{l_1}.$$

Розміри l_1 і l_2 можна визначити так:

$$l_2 = r - r \cos \varphi = r(1 - \cos \varphi) \quad \text{і} \quad l_1 = R_3 - \frac{h}{2}.$$

В свою чергу:

$$r \cdot \cos \varphi = R_3 \cdot \cos \varphi_0; \quad r = \frac{R_3 \cdot \cos \varphi_0}{\cos \varphi}; \quad l_2 = R_3 \cdot \cos \varphi_0 \left(\frac{1}{\cos \varphi} - 1\right); \quad \frac{R_3 - \frac{h}{2}}{H} = \tan \gamma.$$

Тоді знаходимо:

$$l = \frac{R_3 \cdot \cos \varphi_0 \left(\frac{1}{\cos \varphi} - 1 \right)}{tq\gamma}.$$

Диференціюємо останній вираз для визначення dl :

$$dl = \frac{R_3 \cdot \cos \varphi_0 \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi}{tq\gamma \cdot \cos^2 \varphi}.$$

Тоді елементарна площа має вигляд:

$$dF = \frac{R_3 \cdot \cos \varphi_0}{\cos \varphi} \cdot \varphi \cdot \frac{R_3 \cdot \cos \varphi_0 \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi}{tq\gamma \cdot \cos^2 \varphi \cdot \cos \gamma} = \frac{R_3^2 \cdot \cos^2 \varphi_0}{\sin \gamma} \cdot \varphi \cdot \frac{\sin \varphi \cdot d\varphi}{\cos \varphi \cdot \cos^2 \varphi}. \quad (12)$$

З урахуванням (11) і (12) знаходимо елементарне зусилля і потім повне зусилля видавлювання:

$$P_I = \frac{4 \cdot R_3^2 \cos^2 \varphi_0}{\sin 2\gamma} \int_0^{\varphi_0} \left\{ \left(-\frac{\mu_1 \cdot \sigma_{s1} \cdot 2 \cdot H}{h} - \sigma_{s2} - \sigma_{s3} \right) [\mu_2 (2,7 - 0,87 \cdot \varphi) + 1] - \sigma_{s3} \right\} \frac{\varphi \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi}{\cos \varphi \cdot \cos^2 \varphi}.$$

Величина напруження текучості в трьох об'ємах має різну величину (σ_{s1}, σ_{s2} і σ_{s3}). В формулі для зусилля P_{II} беремо цю величину постійною, а зміцнення в подальшому врахуємо по середньому значенню σ_s^{cp} в осередку деформації. Після інтегрування останнього виразу і перетворень отримуємо формулу для знаходження зусилля прямого видавлювання з роздачею:

$$P_I = \frac{\sigma_s \cdot 4 \cdot R_3^2 \cdot \cos^2 \varphi_0}{\sin 2\gamma} \left\{ \left(-\frac{\mu_1 \cdot 2 \cdot H}{h} - 2 \right) [(\mu_2 \cdot 2,7 + 1)(0,5 \cdot \varphi_0 \cdot tq^2 \varphi_0 + 0,5 \cdot \varphi_0 - 0,5 \cdot tq \varphi_0) - \mu_2 \cdot 0,87 \cdot (0,5 \cdot \varphi_0 \cdot tq^2 \varphi_0 + 0,5 \cdot \varphi_0^2 - \varphi_0 \cdot tq \varphi_0 - \ln \cos \varphi_0)] - (0,5 \cdot \varphi_0 \cdot tq^2 \varphi_0 + 0,5 \cdot \varphi_0 - 0,5 \cdot tq \varphi_0) \right\}.$$

Вище було наведено, що формула (39) для визначення зусилля прямого видавлювання не враховує зміцнення. Для врахування зміцнення запишемо апроксимацію діаграми істинних напружень у вигляді [6]:

$$\sigma_s = \frac{\sigma_\sigma}{1 - \psi_{uu}} \left(\frac{\psi}{\psi_{uu}} \right)^{\frac{\psi_{uu}}{1 - \psi_{uu}}},$$

де σ_σ – межа міцності; ψ_{uu} – відносне зменшення площі поперечного перерізу зразка в момент утворення шийки; ψ – відносне зменшення площі поперечного перерізу зразка. Знайдемо середнє значення σ_s^{cp} в осередку деформації. Замість ψ визначимо його середнє значення ψ_{cp} . Для цього за вихідну площу F_0 до деформації заготовки беремо площі двох кругових сегментів радіусами R_3 і кутами $2\varphi_0$ (див. рис. 1, проекція зверху). За середню площу F_{cp} беремо площу двох кругових сегментів радіусами r_{cp} (при висоті матриці $\frac{H}{2}$) і кутами $2\varphi_1$. Площі F_0 і F_{cp} дорівнюють:

$$F_0 = 2 \frac{R_3^2}{2} (2\varphi_0 - \sin 2\varphi_0) = R_3^2 (2\varphi_0 - \sin 2\varphi_0);$$

$$F_{cp} = 2 \cdot \frac{r_{cp}^2}{2} (2 \cdot \varphi_1 - \sin 2\varphi_1) = r_{cp}^2 \cdot (2 \cdot \varphi_1 - \sin 2\varphi_1).$$

З рис. 1 знаходимо:

$$r_{cp} = \frac{R_3}{2} + \frac{h}{4}.$$

Тоді можемо визначити ψ_{cp} і σ_s^{cp} :

$$\psi_{cp} = \frac{F_{cp}}{F_0} = \frac{(2 \cdot R_3 + h) \cdot (2 \cdot \varphi_1 - \sin 2\varphi_1)}{16 \cdot R_3^2 \cdot (2\varphi_0 - \sin 2\varphi_0)}; \quad \sigma_s^{cp} = \frac{\sigma_B}{1 - \psi_{us}} \left[\frac{(2 \cdot R_3 + h)^2 \cdot (2 \cdot \varphi_1 - \sin 2\varphi_1)}{16 \cdot \psi_{us} \cdot R_3^2 \cdot (2\varphi_0 - \sin 2\varphi_0)} \right]^{\frac{\psi_{us}}{1 - \psi_{us}}}.$$

Якщо замінити σ_s на σ_s^{cp} в формулі для $P_{\dot{\gamma}}$, то можна визначити зусилля видавлювання з урахуванням зміцнення.

Експериментальні дослідження проводилися в штампі, схема якого показана на рис. 2.

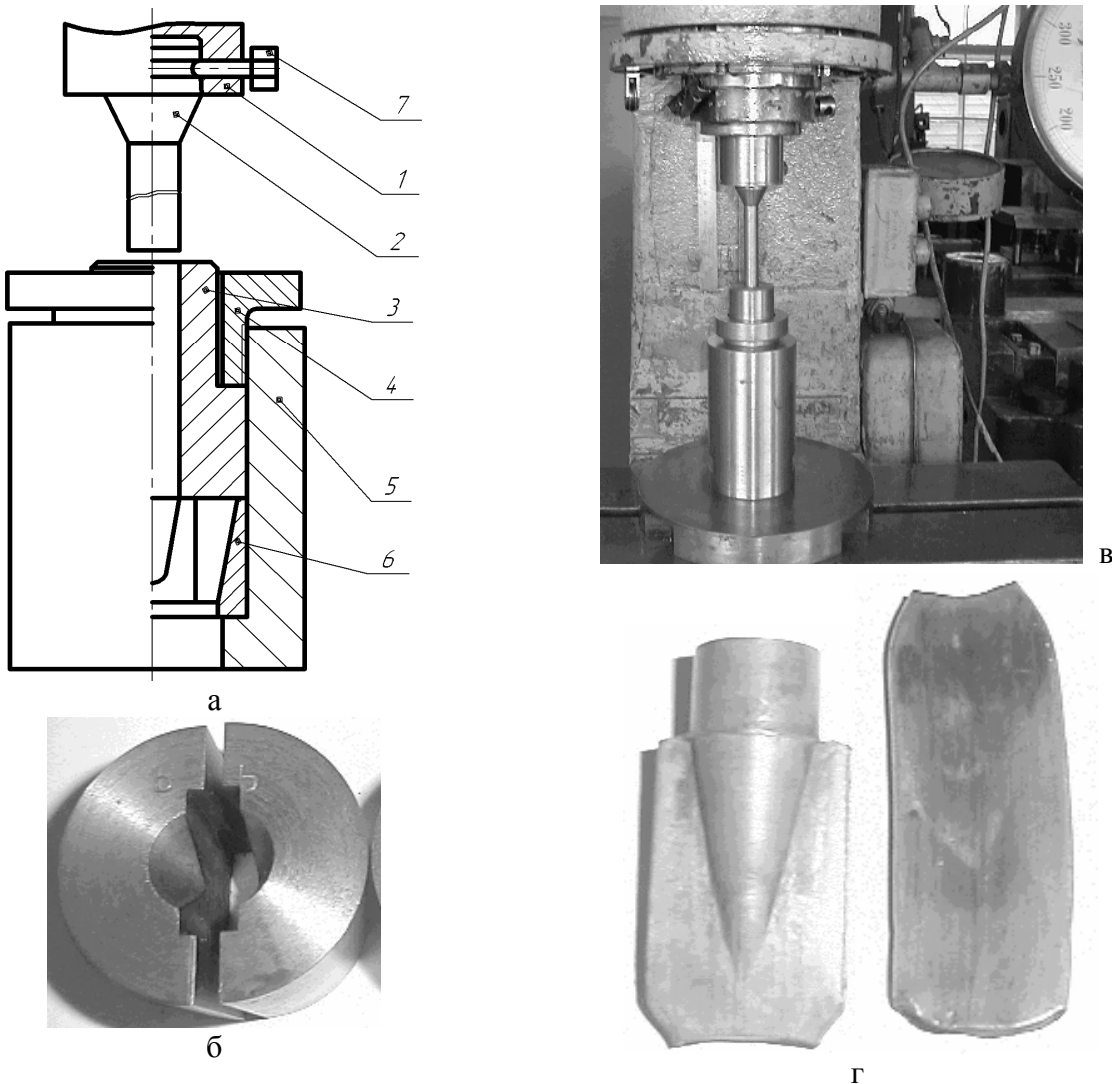


Рис. 2. Схема експериментального штамп (а), роз'ємна матриця (б), штамп на пресі (в) та здеформовані заготовки на проміжній стадії та кінцевій стадії видавлювання(г)

До верхньої плити штамп (рис. 2, а) закріплений пуансонотримач 1. Змінні пуансони 2 фіксуються болтом 7 у пуансонотримачі 1. В циліндричний контейнер 5 запресована конічна втулка 6 для утримання роз'ємної матриці (рис. 1, б). Зовнішня поверхня матриці виконана конічною. Це полегшує її центрування в контейнері і гарантує нерозкриття матриці в процесі видавлювання. Зверху на матрицю встановлена направляюча циліндрична втулка 3 з виконаним в ній робочим каналом для встановлення заготовки та направлення пуансона. Втулка 3

в контейнері піджимає роз'ємну матрицю за допомогою гайки 4. Така конструкція штампу дозволяє швидко змінювати пуансони, матриці та виймати останню заготовку при пресуванні по схемі «заготовка за заготовкою». Моделювання виконували на свинцевих зразках, діаметр заготовки 14 мм, розмір перетину прямокутного профілю: ширина 6 мм довжина 26 мм.

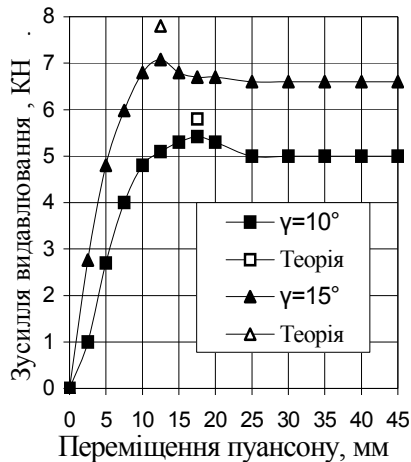


Рис. 3. Залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона

Кути конусу матриці γ були 10° і 15° . При обох кутах мало місце повне заповнювання профілю. Подальше збільшення кута не забезпечувало заповнювання профілю при пресуванні. На рис. 3. зображено залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона, яка отримана при видавлюванні на випробувальній машині TIRA 2300 зусиллям 100 КН. Там же наведені дані, які вираховані по формулі для зусилля P_{II} . Порівняння експериментів і розрахунків по отриманій формулі показало, що відмінність їх склала до 10%. По схемі прямого видавлювання були отримані із сталі Р6М5 прямокутні профілі з розміром перетину 7×17 мм. В останньому випадку використовували відпалені вихідні заготовки діаметром 14 мм. Зусилля прямого видавлювання з роздачею склало 330 КН.

ВИСНОВКИ

1. При виготовленні профілів холодним видавлюванням перспективним способом є пряме видавлювання з роздачею, яке дозволяє знизити зусилля і питомі зусилля при формозміні.
2. Отримані аналітичні залежності для визначення контактних напружень та зусилля при видавлюванні прямокутних профілів з круглих заготовок, діаметр яких менший за максимальний розмір профілю. Враховані вплив тертя та зміцнення металу при холодній формозміні.
3. Проведені експериментальні дослідження підтвердили відповідність розрахункових і даних експерименту по зусиллям видавлювання.

ЛІТЕРАТУРА

4. Семенов Е. И. Ковка и штамповка: справочник. В 4-х т. Т. 3. Холодная объемная штамповка / ред. совет: Е. И. Семенов (предс.) и др; под ред. Г. А. Навроцкого. – М.: Машиностроение, 1987. – 1987. – 384 с.
1. Береснев Б. И. Физические основы и практическое применение гидроэкструзии / Б. И. Береснев, К. И. Езерский., Е. В. Трушин. – М.: Наука, 1981. – 240 с.
2. Черный Ю. Ф. Гидропрессование инструментальных сталей / Ю. Ф. Черный, В. З. Спусканюк, А. А. Лядская и др. – К. Техника, 1987. – 217 с.
3. Белошенко В. А. Теория и практика гидроэкструзии. / В. А. Белошенко, В. Н. Варюхин, В. З. Спусканюк. – К. Наукова думка, 2007. – 246 с.
4. А. с. СССР. № 1738409. Способ выдавливания фасонных изделий / Ю. Ф. Черный, В. Л. Калюжный, В. А. Фоменко, Н. И. Воронин (СССР). – Опубл. в Бюл. № 21, 1992 г.
5. Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением. Учебник для вузов. / М. В. Сторожев, Е. А. Попов; [изд. 4-е, перераб. и доп.]. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.

Калюжный В. Л. – д-р техн. наук, проф. НТУУ «КПІ»;
 Калюжный О. В. – канд. техн. наук, асистент НТУУ «КПІ»;
 Горностай В. М. – асистент НТУУ «КПІ»;
 Крижанівська І. Я. – магістр НТУУ «КПІ».

НТУУ «КПІ» – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут»

E-mail: k_OMD@ukr.net

УДК 621.771.23:669.71

Гридин А. Ю.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ МЕТАЛЛА И ВАЛКОВ В ПРОЦЕССЕ ВАЛКОВОЙ РАЗЛИВКИ-ПРОКАТКИ

В условиях роста цен на энергоносители и постепенного приближения их к уровню среднеевропейских, приоритетным направлением развития металлургии Украины является внедрение современных энергосберегающих технологий, которые позволяют снизить соответствующую долю затрат в себестоимости проката и повысят конкурентоспособность отечественной металлопродукции на внешних рынках. Одной из наиболее перспективных технологий производства листа с точки зрения экономии энергии и экологичности является процесс валковой разливки-прокатки. Суть данного способа производства тонкого и особо тонкого плоского проката заключается в формировании листа непосредственно из жидкого металла путем кристаллизации и последующей деформации его между двумя вращающимися валками. После машины непрерывной валковой разливки-прокатки материал без промежуточного подогрева поступает в прокатную клетку, где обжимается до требуемой толщины, а затем поступает на участок контролируемого охлаждения, призванного обеспечивать необходимую микроструктуру и уровень механических свойств листа. После охлаждения полоса сматывается в рулоны, готовые для отгрузки потребителям. В настоящее время диапазон толщин стальных листов, получаемых на агрегатах непрерывной валковой разливки-прокатки, составляет для промышленных установок от 1 до 5 мм, в лабораторных условиях – 0,1...3 мм [1].

К преимуществам этой технологии производства плоских металлоизделий относятся:

- компактность агрегата – общая протяженность линии от 20 до 60 м [2];
- экономия энергоресурсов за счет отсутствия промежуточного подогрева материала и минимального числа технологических операций по сравнению с наиболее распространенным на сегодня способом производства стали, предусматривающими непрерывную разливку тонких слябов, которая составляет по данным департамента ресурсов, энергии и туризма правительства Австралии до 93 % [3];
- капитальные затраты на строительство новых линий равной производительности, оснащенных машинами непрерывной разливки-прокатки, на 10 % меньше, чем вложения, необходимые для организации производства по традиционной схеме [3]. При этом следует учитывать высокую на сегодняшний день инновационную составляющую стоимости нового оборудования с кристаллизаторами валкового типа, которая будет снижаться по мере дальнейшей отработки этой технологии;
- экологичность производства за счет отсутствия промежуточного подогрева, что позволяет по сравнению с традиционной схемой снизить выбросы углекислого газа в семь раз, окисей азота – в 15 раз, сернистого газа – в три раза [1];
- скорость разливки металла между вращающимися валками при условии обеспечения высокого качества поверхности листа существенно выше, чем в неподвижных или качающихся кристаллизаторах [1].

Указанные преимущества предопределили интерес производителей плоского проката и оборудования для него к процессу непрерывной валковой разливки-прокатки, однако сложность технической реализации данного способа изготовления полос отсрочила ее внедрение в промышленных условиях почти на сто лет. Первоначальная идея непосредственного получения листа из расплава принадлежит сэру Г. Бессемеру, была высказана им в 1857 и запатентована в виде машины в 1865 году [4]. Вопрошение на практике в промышленных объемах данная технология получила в СССР с конца 40-х годов XX века и первоначально использовалась для получения кровельных и машиностроительных чугунных листов. Следующей областью применения непрерывной валковой разливки-прокатки стало производство лент из припоев ВПР-2, ВПР-4, ПМФ-7 и др. [5]. Эта технология была в частности успешно освоена и внедрена на

Верхнесалдинском металло-обрабатывающем заводе (ныне ВСМПО-АВИСМА). Параллельно отработке процесса непрерывной валковой разливки-прокатки в СССР, способ непосредственного формирования полос из расплава нашел применение и зарубежом – прежде всего при получении тонкого алюминиевого листа. Первая промышленная установка для разливки-прокатки алюминия с кристаллизатором валкового типа была сконструирована в 1950 году Дж. Л. Хантером, основателем известной ныне фирмы-производителя металлургического оборудования FATA Hunter [1]. Благодаря своим преимуществам, технологическая схема производства листов из алюминия и его сплавов, включающая непрерывную валковую разливку-прокатку, стала на сегодняшний день общепринятой. Две подобных установки работают с 2000 года и в Украине, на предприятии ОАО «Запорожский алюминиевый комбинат», являющимся единственным производителем первичного алюминия в нашей стране.

Несмотря на успешное освоение в середине прошлого века процесса валковой разливки-прокатки для изготовления листов из алюминия, припоев и чугуна, промышленное применение этой технологии на сталях ведет свой отсчет лишь с 1991 года, когда в результате совместного проекта австралийской компании ВНР и японской фирмы ИИ в городе Порт Кембла (Австралия) была запущена первая установка с двухвалковым кристаллизатором, позволяющая формировать непосредственно из расплава лист из низкоуглеродистых или легированных сталей толщиной до 1,9 мм и шириной до 1300 мм [6]. В результате этого достижения сразу несколько крупных мировых производителей стали обратили внимание на этот перспективный способ получения плоского проката, что привело к независимому созданию ряда коммерческих, с элементами know-how, технологий производства стального листа и оборудования для его осуществления, большая часть из которых к настоящему времени реализована в промышленных условиях. К таким коммерческим проектам можно отнести программы Eurostrip (ThyssenKrupp Stahl, Германия; Usinor, Франция; AST, Италия; VAI, Австрия) [7], Castrip® (Nucor, США и ВНР, Австралия) [6], POSCO/RIST (POSCO, Южная Корея и Nippon Steel, Япония) [8], ВНИИМЕТМАШ (Россия) [9] и др. В условиях металлургических предприятий Украины процесс непрерывной валковой разливки-прокатки стали до сих пор реализован не был, хотя из-за многообещающих экономических выгод определенный интерес к нему проявляется как со стороны крупных отечественных производителей плоского проката, таких как ОАО «Запорожсталь», так и фирм, только планирующих организовать производство стального листа и изделий из него.

Ограниченная практическая применимость данной технологии обусловила слабый интерес к ее исследованиям. Несмотря на имеющиеся установки валковой разливки-прокатки алюминиевых листов, подготовка специалистов для работы с ними ВУЗами Украины не ведется. Фундаментальные сведения, позволяющие спроектировать оборудование и установить параметры режима обработки, в доступной широкому кругу читателей научной литературе отсутствуют.

При валковой разливке-прокатке жидкий металл подается между бандажированными водоохлаждаемыми изнутри вращающимися валками. Уровень ванны расплава поддерживается постоянным за счет синхронизации объема подаваемого материала и скорости вращения валков. Во избежание вытекания металла в поперечном направлении и для формирования полос с ровными кромками боковая поверхность зоны кристаллизации-деформации ограничивается линейками. Такая схема процесса усложняет применение термографических методов экспериментальных исследований, поскольку отсутствует визуальный контакт с материалом, находящимся между валками. Наиболее часто используется измерение температуры приповерхностных слоев валков при помощи термоэлементов [10], по которым можно лишь косвенно судить о тепловом состоянии разливаемого металла. Кроме того, распространение получили методы физического моделирования [11, 12], при которых, однако, отсутствует вращение инструмента, а объемы материала малы, что затрудняет перенос результатов исследований на наиболее важную установившуюся стадию процесса. Отсюда следует, что наиболее широкие возможности для комплексного изучения непрерывной валковой разливки-прокатки обеспечивают методы математического моделирования.

Из последних работ, посвященных теоретическому описанию процессов, протекающих между вращающимися валками-кристаллизаторами можно выделить труды В. Клосса [13], К. А. Сантоса [14], К. М. Жанга [15], а также коллектива российских ученых из МГИ-СиС [16]. В первом из упомянутых трудов путем аналитического решения дифференциального уравнения Фурье решена одномерная задача тепломассопереноса, проведено сравнение результатов расчета по ней с данными, полученными при помощи одномерных конечно-разностных моделей и на основе экспериментальных исследований. Такой подход, несмотря на заявленную удовлетворительную точность, не позволяет из-за требуемых упрощений учитывать, например, зависимость теплофизических свойств материала от температуры или эффект разогрева бандажей валков на начальной стадии процесса, а следовательно – ограничивает применимость модели и выработанных посредством ее выводов. В работах [14–16] моделирование распределения температуры в зоне деформации-кристаллизации велось при помощи метода конечных разностей. А. В. Зиновьевым [16] использовалась одномерная конечно-разностная модель, в которой теплоперенос вдоль поверхности валков принимался пренебрежимо малым; в остальных трудах решение было распространено на двумерную систему координат, соответствующую поперечному сечению комиль-зоны. Анализ используемых математических формулировок и конечных результатов работы [16] позволяет предположить, что авторами не учитывалось перемещение металла в межвалковом зазоре, на что указывает характерная форма лунки жидкого металла. Отсутствие сравнения полученных температурных зависимостей с известными экспериментальными или теоретическими данными также затрудняет оценку точности расчетов по предложенной модели. Работа [14] примечательна тем, что в ней авторами впервые учтено влияние энтальпии при переходе от жидкой к твердой фазе. Проведенная верификация результатов моделирования на основе известных литературных данных подтверждает достаточную точность представленного подхода. К изъянам работы [14] относится использование простого геометрического подхода применительно к определению перемещения металла между вращающимися кристаллизаторами, а также принятое допущение о сквозном охлаждении бандажа за один оборот до температуры охлаждающей жидкости. К. М. Жанг и др. [15] в своих исследованиях расширили применимость модели тепловых процессов при валковой разливке-прокатке на прогнозирование формируемой дендритной структуры материала посредством введения дополнительных эмпирических соотношений, позволяющих связать скорость охлаждения с размерами вторичных дендритов. Однако в этой работе не было учтено влияние пластического формоизменения в комиль-зоне на параметры микроструктуры, которое по данным К. Шибуйи и М. Озавы существенно улучшает механические свойства металла [17]. Общим недостатком известных автору трудов в области математического моделирования процесса валковой разливки-прокатки, включая указанные, можно считать отсутствие учета тепла, выделяемого от работы деформации. Кроме того, к изъянам метода конечных разностей, использованного в работах [14–16], относятся невозможность точного геометрического описания криволинейных поверхностей, каковой является линия контакта между металлом и валком, а также плохая пригодность его для решения задач пластического течения материала. Таким образом, актуальной задачей является развитие теоретических и технологических основ процесса валковой разливки-прокатки с целью получения базовых зависимостей, определяющих взаимное влияние параметров разливки, деформации и охлаждения, которые позволят на их основе разработать энергосберегающую технологию производства из расплава листов с требуемым уровнем точности и механических свойств.

Данная работа включает в себя описание и верификацию математической модели в части описания теплового состояния разливаемого металла, а также результаты моделирования эволюции температурных полей вращающихся валков во времени.

С учетом отмеченных выше недостатков метода конечных разностей, в качестве математического инструмента для численного решения задач теплопереноса и течения металла при непрерывной валковой разливке-прокатке выбран метод конечных элементов. В основу модели положены следующие допущения:

– теплоперенос в направлении, перпендикулярном плоскости поперечного сечения зоны кристаллизации-деформации, принимается пренебрежимо малым;

– деформированное состояние в области пластического обжатия полностью закристаллизованного металла – плоское. Указанные два допущения позволяют рассматривать задачу как двумерную;

– на контакте между валком и металлом соблюдается условие полного прилипания. Такое упрощение часто используется при построении математических моделей валковой разливки-прокатки [18], а сведения о наличии опережения на контактной поверхности в литературе отсутствуют;

– передача тепла излучением с поверхностями ванны жидкого металла и листа после выхода из валков не учитывается;

– искажение формы бандажа валка от силы деформации и действия термических напряжений на данном этапе построения модели не принимается во внимание;

– действие гидродинамических и инерционных сил, возникающих в жидкой ванне при подаче в нее расплавленного металла, не рассматривается.

Поперечное сечение зоны кристаллизации-деформации при непрерывной валковой разливке-прокатке схематично показано на рис. 1.

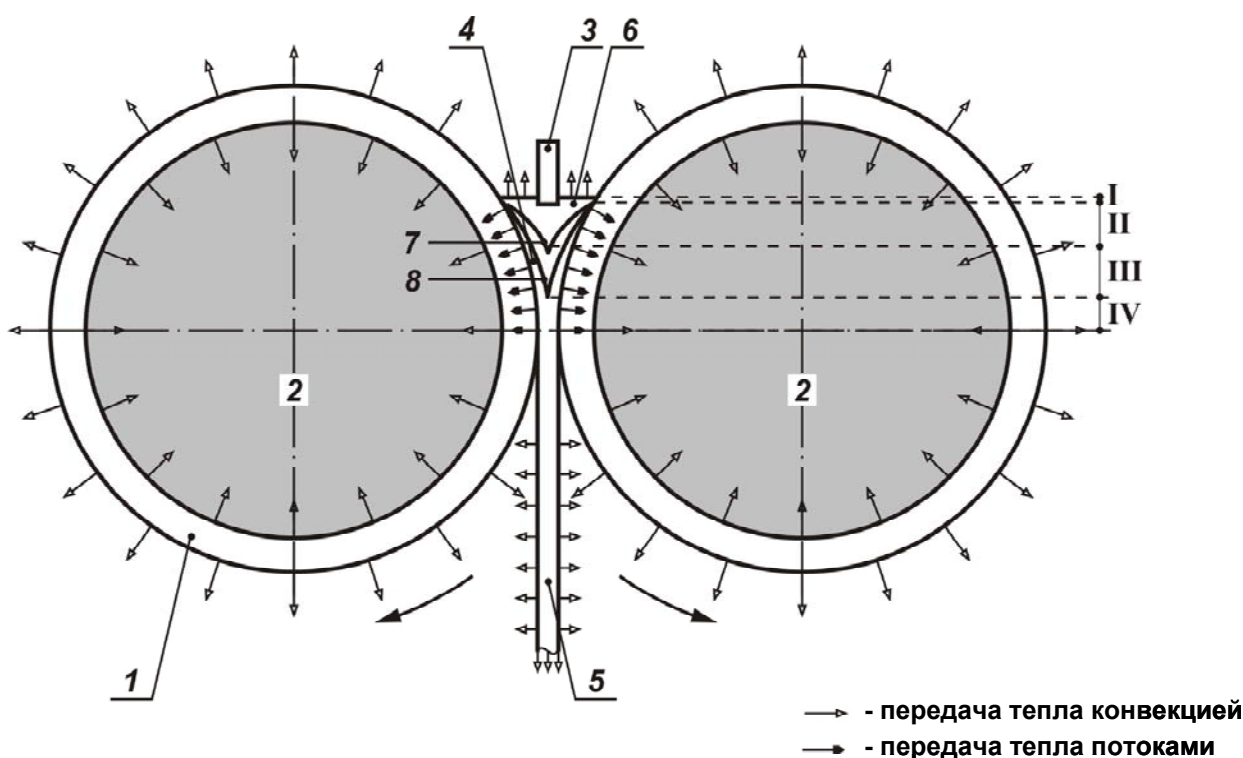


Рис. 1. Зона кристаллизации-деформации (комиль-зона) при валковой разливке-прокатке:

1 – бандаж вращающегося валка; 2 – охлаждающая жидкость; 3 – сопло для подачи жидкого металла (при расчетах не учитывается); 4 – корка закристаллизовавшегося на поверхности валка материала; 5 – готовый лист; 6 – жидкий металл; 7 – линия ликвидус; 8 – линия солидус; I – участок контакта жидкого металла с валком; II – область роста корки на бандажах; III – зона полужидкого материала; IV – зона деформации

Как показано на рис. 1, комиль-зону можно условно разделить на четыре характерные области. На первом участке охлажденный валок контактирует с металлом, перегретым выше температуры ликвидус. Эта зона характеризуется максимальными значениями плотности тепловых потоков, принимающих в зависимости от наличия на поверхности валка зародышей кристаллизации значения от 10 до 47 МВт/м² [11]. Время такого контакта до образования на поверхности бандажа корки составляет около 20 мкс, соответственно длина первого

участка очень мала и при последующих расчетах может не учитываться. Во второй зоне происходит рост корки затвердевшего металла, его скорость носит характер близкий к параболическому [14]. На третьем участке, ограниченном сверху и снизу линиями ликвидус и солидус соответственно, между сформировавшимися на валках корками находится материал в полужидком состоянии. В этой зоне дендриты со стороны двух бандажей начинают контактировать друг с другом. Результатом такого взаимодействия является рост давления на инструмент на данном участке [13], что приводит к увеличению теплопередачи между металлом и инструментом [19], однако пластического течения материала не происходит. Формоизменение начинается лишь после полной кристаллизации и продолжается до сечения выхода листа из валков (зона IV).

В основе математической модели, описывающей тепловые процессы, протекающие в металле и валках, лежит уравнение теплопроводности в частных производных:

$$c \frac{\partial \theta}{\partial t} = \sum_{i=1}^3 \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x_i} \right) + Q, \quad (1)$$

где c – удельная теплоемкость; θ – температура; t – время; λ – коэффициент теплопроводности; x_i – координата по i -тому направлению; Q – мощность внутренних источников тепла.

Мощность внутренних источников тепла Q представляет собой в зонах II и III энтальпию фазового перехода, а в зоне IV – тепло от работы деформации и рассчитывается, соответственно, как:

$$Q_{II,III} = \rho \cdot L \frac{\partial f_s}{\partial t}; \quad (2)$$

$$Q_{IV} = 0,9 \frac{T \cdot H}{\rho}, \quad (3)$$

где ρ – плотность материала; L – скрытая теплота кристаллизации; f_s – доля твердой фазы; T – интенсивность сдвиговых напряжений при пластической деформации, определяемая в зависимости от температуры, степени и скорости деформации; H – интенсивность скорости сдвиговой деформации.

Доля твердой фазы материала может быть описана упрощенным соотношением [20]:

$$f_s = \frac{\theta_{liq} - \theta}{\theta_{liq} - \theta_{sol}}, \quad (4)$$

где θ_{liq} и θ_{sol} – температуры ликвидус и солидус соответственно.

Более подробно математические формулировки, используемые для определения теплового и напряженно-деформированного состояния металла при непрерывной валковой разливке-прокатке освещены в работах [21, 22].

Для имплементации предложенных моделей была использована известная коммерческая конечно-элементная программа ANSYSTM. Данная программная среда обладает открытой архитектурой, что позволяет закладывать в ее расчетный модуль авторские теоретические формулировки. Преимуществом такого подхода является удобство пре- и постпроцессорной обработки данных, обеспеченное удобным графическим интерфейсом, при сохранении гибкости моделирования. Опыт работы автора с программой ANSYSTM показывает, что результаты расчетов с использованием интегрированных собственных математических моделей обеспечивают высокий уровень точности прогнозов. Реализованные и успешно верифицированные ранее теоретические описания процессов динамической и статической рекристаллизации, структурных превращений при охлаждении, развития внутренних напряжений

и деформаций [23, 24 и др.] могут в перспективе быть интегрированы в модель непрерывной валковой разливки-прокатки.

Для проверки адекватности и точности расчета теплового состояния металла при разливке рассмотрена известная из литературы задача определения положения фронта кристаллизации в ходе формирования полосы из сплава олова и свинца при содержании последнего в 15% [14]. Физические свойства используемого сплава приведены в табл. 1.

Таблица 1

Физические свойства сплава Sn-15%Pb

Физические свойства	Значение
Теплопроводность в твердом/жидком состоянии, Вт/(м·К)	50,2 / 21
Удельная теплоемкость в твердом/жидком состоянии, Дж/(кг·К)	230 / 250
Плотность в твердом/жидком состоянии, кг/м ³	7200 / 7200
Скрытая теплота фазового перехода, Дж/кг	159106
Температура ликвидус/солидус, °С	208 / 183

В качестве исходных данных для моделирования процесса были приняты: внешний диаметр вала – 89 мм; температура внутренней поверхности бандажа – 17 °С; длина зоны кристаллизации-деформации – 30 мм; коэффициент температуропроводности на контакте металла с валком – 3000 Вт/(м²·К); угловая скорость движения валков – 0,72 рад/с; толщина готовой полосы – 3,25 мм; начальная температура жидкого металла – 209 °С. Разогрев металла от работы пластической деформации для корректного сопоставления результатов не учитывался. Сравнение литературных данных со значениями, полученными путем расчета температурного поля материала при помощи разработанной математической модели, представлено на рис. 2.

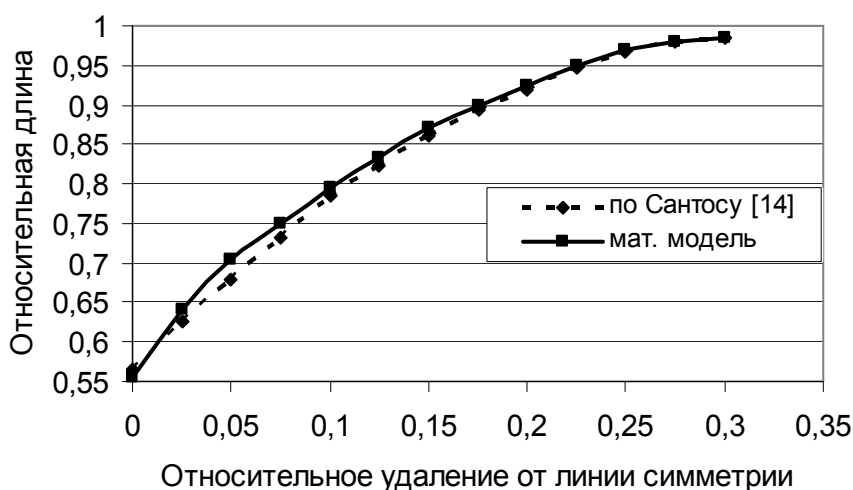


Рис. 2. Сравнение результатов определения положения фронта кристаллизации при непрерывной валковой разливке-прокатке сплава Sb-15%Pb

Для лучшего графического представления положения фронта кристаллизации, представляющего собой изотерму линии ликвидус, геометрические параметры комиль-зоны приведены к безразмерному виду. Положение текущей координаты в направлении разливки-прокатки представляется отношением расстояния от рассматриваемой точки до линии центров валков к общей длине зоны кристаллизации-деформации (относительная длина). В поперечном к нему – отношением размера между изотермой и продольной линией симметрии комиль-зоны к половине расстояния между осями бандажей (относительное удаление от линии симметрии). Из диаграммы на рис. 2 видно, что известная из литературы кривая положения фронта кристаллизации и полученный путем математического моделирования график близки к параболической зависимости, что, как уже было отмечено выше, отвечает

представлениям о закономерностях формирования корки на поверхности банджа. Максимальное относительное расхождение в определении безразмерных координат изотермы линии ликвидус составило менее 4 %. По результатам данного теста можно сделать вывод об адекватности предлагаемой математической модели непрерывной валковой разливки-прокатки в части описания теплового состояния системы металл-инструмент.

На следующем после тестирования модели этапе был проведен анализ эволюции температурного поля валкового кристаллизатора в условиях разливки стали 42CrMo4 (1.7225 DIN EN 10083-3: 2007-01). Эта среднеуглеродистая сталь относится к группе материалов, улучшаемых термообработкой, что определяет перспективность ее использования для силовых элементов конструкции автомобильного кузова. В качестве исходных данных для моделирования приняты следующие параметры: внешний диаметр банджа – 680 мм; длина зоны кристаллизации-деформации – 180 мм; скорость вращения валка – 3 об/мин, что соответствует темпу разливки около 6,5 м/мин; толщина готовой полосы – 3 мм; материал бандажей – медь; толщина банджа – 40 мм; исходная температура расплава – 1550 °С; скрытая теплота фазового перехода – 275 кДж/кг. Расчет температуры ликвидус стали 42CrMo4 T_{liq} осуществлен по известной эмпирической формуле [25]:

$$T_{liq} = T_{liq}^{Fe} - a_0 - \left(\sum_{i=1}^n (a_i \cdot \%i) \right), \quad (5)$$

где T_{liq}^{Fe} – температура ликвидус чистого железа, равная 1539 °С; a_0 – коэффициент; a_i – коэффициенты, соответствующие i -тому элементу; $\%i$ – процентное содержание i -того элемента в стали.

Выбор средних значений из возможного диапазона содержания легирующих элементов стали 42CrMo4 позволяет установить ее температуру ликвидус равной 1494 °С. Температура солидус данного материала составляет 1465 °С. Теплофизические свойства меди и стали 42CrMo4 в твердом состоянии задаются в виде функций от температуры по известным справочным данным. Как следует из литературы, характеристики сталей, находящихся в виде жидкой фазы, количественно близки [12] и могут быть определены значениями, приведенными в табл. 2.

Таблица 2

Теплофизические свойства расплавленной стали [12]

Плотность, кг/м ³	Удельная теплоемкость, Дж/(кг·К)	Теплопроводность, Вт/(м·К)	Температуропроводность, м ² /с
6900	766	35	6,62·10 ⁻⁶

Теплоперенос на контакте между банджом и металлом, как уже было отмечено выше, описывается граничными условиями второго рода. Плотность теплового потока на этом участке согласно экспериментальным данным Р. И. Л. Гутри с соавторами [10] в течение кристаллизации и роста корки затвердевшего металла в комиль-зоне постоянно уменьшается. Анализ опытных значений, приведенных в работе [10], позволяет сделать вывод о линейном характере зависимости изменения плотности теплового потока во времени и аппроксимировать ее уравнением вида:

$$q = 4,75 - 2,5 \cdot t, \quad (6)$$

где q – плотность теплового потока в МВт/м²; t – время в секундах.

На охлаждаемых воздухом поверхностях, где условия теплового баланса описываются законами конвективного теплообмена, коэффициент теплопередачи принимался равным 20 Вт/(м²·К). Внутри банджа валка, где теплоперенос на контакте медь-охлаждающая

жидкость также задается при помощи граничных условий третьего рода, с учетом турбулентности, возникающей вследствие взаимного влияния внеосевой подачи воды и вращения валков, коэффициенту теплопередачи присвоено значение $3000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. Температура воздуха и охлаждающей жидкости равна $20 \text{ }^\circ\text{C}$.

Затем в программной среде ANSYSTM было осуществлено математическое моделирование процесса валковой разливки-прокатки. Предполагается, что в исходном состоянии зона кристаллизации-деформации заполнена жидким металлом по всей своей длине, в сечении выхода материала из валков устанавливается затравка, предотвращающая вытекание стали на начальной стадии. Общее время расчета выбрано равным 210 секундам, шаг по времени составил 0,1 с. Одним из наиболее интересных результатов моделирования являются полученные зависимости изменения теплового состояния бандажей во времени, представленные на рис. 3.

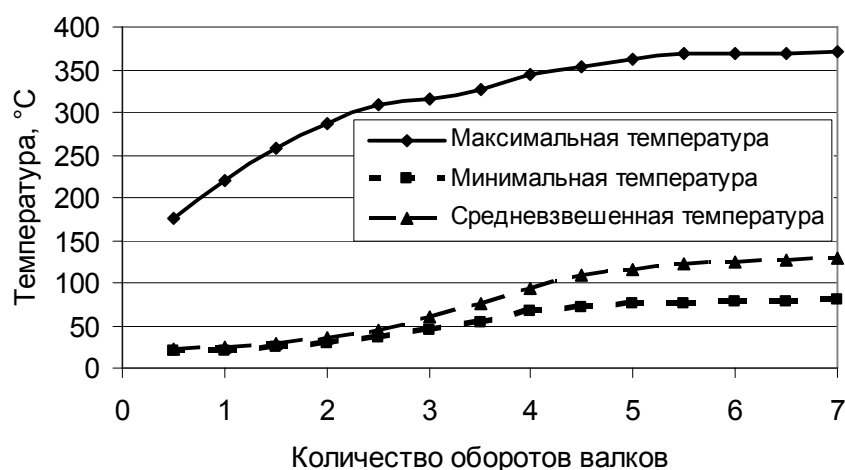


Рис. 3. Эволюция температурного поля бандажей при валковой разливке-прокатке

Анализ полученных кривых показывает, что после пятого оборота валков температурное поле бандажей практически не изменяется – процесс входит в установившуюся стадию. Этот результат близок к данным работы [10], где путем экспериментальных исследований на нержавеющей стали показано отсутствие значимого прироста температуры после трех полных вращений кристаллизаторов. Еще одним важным результатом моделирования является получение значений минимальной температуры при установившемся процессе около $85 \text{ }^\circ\text{C}$, что также хорошо коррелируется с наблюдениями Р. И. Л. Гутри.

ВЫВОДЫ

Разработанная теоретическая модель процесса валковой разливки-прокатки, имплементированная в виде пользовательских модулей в конечно-элементную программу ANSYSTM, показала адекватность и достаточную степень точности получаемых результатов прогноза температурных полей металла и бандажей. Данный математический инструмент может служить в дальнейшем для ведения множественных расчетов с целью получения базовых зависимостей, определяющих взаимное влияние параметров разливки, деформации и охлаждения, что позволит создать энергосберегающие технологии производства листов с требуемым уровнем точности и механических свойств.

ЛИТЕРАТУРА

1. Zapuskalov N. Comparison of continuous strip casting with conventional technology / N. Zapuskalov // *ISIJ International*. – 2003. – Vol. 43 (№ 8). – P. 1115–1127.
2. Данченко В.Н. Кардинальные изменения технологии и проблемы теории производства стального проката / В. Н. Данченко // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2000. – № 8–9. – С. 13–19.
3. Case study of shifting from a traditional continuous casting method to strip casting or near net shape casting, www.ret.gov.au/energy/efficiency/Documents/Case%20Studies/iron-and-steel-strip-casting.pdf, 10.02.2009.

4. US Patent №49053. H. Bessemer. July 25, 1865. – 10 p.
5. Степанов А. Н. Производство листа из расплава / А. Н. Степанов, Ю. В. Зильберг, А. А. Неуструев. – М.: Металлургия, 1978. – 160 с.
6. Wechsler R. The status of twin-roll casting technology / R. Wechsler // *Scandinavian Journal of Metallurgy*. – 2003. – Vol. 32 (№ 1). – P. 58-63.
7. Legrand H. Stainless steel direct strip casting – brief summary of current status of Eurostrip / [H. Legrand, U. Albrecht-Frueh, G. Stebner et cetera] // *Proceedings of Dr. Wolf Memorial Symposium*. – Zurich, 2002. – P. 80–89.
8. Moon H.-K. The status of twin roll strip casting process for steel strip is POSCO/RIST / [H.-K. Moon, D.-K. Choo, T. Kang, K.-S. Kim] // *Proceeding of 60th Electric Furnace Conference*. – San Antonio, 2002. – P. 499–510.
9. Бровман М. Я. Валковые литейно-прокатные агрегаты для производства тонких стальных полос / [М. Я. Бровман, В. А. Николаев, В. П. Полухин, Н. В. Нижник] // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ, 2006. – С. 395–398.
10. Guthrie R. I. L. Measurements, simulations, and analyses of instantaneous heat fluxes from solidifying steels to the surfaces of twin roll casters and of aluminum to plasma-coated metal substrates / [R. I. L. Guthrie, M. Isac, J. S. Kim, R. P. Tavares] // *Metallurgical and Materials Transactions. B. Process Metallurgy and Materials Processing Science*. – 2000. – Vol. 31 (№ 5). – P. 1031–1047.
11. Strezov L. Mechanisms of initial melt/substrate heat transfer pertinent to strip casting / L. Strezov, J. Herbertson, G. R. Belton // *Metallurgical and Materials Transactions. B. Process Metallurgy and Materials Processing Science*. – 2000. – Vol. 31 (№ 5). – P. 1023–1030.
12. Volkova O. Mathematische Modellierung und experimentelle Untersuchung der Schnellerstarrung von Stählen: Freiberg, Technische Universitaet Bergakademie Freiberg, Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnologie. Diss., 2002. – 138 s.
13. Kloss W. Duennbandgiessen mit variablem Giessspalt. Umformtechnische Schriften / W. Kloss – Aachen: Shaker Verlag, 2005. – Band 144. – 179 s.
14. Santos C. A. Modelling of solidification in twin-roll strip casting / C. A. Santos, J. A. Spim, A. Garcia // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2000. – № 102 (1–3). – P. 33–39.
15. Zhang X. M. Modelling of the micro-segregation of twin-roll thin strip casting / [X.M. Zhang, Z.Y. Jiang, X. H. Liu, G. D. Wang] // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2005. – № 162–163. – P. 591–595.
16. Зиновьев А. В. Моделирование процесса непрерывного литья тонких полос в валковом кристаллизаторе / А. В. Зиновьев, В. С. Савченко, А. А. Бондаренко // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ: «Системні технології», 2005. – Т. 8. – С. 32–36.
17. Shibuya K. Strip casting techniques for steel / K. Shibuya, M. Ozawa // *ISIJ International*. – 1991. – Vol. 31 (№ 7). – P. 661–668.
18. Kang C. G. A thermal elastic-plastic finite-element analysis to roll-life prediction on the twin roll strip continuous casting process / C. G. Kang, Y. D. Kim // *Metallurgical and Materials Transaction. B. Process Metallurgy and Materials Processing Science*, 1997. – № 28 (6). – P. 1213–1225.
19. Lauscher J. Verbesserung der Oberflächenqualität von Gießrollen für das Dünnbahndgießen nach dem Zwei-Rollen-Verfahren. Umformtechnische Schriften / J. Lauscher. – Aachen: Shaker Verlag, 2008. – Band 144 – 157 s.
20. Ольшанский В. М. Математическое моделирование процесса затвердевания непрерывных заготовок / В. М. Ольшанский, Н. П. Коваль, Т. Я. Сью // *Металлургическая теплотехника*. – 1999. – № 2. – С. 188–191.
21. Danchenko V. M. Mathematical modeling of the twin-roll casting process / V. M. Danchenko, O. Yu. Grydin, Yu. Yu. Kalashnikov // *Proceedings of International Conference «Advances in Metallurgical Processes and Materials»*. – Dnepropetrovsk, 2007. – Vol. 2. – P. 256–259.
22. Гридин О. Ю. Математичне моделювання процесу валкової розливки-прокатки за допомогою програми ANSYS / О. Ю. Гридин, В. М. Данченко // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2008. – № 5. – С. 90–94.
23. Гридин А. Ю. Математическая модель прогнозирования структуры и механических свойств стали после горячей деформации и термообработки / А. Ю. Гридин, Ф. Нюрнбергер, М. Шапер // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ, 2006. – С. 36–41.
24. Grydin O. Mathematical model for simulation of steel behavior during integrated heat treatment on the base of software ANSYS® / O. Grydin, F. Nuernberger, M. Schaper, Fr.-W. Bach // *Proceeding of the Third Asian-Pacific Congress on Computational Mechanics in conjunction with Eleventh International Conference on Enhancement and Promotion of Computational Methods in Engineering and Science*. – Kyoto. – 2007. – GS10. – P. 11–19.
25. Schrewe H. F. Stranggießen von Stahl: Einführung und Grundlagen / H. F. Schrewe. – Düsseldorf: Stahl-eisen Verlag, 1987. – 190 s.

Гридин А. Ю. – канд. техн. наук, доц., докторант НМетАУ.

НМетАУ – Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск.

E-mail: grydin@gmail.com

УДК 621.771.01

Кулик А. Н.
Файчак А. А.
Настоящая С. С.
Жуков П. Л.

РАЗВЕРНУТОЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОСНОВНЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА ГОРЯЧЕКАТАННЫХ ПОЛОС*

Основными тенденциями мирового производства горячекатаных полос являются повышение их качества и расширение сортамента за счет снижения конечной толщины до диапазона, соответствующего (1,0...1,6) мм. По сравнению с холоднокатаными такие полосы имеют более низкую себестоимость и повышенную коррозионную стойкость, что позволяет эффективно использовать их в целом ряде отраслей промышленности. Производство горячекатаных полос указанного типоразмера связано с необходимостью проведения достаточно дорогостоящих мероприятий по разработке и промышленному освоению принципиально новых технологий и оборудования, что в условиях ограниченного финансирования для отечественной экономики является проблематичным. Более реальной в этом случае является организация соответствующих производств на базе действующих широкополосных станов горячей прокатки (ШСП) при минимальных затратах на их реконструкцию.

Целью работы является решение вышеуказанных проблем, для чего были поставлены и решены следующие основные задачи:

- разработать численные математические модели распределения локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния, а также основных показателей качества по длине относительно тонких горячекатаных полос;
- разработать математическую модель, позволяющую определить силовые условия прокатки в чистовых клетях с различными коэффициентами отработки гидравлическими нажимными устройствами (ГНУ).

Для решения поставленных задач использовалось численное рекуррентное решение конечно-разностной формы условия статического равновесия выделенного элементарного объема зоны пластического формоизменения металла, дополненное учетом инерционной составляющей. Помимо собственно рекуррентного решения, рассматриваемая математическая модель процесса горячей прокатки включала в себя еще ряд процедур, а именно [1–3]:

- расчет геометрических и силовых параметров для зоны упругого восстановления полосы на выходе из очага деформации, обеспечивающий определение расчетных значений напряжений переднего натяжения;
- итерационную процедуру по расчету протяженностей зон опережения на контактных поверхностях, обеспечивающих равенство расчетных заданных значений напряжения переднего натяжения;
- численное интегрирование полученных локальных характеристик напряженного состояния металла, имеющее своей целью определение силы и моментов процесса прокатки;
- итерационную процедуру по учету упругого сплющивания рабочих валков и полосы.

Реализация численного подхода позволяет прогнозировать и такие важнейшие показатели, какими являются распределения конечной толщины, энергосиловых параметров и результирующих механических свойств непосредственно по длине прокатываемых полос. Одновременно с этим возможным является и уточнение исходных данных на проектирование систем автоматического регулирования приводов, а также технологических режимов работы и конструктивных параметров нажимных механизмов полосопрокатных станов, обеспечивающих требуемое качество готовой металлопродукции.

* Работа выполнена под руководством д-ра техн. наук, проф. Сатонина А. В

Используемая в данном случае расчетная схема, предполагающая прокатку полосы с базовой длиной $L_{\bar{\sigma}}$, иллюстрирована на рис. 1.

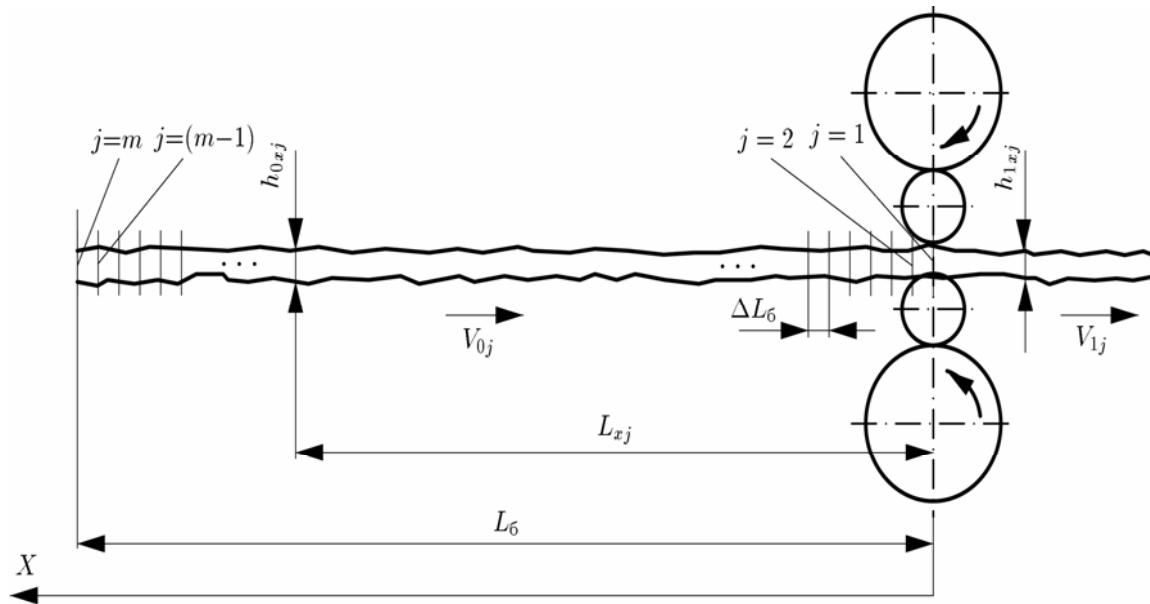


Рис. 1. Расчетная схема к численному математическому моделированию распределений основных показателей качества по длине горячекатаных лент

Осуществив разбиение базовой длины на конечное множество m элементарных длин $\Delta L_{\bar{\sigma}} = L_{\bar{\sigma}} / m$, определим геометрическую координату L_{x_j} для каждого отдельного j -го поперечного сечения прокатываемой ленты:

$$\Delta L_{x_j} = \Delta L_{\bar{\sigma}} (j - 1), \quad (1)$$

где $j=1$ – соответствует начальному сечению, исходные параметры для которого являются номинальными, то есть $x_{ij} \Big|_{j=1} = \bar{x}_i$.

Последующее определение исходных параметров для каждого отдельного j -го поперечного сечения прокатываемой ленты в зависимости от его геометрической координаты L_{x_j} осуществляли на основе линейно-синусоидальных зависимостей вида:

$$h_{0j} = \bar{h}_0 + \delta h_{00} L_{x_j} / L_{\bar{\sigma}} + \sum_{j=1}^{K_{jh0}} \delta h_{0j} \sin(2\pi L_{x_j} / L_{h0}); \quad (2)$$

$$S_{0j} = \bar{S}_0 + \delta S_{00} L_{x_j} / L_{\bar{\sigma}} + \sum_{j=1}^{K_{jS0}} \delta S_{0j} \sin(2\pi L_{x_j} / L_{S0}); \quad (3)$$

$$b_j = \bar{b} + \delta b_0 L_{x_j} / L_{\bar{\sigma}} + \sum_{j=1}^{K_{jb}} \delta b_j \sin(2\pi L_{x_j} / L_{b0}); \quad (4)$$

$$\sigma_{T0j} = \bar{\sigma}_{T0} + \delta \sigma_{T00} L_{x_j} / L_{\bar{\sigma}} + \sum_{j=1}^{K_{j\sigma T0}} \delta \sigma_{T0j} \sin(2\pi L_{x_j} / L_{\sigma T0}); \quad (5)$$

$$f_j = \bar{f}_0 + \delta f_0 L_{x_j} / L_{\bar{\sigma}} + \sum_{j=1}^{K_{jf}} \delta f_j \sin(2\pi L_{x_j} / L_{f0}); \quad (6)$$

$$T_{0j} = \bar{T}_0 + \delta T_{00} L_{x_j} / L_{\bar{\sigma}} + \sum_{j=1}^{K_{jT0}} \delta T_{0j} \sin(2\pi L_{x_j} / L_{T0}); \quad (7)$$

$$T_{1j} = \overline{T_1} + \delta T_{10} L_{xj} / L_{\delta} + \sum_{j=1}^{K_{jT_1}} \delta T_{1j} \sin(2\pi L_{xj} / L_{T_1}); \quad (8)$$

или в более обобщенной форме:

$$y_{ij} = \overline{y_{ij}} + \delta y_{ij0} L_{xj} / L_{\delta} + \sum_{j=1}^{K_{jy_{ij}}} \delta y_{ij} \sin(2\pi L_{xj} / L_{y_{ij}}), \quad (9)$$

где $\overline{y_j}$ – номинальные значения соответствующего исходного параметра;

δy_{i0} – абсолютное значение приращения данного параметра при его изменении на базовой длине по линейному закону; j – порядковый номер отрезка при разбиении базовой длины L_{δ} на конечное множество K_{ij} отдельных периодов протяженностью L_{xi} , соответствующих синусоидальному закону изменения данного исходного параметра; δy_{ij} – полуразмах изменения соответствующего i -го исходного параметра в рамках данного k -го периода синусоидального закона.

С учетом известного, согласно (2)–(9), комплекса всех исходных параметров для каждого отдельного j -го поперечного сечения прокатываемой ленты производили решение упруго-пластической задачи «рабочая клеть – прокатываемая лента», определяя тем самым соответствующее значение конечной толщины h_{1j} , а уже на основе известных h_{0j} , h_{1j} (рис. 2) – силы P_j и моментов $M_{1(2)j}$ прокатки [4] с учетом различной отработки ГНУ.

В зависимости от исходных h_{0j} и конечных h_{1j} значений толщины прокатываемой ленты, то есть зависимости от текущего значения степени деформации, производили одновременно и расчет текущих значений показателей механических свойств σ_{t1j} , σ_{b1} и так далее.

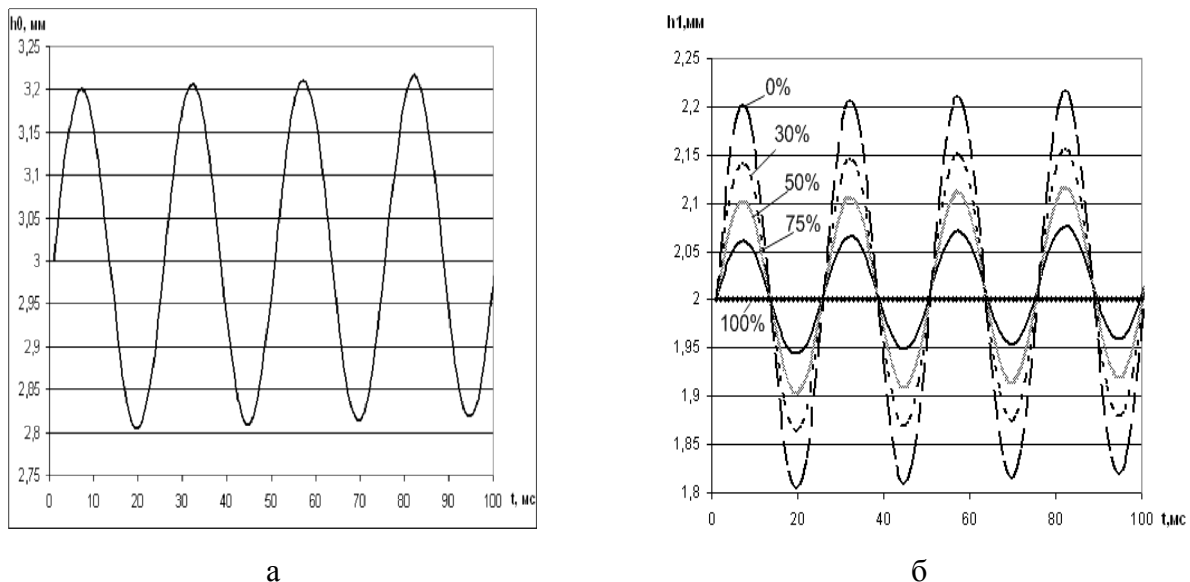


Рис. 2. График изменения исходной толщины проката (а) и конечной толщины проката (б)

Непосредственное решение упруго-пластической системы «рабочая клеть – прокатываемая полоса» осуществляли на основе метода целенаправленного перебора вариантов, а также на основе метода дихотомии.

В качестве критериальной оценки сходимости итерационной процедуры решения было принято условие эквивалентности расчетного S_{0t} и заданного S_0 значений величины предварительного межвалкового зазора, определяемых на основе известной зависимости Головина-Симса [5]:

$$S_0 = h_1 - P / G_{кл}, \quad (10)$$

где $G_{кл}$ – модуль жесткости рабочей клетки лентопрокатного стана.

В качестве алгоритмического обеспечения самой итерационной процедуры решения использовали метод целенаправленного перебора вариантов:

$$h_{1(t+1)} = h_{1t} + A_{h_1} \text{sign}(S_0 - S_{0t}), \quad (11)$$

где t – порядковый номер очередного цикла итерационного решения; A_{h_1} – шаг изменения конечной толщины прокатываемой ленты, величина которого была принята переменной в зависимости от степени приближения к искомому результату; $\text{sign}(S_0 - S_{0t})$ – функция знака.

В качестве начального условия итерационной процедуры решения было принято $h_{1t}|_{t=1} = h_1$, при этом на завершающем этапе величина приращения A_{h_1} , характеризующая погрешность вычислений, соответствовала $A_{h_1} = 10^{-5} h_1$.

С учетом известного комплекса всех исходных параметров для каждого отдельного j -го поперечного сечения прокатываемой полосы производили решение упруго-пластической задачи «рабочая клетка – прокатываемая полоса», определяя тем самым соответствующее значение конечной толщины h_{1j} , а также силы P_j и моментов $M_{1(2)j}$ прокатки. Графическое изображение полученных результатов представлено на рис. 3.

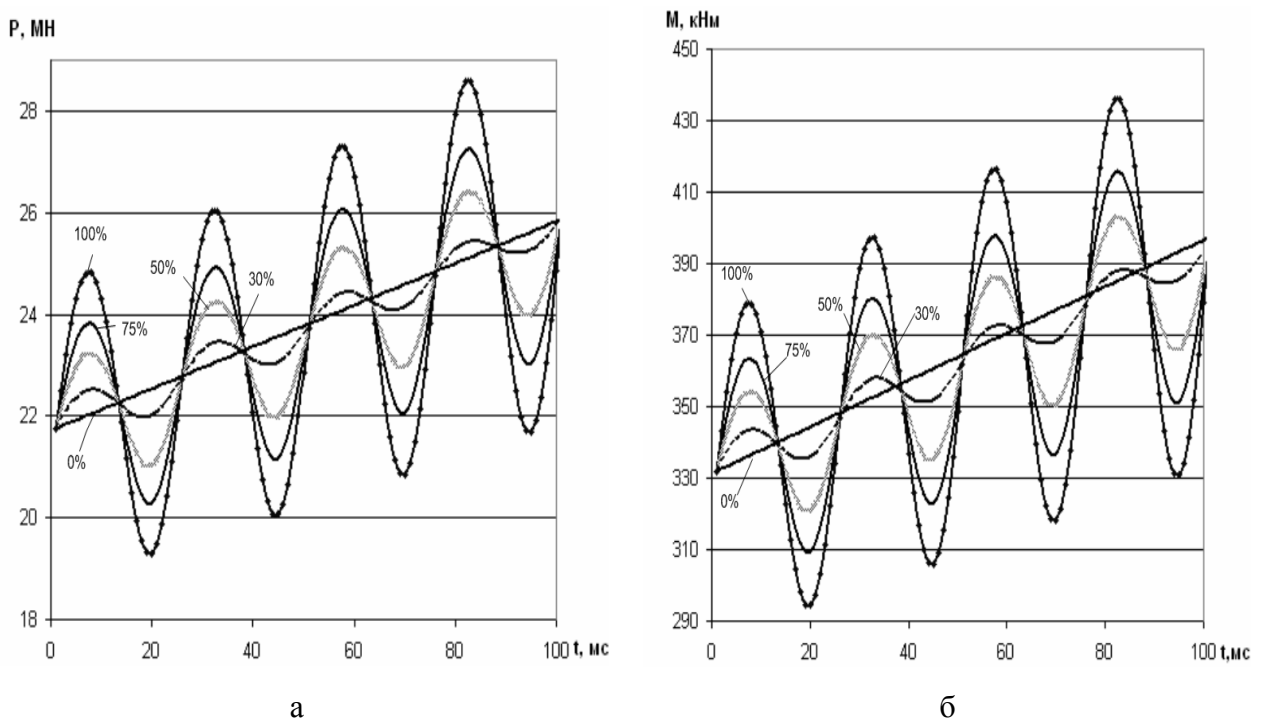


Рис. 3. Графики изменения силы (а) и момента (б) прокатки при различных отработках ГНУ

Из представленных графических изображений изменения конечной толщины h_{1j} , а также силы P_j и моментов $M_{1(2)j}$ прокатки можно сделать вывод, что 100 % отработка ГНУ приводит к скачкообразному изменению энергосиловых параметров и, соответственно,

к ухудшению плоскостности проката, что является браком. Кроме того, такая технология производства приведет к быстрому износу электромеханического оборудования приводов рабочей клетки.

Полученная математическая модель дает возможность не экспериментально, что в условиях современного ограниченного финансирования производства невозможно, а теоретически определить наилучший режим прокатки горячекатаных тонких листов и полос.

ВЫВОДЫ

Таким образом, на основе численно-рекуррентного решения конечно-разностной формы условия статического равновесия выделенного элементарного объема зоны пластического формоизменения металла, дополненная учетом итерационной составляющей, была создана имитационная математическая модель процесса горячей прокатки полос, позволяющая:

- определить локальные и интегральные характеристики напряженно-деформированного состояния, а также основных показателей качества относительно тонких горячекатаных полос;
- определить силовые условия прокатки в чистовых клетях с различными коэффициентами обработки гидравлическими нажимными устройствами;
- теоретически определить режим прокатки горячекатаных тонких листов, позволяющих получить оптимальное соотношение качества готового проката и энерго-силовых затрат.

ЛИТЕРАТУРА

1. Соколов Л. Н. *Определение интегральных показателей напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке* / Л. Н. Соколов, В. Ф. Потапкин, В. Н. Ефимов и др. // *Металлургия и коксохимия*. – 1987. – Вып. 94. – С. 7–10.
2. Железнов Ю. Д. *Статистические исследования точности тонколистовой прокатки* / Ю. Д. Железнов, С. А. Коцарь, А. Г. Абиев. – М.: *Металлургия*. – 1974. – 239 с.
3. *Повышение точности листового проката* / И. М. Меерович, А. И. Герцев, В. С. Горелик, Э. Я. Классен. – М.: *Металлургия*, 1969. – 262 с.: с ил.
4. Кокотько М. Е. *Математическое моделирование геометрических, кинематических энергосиловых параметров процесса холодной прокатки относительно тонких листов на профилированной плите* / М. Е. Кокотько, С. К. Добряк, М. В. Федоринов // *Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні*. – Краматорськ: ДДМА. – 2002. – С. 447–451.
5. Целиков А. И. *Теория продольной прокатки* / А. И. Целиков, Г. С. Никитин, С. Е. Рокотян. – М.: *Металлургия*. – 1980. – 320 с.

- Кулик А. Н. – канд. техн. наук, доц. кафедры АММ ДГМА;
Файчак А. А. – аспирант кафедры АММ ДГМА;
Настоящая С. С. – студент ДГМА;
Жуков П. Л. – студент ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

УДК 621.7

Миленин А. А.
Гросман Ф.
Мадей Л.
Павлицкий Л.

МОДЕЛИРОВАНИЕ С ПОМОЩЬЮ МЕТОДА КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ С ДОПОЛНИТЕЛЬНЫМ ОСЦИЛЛИРУЮЩИМ ГОРИЗОНТАЛЬНЫМ ДВИЖЕНИЕМ ВАЛКОВ

Многочисленные современные исследования показывают зависимость между историей деформации металла и его пластичностью и микроструктурой. В связи с этим появилось несколько методов деформационного воздействия на металл, позволяющих улучшить деформируемость, механические свойства и структуру готовой продукции [1–6]. Эти процессы сочетают в себе циклическое накопление деформации различными способами. Например, широко известный процесс КОВО [1] основан на дополнительном колебательном движении инструмента при прессовании с целью активизации новых плоскостей скольжения материала.

В процессах прокатки реализация дополнительного воздействия на материал больших деформаций затруднена в связи с ограниченными возможностями деформирования заготовки в валках. В определенной степени проблема решается на основе процесса ARB (Accumulative Roll-Bonding process) [5–6], который однако связан с необходимостью многократной прокатки пакета листов, в котором число слоев растет от прохода к проходу. При этом возникают проблемы свариваемости слоев, разрушения кромок, а также существенно ограничен сортамент производимой продукции. Результирующее же влияние на свойства оказывается не значительным [5]. Альтернативным методом прокатки, позволяющим кроме основного обжатия дополнительно передавать образцу значительную знакопеременную деформацию, является процесс прокатки с дополнительным осциллирующим горизонтальным движением валков. Данный процесс был предложен сотрудниками Политехники Шленской, Польша (Politechnika Śląska) и описан в работах [7–8]. Суть процесса, получившего название Structure Based Design of Metal Forming Operations (SBDMFO) заключается в том, что в процессе прокатки вращающиеся валки совершают возвратно-поступательное поперечное движение, передающее заготовке дополнительную сдвиговую деформацию (рис. 1).

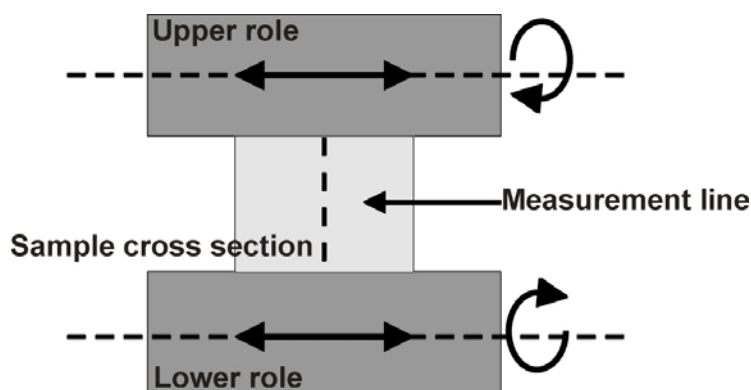


Рис. 1. Схема процесса прокатки с дополнительным осциллирующим горизонтальным движением валков

При разработке такого процесса необходимо предвидеть распределение деформации, температуры и напряжений в зависимости от соотношения скорости вращения валков, параметров их осциллирующего горизонтального движения, показателей трения в продольном и поперечном направлениях на поверхностях валков. Пробы решения этой проблемы с помощью

коммерческого программного обеспечения не увенчались успехом в связи с ограниченными возможностями последних в части задания неклассических граничных условий (анизотропия трения, сложное пространственное движение валков).

Целью данной работы является разработка и экспериментальная проверка численной модели рассматриваемого процесса на основе конечноэлементной модели процесса прокатки, предложенной в работах [9–10].

Экспериментальные исследования

Экспериментальные исследования были выполнены в Политехнике Шленской. Амплитуда горизонтального движения валков составляла ± 1.4 мм, частота колебаний валков 3 Герца. Диаметр валков был равен 60 мм. Экспериментальная установка с прокатанным образцом показана на рис. 2.

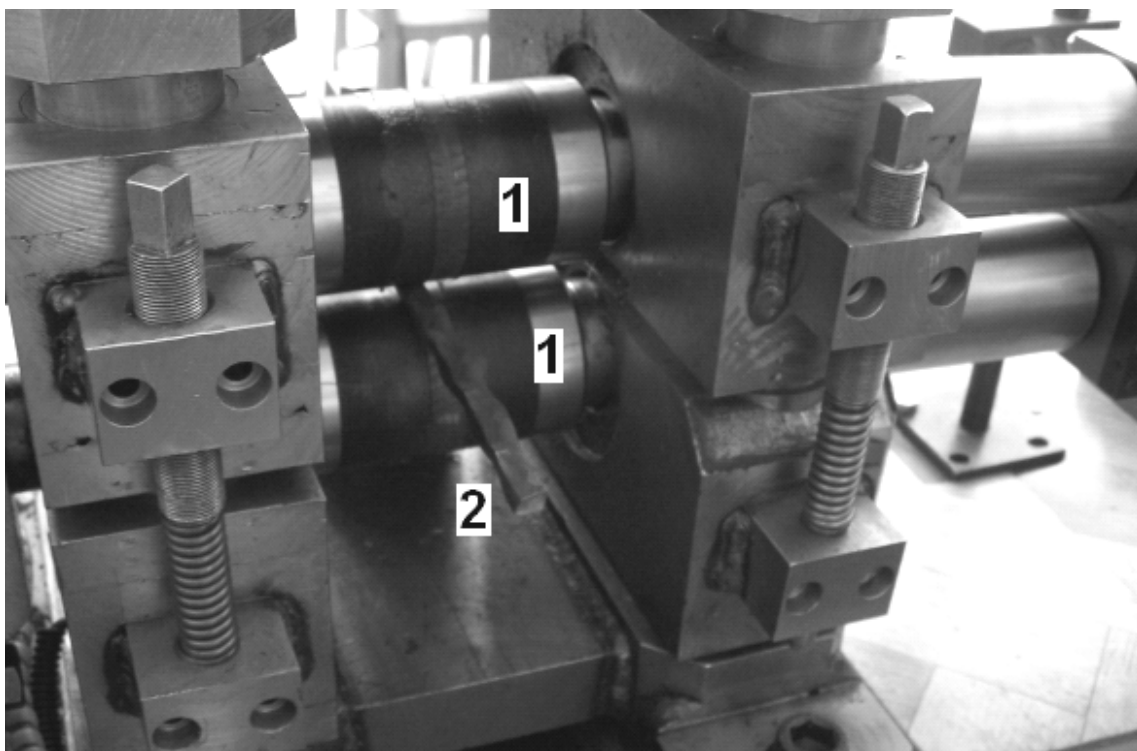


Рис. 2. Экспериментальная установка: 1 – нижний и верхний валки, 2 – образец

Размеры поперечного сечения образца 8×8 мм. Прокатываемый материал – технически чистая медь при комнатной температуре. Величина обжатия $\Delta h = 0,8$ мм. Рассмотрены три варианта скорости прокатки: 0,156, 0,051, 0,031 радиан в секунду. Поскольку частота и амплитуда колебаний валков были неизменными, скорость прокатки определяла число колебаний, воспринятое объемом материала при прохождении через очаг деформации. Чем меньше была скорость прокатки, тем большую деформацию успевало внести горизонтальное колебание валков. Результаты прокатки при разных скоростях вращения валков представлены на рис. 3. Влияние скорости прокатки проявляется также в различии формы прокатанных образцов. При высокой скорости прокатки поверхность образца приобретает выраженную волнистую форму (рис. 3, вариант 1). При малой скорости амплитуда волнистости поверхности образца уменьшается (рис. 3, варианты 2 и 3). Выполнить экспериментальную оценку распределения деформации, температуры и напряжений в объеме образца в зависимости от параметров прокатки достаточно сложно. По этой причине была выполнена разработка математической модели исследуемого процесса.

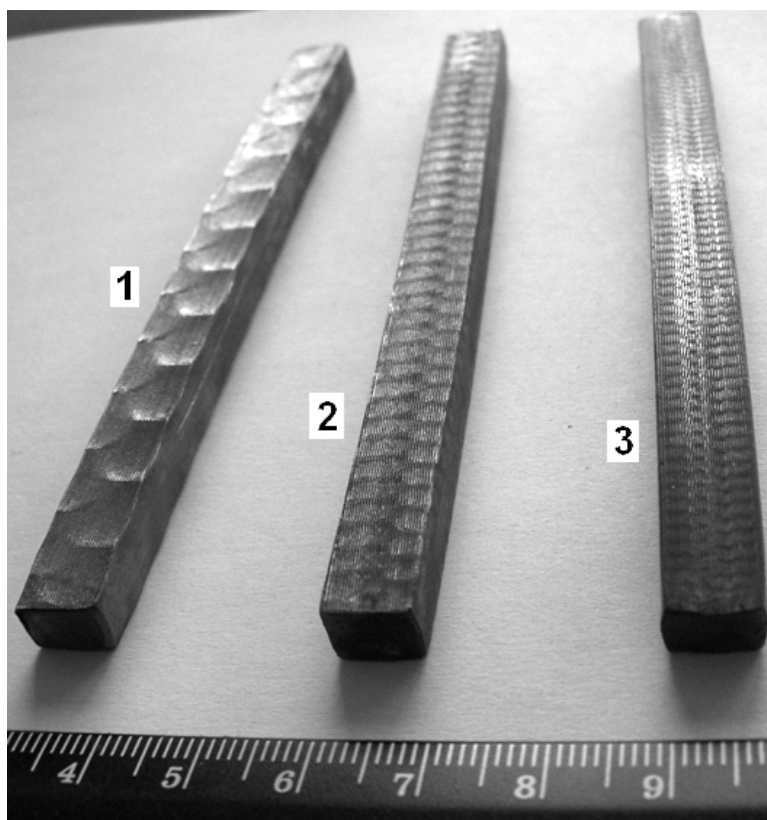


Рис. 3. Результаты прокатки при разных скоростях вращения валков: 0,156 (1), 0,052 (2), 0,031(3) rpm

Математическая модель процесса прокатки

Математическая модель рассматриваемого процесса основана на конечноэлементной трехмерной модели прокатки, разработанной ранее одним из авторов данной статьи [9–10]. Модель реализована в виде программного продукта Rolling3d [11–12]. В перечисленных работах приведено описание модели и программы, а также приведены примеры ее использования для решения конкретных задач прокатки профилей. Модификации программы, связанные с моделированием рассматриваемого процесса заключались в следующем.

В базовой программе решение ищется из условия стационарности следующего функционала:

$$J = \frac{1}{2} \int_V \mu \dot{\varepsilon}_i^2 dV + \int_V \sigma \dot{\varepsilon}_0 dV + K_\tau \int_F (v_\tau)^2 dF + K_n \int_F (v_n - w_n)^2 dF, \quad (1)$$

где:

$$K_\tau^{(p)} = \frac{\tau^{(p-1)}}{v_\tau^{(p-1)}}; \quad (2)$$

$$\mu^{(p)} = \frac{\sigma_s^{(p-1)}}{\dot{\varepsilon}_i^{(p-1)}}, \quad (3)$$

где p – номер итерации; v_τ – скорость скольжения металла по поверхности валка (м/с); v_n – скорость точек металла, нормальная к поверхности валка (м/с); w_n – нормальная к поверхности контакта скорость валка (м/с); τ – напряжение трения (в соответствии с законом $\tau = m\sigma_s$; где m – фактор трения); σ_s – напряжение текучести (МПа); σ – среднее напряжение (МПа); $\dot{\varepsilon}_i$ – интенсивность скорости деформации (c^{-1}); $\dot{\varepsilon}_0$ – скорость

деформации изменения объема (c^{-1}); K_τ – штрафной коэффициент на скольжение металла по поверхности валка, рассчитывается с использованием данных, полученных на предыдущей итерации ($p-1$) по формуле (2); K_n – штрафной коэффициент на проникание металла в инструмент; μ – приведенная вязкость металла, определяемая в соответствии с методом гидродинамических приближений по формуле (3) (МПа с); V – объем металла (m^3); F – контактная поверхность (m^2).

Для учета поперечного движения валков и анизотропии трения воспользуемся преимуществами, которые дает подход, основанный на формуле (2). Полная скорость скольжения металла по поверхности валка может быть записана следующим образом:

$$v_\tau^2 = v_1^2 + v_2^2, \quad (4)$$

где 1 и 2 это оси локальной системы координат в точке контакта, касательные к поверхности контакта. Условимся, что ось 2 направлена перпендикулярно направлению прокатки и параллельно осциллирующему горизонтальному движению валков. Тогда составляющую функционала (1), связанную с трением, можно записать через проекции на оси 1 и 2:

$$\int_F (K_{\tau 1} v_1^2 + K_{\tau 2} v_2^2) dF, \quad (5)$$

где:

$$K_{\tau 1}^{(p)} = \frac{m_1 \sigma_s}{v_\tau}; \quad (6)$$

$$K_{\tau 2}^{(p)} = \frac{m_2 \sigma_s}{v_\tau}, \quad (7)$$

где m_1 и m_2 факторы трения в направлении продольном и поперечном к направлению прокатки. Формула (5) позволяет учесть анизотропию трения, имеющую место в рассматриваемом процессе.

Горизонтальное колебательное движение валка можно описать с помощью синусоиды в соответствии со следующей формулой:

$$v_2 = \frac{\pi U_{wy}}{\tau_{wy}} \sin\left(2\pi \frac{\tau}{\tau_{wy}}\right), \quad (8)$$

где $\tau_{wy} = \frac{1}{f}$ – время одной осцилляции; τ – текущее время прокатки; U_{wy} – амплитуда горизонтального перемещения валков.

Явление отрыва металла от поверхности валка в данном процессе имеет место не только при выходе металла за линию центров валков, а и в следствие горизонтального перемещения валков. Об этом можно судить по форме поверхности прокатанных заготовок (рис. 3). Моделирование отрыва металла от валка осуществлялось при выполнении условия положительности нормальных контактных напряжений:

$$\sigma_n \geq 0,$$

где σ_n – нормальное контактное напряжение в конкретной точке контакта.

Решение трехмерной тепловой задачи при прокатке учитывает теплообмен с окружающей средой, валками, деформационный разогрев металла. Это решение для рассматриваемого в статье процесса ничем не отличается от решения для обычного процесса прокатки [11] и по этой причине в данной статье не приводится.

Результаты расчетов

Расчеты были выполнены для условий, соответствующих описанным выше для эксперимента (варианты 1–3). Для сравнения был также промоделирован обычный процесс прокатки со скоростями вращения валков, соответствующими вариантам 1–3. Результаты моделирования обычного процесса прокатки показаны на рис. 4. Из распределения температуры по высоте полосы (рис. 4, а) следует, что максимальная температура соответствует наибольшей скорости прокатки. Это, прежде всего, связано с меньшим временем контакта полосы с холодной поверхностью валка. Различие температур, однако, не велико. Распределение интенсивности деформации по высоте полосы существенно неравномерно (рис. 4, б), имеются максимумы вблизи контактной поверхности. В меньшей степени деформация проникает в центральные объемы металла. Такое распределение деформации является характерным для прокатки высоких полос. Разница в распределении деформации для разных скоростей прокатки невелика и связана с различиями температуры полосы и численными погрешностями при интегрировании по времени.

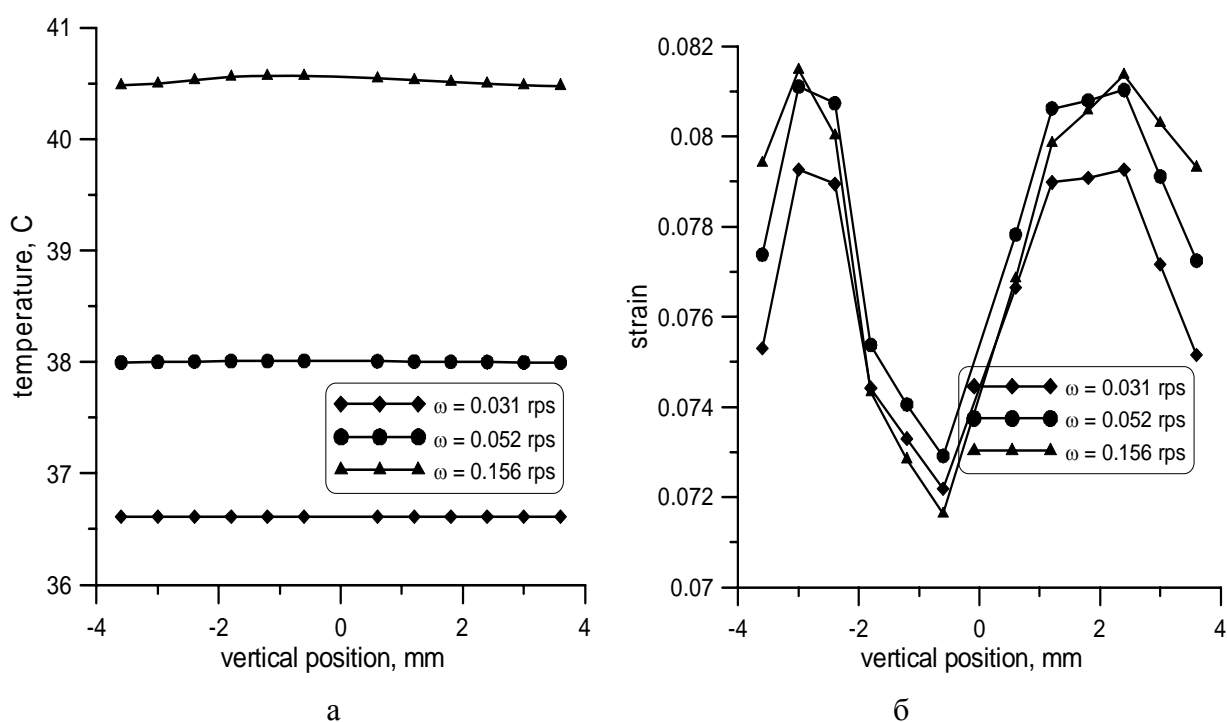
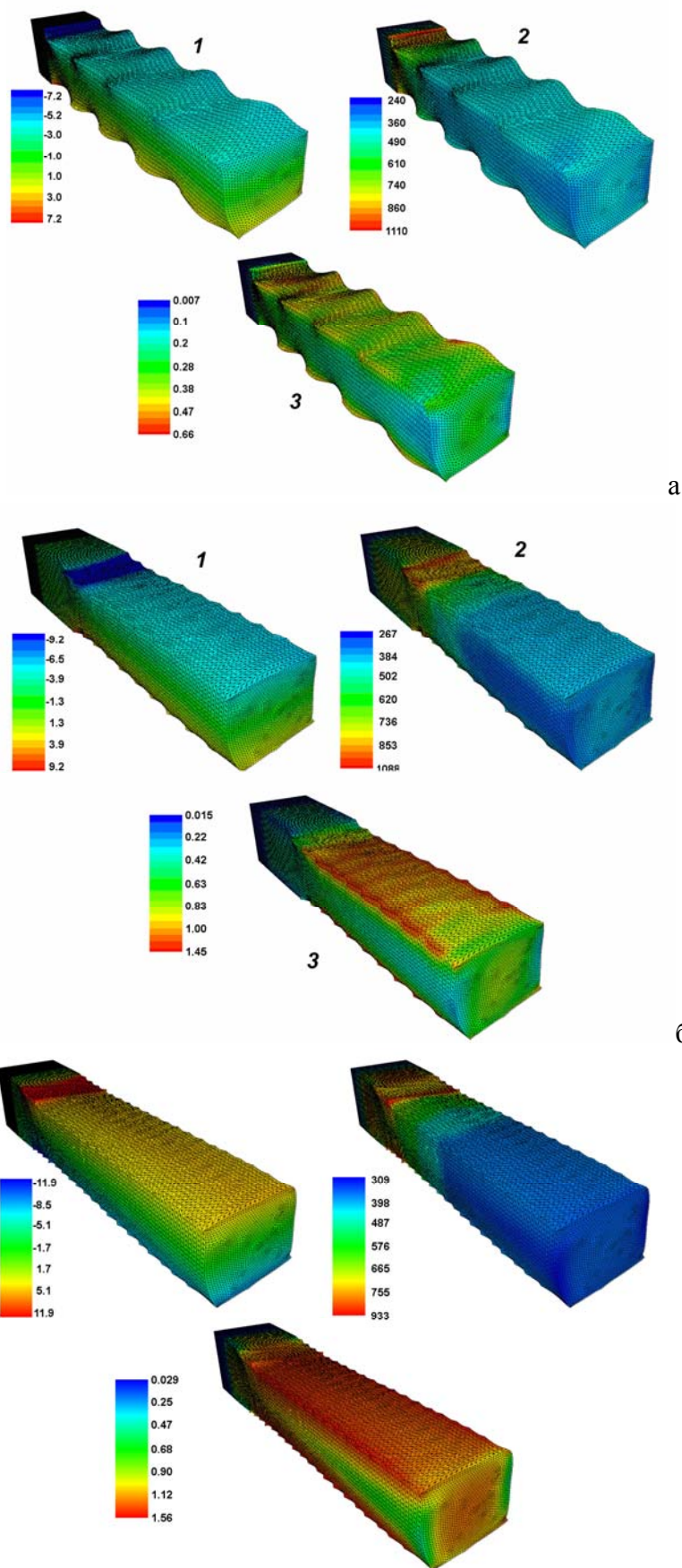


Рис. 4. Результаты моделирования прокатки без горизонтального движения валков: а - распределение температуры по высоте полосы в сечении выхода из валков; б - распределение интенсивность деформации по высоте полосы.

Результаты расчетов процесса MEFASS показаны на рис. 5–6. На рис. 5 приведены объемные распределения скорости течения в поперечном направлении V_y (рис. 5, 1), интенсивности напряжения (рис. 5, 2) и интенсивности деформации (рис. 5, 3) в полосе после прокатки. Форма представленных на рис. 5 полос, полученная в результате расчета, соответствует форме полос на рис. 3 для условий эксперимента. Анализ распределения температуры (рис. 6, а) позволяет утверждать, что в случае прокатки MEFASS температура существенно выше, чем в обычном процессе прокатки. Причем в отличие от обычного процесса прокатки, меньшей скорости соответствует высшая температура. Это связано с тем, что при меньшей скорости и постоянной частоте горизонтального движения валков в металл передается большая деформация, происходит больший деформационный разогрев.



в

Рис. 5. Распределение скорости течения V_y (1), интенсивности напряжения (2) и интенсивности деформации (3), полученные для процесса MEFASS с разной скоростью прокатки: а – 0,156; б – 0,052; в – 0,031 g/s

Анализ распределения интенсивности деформации по высоте полосы (рис. 6, б) показал, что меняется как величина, так и распределение этой величины. Величина интенсивности деформации при малой скорости прокатки достигает значений, близких к 1 (при обычной прокатке эта величина не более 0,08, рис. 4, б). Ясно также, что теоретических ограничений на величину накопленной деформации процесс не имеет, уменьшение скорости прокатки будет приводить к увеличению накопленной деформации до исчерпания ресурса пластичности материала. Таким образом, разработанная модель позволяет выполнять подбор скорости и других параметров прокатки MEFASS на основе расчета по заданной величине накопленной деформации.

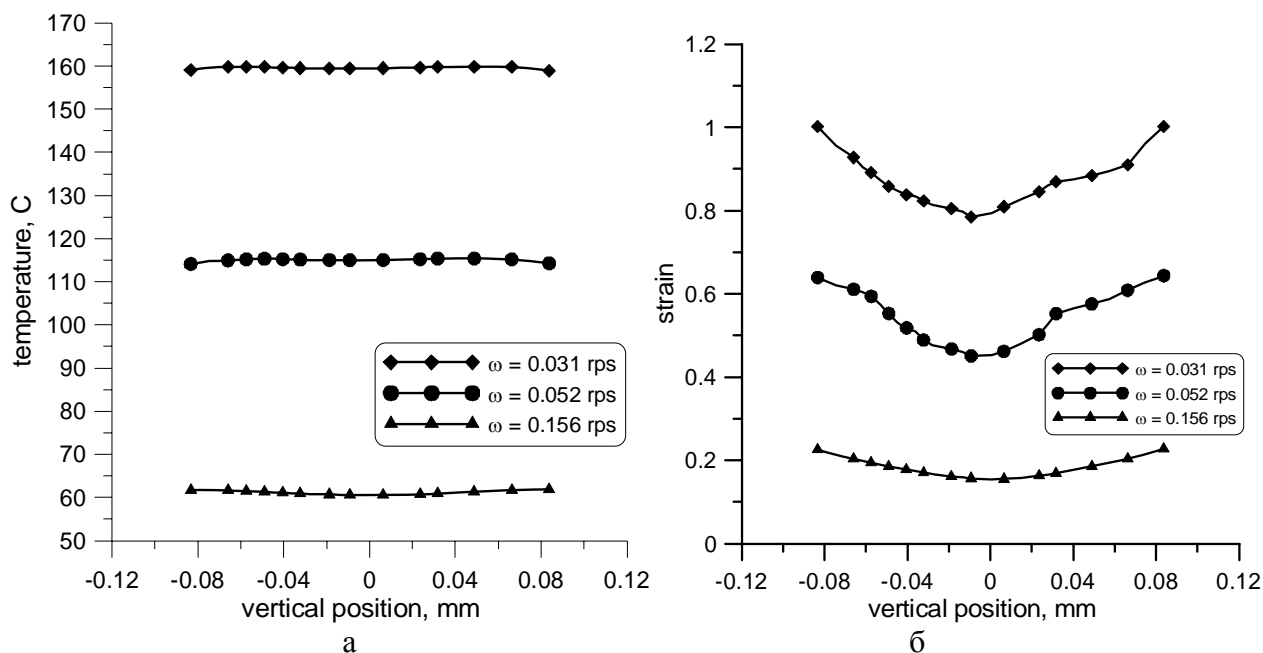


Рис. 6. Результаты моделирования прокатки MEFASS:

а - распределение температуры по высоте полосы в сечении выхода из валков; б - распределение интенсивности деформации по высоте полосы

Работа финансирована Министерством науки и высшего образования Польши (MniSW), проект R0702601

ВЫВОДЫ

1. Предложена новая математическая модель процесса прокатки с дополнительным осциллирующим горизонтальным движением валков (MEFASS), основанная на методе конечных элементов. В качестве новых факторов модель учитывает горизонтальное циклическое движение валков, анизотропию трения и возможность отрыва металла от поверхности валка в геометрическом очаге деформации.

2. Выполнено экспериментальное исследование процесса MEFASS при разной скорости прокатки. Форма полученных после прокатки образцов согласуется с формой трехмерной сетки конечных элементов, полученной в результате расчета.

3. Показано, что теоретических ограничений на величину накопленной деформации процесс MEFASS не имеет, уменьшение скорости прокатки будет приводить к увеличению накопленной деформации.

4. Показано, что разработанная модель позволяет выполнять подбор скорости и других параметров прокатки MEFASS на основе расчета.

ЛИТЕРАТУРА

1. Korbel A. *The structure based design of metal forming operations* / A. Korbel, W. Bochniak // *J. Mat. Proc. Tech.* – 1995. – № 53. – P. 229–237.

2. Gronostajski Z. *Effect of variable deformation path on material's force-energy parameters and structure* / Gronostajski Z., Grosman F., Jeśkiewicz K., Pawlicki J. // *Research in Polish Metallurgy at the Beginning of XXI Century*, eds. K. Swiatkowski, M. Blicharski, K. Fitzner, W. Kapturkiewicz, M. Pietrzyk, J. Kazior, Akapit, Krakow, 2006. – P. 347–368.

3. Бейгельзиме Я. Е. *Винтовая экструзия – процесс накопления деформаций*/ Бейгельзимер Я. Е., Варюхин В. Н., Орлов Д. В., Сынков С. Г. – ТЕАН, Донецк, 2003. – 87 с.

4. Kuziak R. *Symulacja uzyskiwania struktur ultradrobno ziarnistych i nanokrystalicznych metodą skumulowanego odkształcenia plastycznego*/ Kuziak R., Zalecki W., Węglarczyk S., Pietrzyk M. // *Konf. FIMM 2003, Warszawa, Mechanikaz*, 2001. – S. 145–150 (in Polish).

5. Milenin A. *A study of changes of microstructure and mechanical properties during the accumulative roll-bonding process of aluminium* / Milenin A. A., Svyetlichnyy D. S., Kwapisz M. // *ESAFORM 2006, Glasgow*, P. 539–542.

6. Миленин А. А. *Получение ультрамелкозернистой структуры алюминия методом пакетной прокатки* / А.А. Миленин, М. Квапиш // *Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении.* – Краматорск, ДГМ. – 2005. – С. 451–454.

7. Grosman F. *Wykonanie badań doświadczalnych procesu walcowania z poosiowym ruchem walców. Wykonanie interpretacji wyników badan doświadczalnych procesów przeróbki plastycznej ze zmianą drogi odkształcenia*, / Grosman F., Pawlicki J., Lipska B. // *Politechnika Śląska, sprawozdanie z pracy NB-50.* – 2005. – № 2. – P. 23 (in Polish).

8. Grosman F., Cyganek Z., *The research of rolling process with cyclic change of the strain path* / Grosman F., Cyganek Z. // *Metal Forming Conference 2008, Steel Research International.* – 2008. – № 79. – 453–458.

9. Milenin A. A. *Numerical properties of finite-element algorithms in the three-dimensional shaping of metals* // *Russian metallurgy. Metally.* – 1998. – P. 38–43. – (Publisher: Allerton Press, London, ROYAUME-UNI).

10. Milenin A. A. *Mathematical modeling of the spread of metals with different rheological properties on rolling*, *Russian metallurgy. Metall.* – 1998. – № 4. – P. 65–68. – (Allerton Press, London, ROYAUME-UNI).

11. Миленин А. А. *Проблемы разработки и применения трехмерных численных моделей для оптимизации процессов прокатки* // *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том. 5. Пластична деформація металів.* – Дніпропетровськ: «Системні технології», 2002. – С. 36–46.

12. Milenin A. *Program komputerowy do analizy trójwymiarowego płynięcia metalu podczas walcowania w wykrojach* / Milenin A., Dyja H., Lesik L. // *Hutnik.* – 2003. – № 1. – S. 20–24.

A. Milenin - professor, Akademia Górniczo-Hutnicza, Kraków, Poland;

F. Grosman - professor, Politechnika Śląska w Katowicach, Poland;

L. Madej - dr. inż., Akademia Górniczo-Hutnicza, Kraków, Poland;

J. Pawlicki - dr. inż., Politechnika Śląska w Katowicach, Poland.

E-mail: milenin@metal.agh.edu.pl

franciszek.grosman@polsl.pl

lmadej@agh.edu.pl

jacek.pawlicki@polsl.pl

УДК: 621.771

Мазур И. П.
Долматов А. П.
Борисов С. С.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ НА НЕПРЕРЫВНЫХ ШИРОКОПОЛОСНЫХ СТАНАХ

Основу математического моделирования процесса холодной прокатки составляют математические модели очага деформации. Из литературы известно множество примеров построения математических моделей очага деформации при холодной прокатке на непрерывных станах. При этом исследователи преследуют различные цели, но обычно особую трудность при моделировании составляет учет всех влияющих на процесс параметров и обеспечение требуемого уровня соответствия расчетных значений фактическим, поскольку при расчетах всегда приходится делать допущения из-за сложности вычислений и взаимовлияния параметров. Точное определение значений всех параметров позволяет приблизить модель к реальному процессу и повысить эффективность алгоритмов управления основанных на этих моделях.

На сегодняшний момент из всего многообразия моделей очага деформации можно выделить три класса [1].

Первый класс составляют сложные математические модели в виде дифференциальных уравнений, полученных на основе общих предположений относительно характера процесса прокатки с использованием минимально необходимого объема экспериментальных данных. К таким моделям относятся дифференциальные уравнения Кармана [2], Орована [2, 3], Джортнера [3], Экиномополоса [3] и др. Эти модели точны, но в силу необходимости численного решения имеют низкое вычислительное быстродействие.

Второй класс – математические модели с определенными допущениями, облегчающими процесс аналитического решения дифференциальных уравнений [2–5]. Из-за допущений эти модели менее точны, по сравнению с моделями первого класса, но более компактны, просты, не потеряли своей актуальности и успешно используются для решения различных производственных задач.

К третьему классу можно отнести модели, специально полученные для управления в реальном масштабе времени [6–11]. По сравнению с моделями первой и второй групп они обладают меньшей точностью, но просты по структуре и требуют малых затрат машинного времени для проведения вычислений. Их использование удобно в составе алгоритмов управления систем автоматического регулирования процесса, необходимая точность при этом достигается идентификацией алгоритмов по реальным данным.

Основные погрешности всех моделей связаны не с видом модели, они все получены, как правило, из уравнения Кармана при определенных допущениях, а с определением для каждой модели своего коэффициента трения и сопротивления деформации прокатываемой полосы [1, 12]. Поэтому для эффективного использования существующих уравнений в алгоритмах АСУТП необходимо тщательно подходить к выбору зависимостей для расчета этих параметров.

Целью данной работы было построение теоретической модели очага деформации стана холодной прокатки, на основе комплекса уравнений, прошедших практическую апробацию, получение теоретических кривых упрочнения высокопрочных марок сталей при холодной прокатке, уточнение расчетной модели посредством анализа теоретических и экспериментальных данных по упрочнению.

Выбранная модель основана на численном решении дифференциального уравнения равновесия сил в очаге деформации Кармана [13]. Для определения частной производной изменения усилия прокатки по длине очага деформации используется следующее выражение:

$$\pm \frac{dP_x}{dx} = -4C \cdot B_x \cdot x \cdot (C_x - x^2)^{c-1} + \frac{4x \cdot K_x \pm 2\mu \cdot p_x \cdot R_c}{h_1 \cdot R_c + x^2}; \quad (1)$$

$$K_x = A_x + B_x \cdot (C_x - x^2)^c; \quad (2)$$

$$A_x = 0,575\sigma_{T0}; B_x = 0,575b \left(\frac{100}{H_n \cdot R_c} \right)^c; R_c = l_c^2 / \Delta h,$$

где p_x – удельное давление металла на валки в сечении x ; l_c – длина дуги контакта с учетом упругого сплющивания валков; x – координата интегрирования; σ_{T0}, b, c – параметры кривой упрочнения по А. В. Третьякову; μ – коэффициент трения; R_c – радиус упруго сплющенного валка; H_n – толщина подката; h_1 – толщина полосы на выходе из клетки; Δh – абсолютное обжатие.

Момент прокатки на одном валке, как статический момент эпюры p_x относительно центра вращения валка, определяется уравнением [13]:

$$M = \frac{B \int_0^{l_c} p_x \cdot x \cdot dx + 0,5R \cdot (T_0 - T_1) \cdot \cos \alpha / 2}{1 - 0,25 \cdot \Delta h / R}, \quad (3)$$

где B – ширина прокатываемой полосы; R – радиус (несплющенного) рабочего валка; T_0 и T_1 полные заднее и переднее натяжения соответственно; α – угол захвата с учетом упруго сплющивания валков под полосой.

Уравнение Кармана решается численным методом Рунге-Кутты. На первом шаге, длина дуги контакта без упруго сплющивания валков разбивается на 25 частей, с целью определения шага численного дифференцирования $\Delta x = l_c / 25$.

Удельное давление для зоны отставания равняется $p_x = 2k_0 - \sigma_0$, где k_0 – сопротивление чистому сдвигу на входе очага деформации определяется по формуле (2); подстановкой в нее $x = l_c$; а σ_0 – заднее удельное натяжение полосы на стане.

Для зоны опережения удельное давление рассчитывается как $p_x = 2k_1 - \sigma_1$, где k_1 – сопротивление чистому сдвигу на выходе очага деформации, которое определяется по формуле (2), подстановкой в нее $x = 0$.

Далее для зоны отставания рассчитывается частная производная методом Рунге-Кутты в точке $x = l_c$:

$$p_{x_{ki+1}} = p_{x_{ki}} + m / 6(k_0 + 2k_1 + 2k_2 + k_3), \quad i = 0, 1, \dots; \quad (4)$$

$$k_0 = f(x_i, p_{x_{ki}}); k_1 = f(x_i + m/2, p_{x_{ki}} + k_0/2); k_2 = f(x_i + m/2, p_{x_{ki}} + k_1/2);$$

$$k_3 = f(x_i + m/2, p_{x_{ki}} + k_2),$$

где $p_{x_{ki}}$ – среднее контактное давление на i -том шаге; $p_{x_{ki+1}}$ – среднее контактное давление на $i + 1$ -ом шаге; $m = \Delta x$ – шаг численного дифференцирования; k – индекс зоны очага деформации: 0 – зона отставания, 1 – зона опережения.

В зоне отставания выполняется шаг в направлении уменьшения дуги контакта на величину Δx и определяется значение контактного давления (p_{x_0}) в точке $x = l_c - \Delta x$ по уравнению (4). В зоне опережения сравнивается значение (p_{x_1}) на краю зоны при $x=0$ со значением (p_{x_0}), полученным в зоне отставания. Если величина p_{x_0} больше чем p_{x_1} , то рассчитывается величина производной (1) в точке $x = 0$. Далее выполняем шаг в направлении возрастания x в точку $x = 0 + \Delta x$. В противном случае делаем повторный шаг в направлении убывания дуги контакта. Уравнения интегрируем попеременно то со стороны отставания, то

со стороны зоны опережения до полной встречи по координате x . Совпадение p_x при движении слева и справа определяет нейтральное сечение, в котором толщина полосы равна:

$$h_\gamma = h_1 + \frac{x_\gamma^2}{R_c}. \quad (5)$$

Одновременно вычисляются площадь эпюры и ее статистический момент относительно оси вращения валка (3). Площадь эпюры представляет собой полное давление прокатки на единицу ширины прокатываемой полосы. Тогда среднее удельное давление прокатки находится как:

$$p_{cp} = \left(\int_{x=0}^{x=l_c} p_x dx \right) / l_c. \quad (6)$$

Величина p_{cp} (6) используется для расчета длины деформированной дуги контакта. При этом последовательно производят расчеты p_{cp} с тремя значениями длины дуг контакта, равными: $1,5l$; $1,75l$; $2,0l$ без учета упругого сплющивания и для каждого значения длины дуги контакта определяются свои значения p_{cp} . Функцию изменения длины дуги контакта от среднего контактного давления аппроксимируют полиномом первого порядка:

$$l_c = a_1 + a_2 p_{cp}, \quad (7)$$

где a_1, a_2 – коэффициенты, определяемые методом наименьших квадратов (МНК) из решения следующей системы уравнений:

$$\begin{cases} a_1 3 + a_2 \sum p_{cpi} = \sum l_{ci}; \\ a_1 \sum p_{cpi} + a_2 \sum p_{cpi}^2 = \sum p_{cpi} l_{ci}^2. \end{cases} \quad (8)$$

Функцию изменения среднего удельного давления от длины дуги контакта аппроксимируют полиномом второго порядка:

$$p_{cp} = b_1 + b_2 l_c + b_3 l_c^2, \quad (9)$$

где b_1 и b_2 – коэффициенты, определяемые МНК, из решения следующей системы линейных уравнений:

$$\begin{cases} b_1 3 + b_2 \sum l_c + b_3 \sum l_c^2 = \sum p_{cp}; \\ b_1 \sum l_c + b_2 \sum l_c^2 + b_3 \sum l_c^3 = \sum p_{cpi} l_{ci}; \\ b_1 \sum l_c + b_2 \sum l_c^3 + b_3 \sum l_c^4 = \sum p_{cpi} l_{ci}^2. \end{cases} \quad (10)$$

Выражения (9) и (10) образуют систему двух уравнений с двумя неизвестными для определения длины дуги контакта с учетом сплющивания валков (l_c) и среднего удельного контактного давления (p_{cp}):

$$\begin{cases} l_c - a_2 p_{cp} = a_1; \\ -b_2 l_c - b_3 l_c^2 - p_{cp} = b_1. \end{cases} \quad (11)$$

После решения системы (11), при известном значении l_c уточняют p_{cp} (6), а затем приступают к определению полного усилия прокатки, момента прокатки (3), мощности прокатки и опережения полосы по стандартным соотношениям [14].

Для уточнения модели в нее включены дополнительные расчетные модули определения предела текучести полосы перед холодной прокаткой на основе химического состава; определения коэффициента трения при прокатке, определения толщины полосы на выходе из очага деформации с учетом её упругого восстановления и модуля вычисления температуры полосы в очаге деформации.

Предел текучести перед холодной прокаткой [15, 16] определяется исходя из химического состава стали с учетом режима горячей прокатки по следующей зависимости:

$$\sigma_{m1} = S\sigma_{od} u^a (10\varepsilon)^b (t/1000)^c, \quad (12)$$

где $S\sigma_{od}$, a , b , c – постоянные числа, определяемые для каждой марки стали по результатам испытаний на пластометре. В работе [17] найдены зависимости коэффициентов $S\sigma_{od}$, a , b , c (12) от химического состава стали.

Коэффициент трения определяется как:

$$\mu = k_{мин} \times k_{ckop} \times k_{вяз} \times k_{конц} \times k_{мин} k_{зах} \times k_{увс} + k_{унн} + k_{тем} + k_{дав}, \quad (13)$$

где $k_{мин}$ – параметр, учитывающий тип смазки [18]; k_{ckop} – параметр, учитывающий скоростной фактор [19]; $k_{конц}$ – параметр, учитывающий концентрацию C_3 , %, эмульсола в эмульсии; $k_{зах}$ – параметр, учитывающий захватываемость смазки; $k_{увс}$ – параметр, учитывающий шероховатость валков Ra_e [20], $k_{увс} = 1 + 0,25(Ra_e - 0,85)$; $k_{унн}$ – параметр, учитывающий шероховатость полосы Ra_n на входе [19]; $k_{унн} = 0,00125(Ra_n - Ra_e)$; $k_{тем}$ – параметр, учитывающий температуру смазки [19], $k_{тем} = k_{Ra} \sqrt{t_{cm} - 20}$. (Здесь t_{cm} – температура смазки в очаге деформации, °C; $k_{Ra} = 0,0035 \dots 0,0073$ для шероховатых валков). $k_{дав}$ – параметр, учитывающий среднее контактное давление в очаге деформации [19], $k_{дав} = 0,003(p_{cp} - 1000)$.

Два последних члена уравнения (13), связанные с температурой и давлением в очаге деформации, являются, в свою очередь, функциями коэффициента трения. На этапе расчетов в первом приближении эти компоненты не учитываются [21].

Толщина полосы на выходе из очага деформации равна:

$$h_1 = h_1 + \Delta_{1n},$$

где Δ_{1n} – упругое восстановление полосы; $\Delta_{1n} = 2k_1 \zeta_1 h_1 / E_n$; здесь $\zeta_1 = 1 - \sigma_1 / 2k_1$; k_1 – сопротивление пластическому сдвигу на выходе очага деформации; σ_1 – переднее удельное натяжение полосы; E_n – модуль упругости материала полосы; $k_1 = \sigma_{m1} / \sqrt{3}$, σ_{m1} – предел текучести на выходе из очага деформации, Н/мм².

Температура полосы в очаге деформации в процессе прокатки определяется как:

$$T = T_0 + \Delta T_{деф} + \Delta T_{тр}, \quad (14)$$

где T_0 – установившаяся температура валка; $\Delta T_{деф}$ – приращение контактной температуры от тепловыделения в результате пластической деформации:

$$\Delta T_{деф}(x) = \frac{\eta_{вых}}{c_n \rho_n} \frac{h_x}{h} \int 1,15 \sigma_{Tx} \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{dh_x}{h},$$

где σ_{Tx} , h_x – предел текучести материала и толщина полосы в сечении x очага деформации; $\eta_{вых}$ – коэффициент выхода тепла от энергии деформации 0,85-0,99; $\Delta T_{тр}$ – приращение контактной температуры от тепловыделения в результате работы сил трения:

$$\Delta T_{тр} = g_{mp} \sqrt{\pi(1-\theta)t} / \rho c \lambda,$$

где g_{mp} – поверхностная мощность источника тепла, Вт/м²: $g_{mp} = \tau_{mp} \mathcal{G}_{ck}$, где τ_{mp} – касательные напряжения, определяются из условий трения по закону Кулона: $\tau_{mp} = p_{cp} \mu$; \mathcal{G}_{ck} – скорость относительного скольжения полосы по валку, она имеет максимальное значение во входном сечении очага, которое и следует учитывать при расчете: $\mathcal{G}_{ck} \approx \mathcal{G}_e (h_0 - h_1) / h_0$, где \mathcal{G}_e – линейная скорость валков в клети; h_0 и h_1 – входная и выходная толщины полосы в клети. θ – доля работы сил трения, выделяющаяся в виде тепла;

t – время действия источника тепла, с; ρ, c, λ – плотность, теплоемкость и теплопроводность материала валка.

Время действия источника тепла t обусловлено скоростью прокатки и длиной зоны, на которой данный источник действует. Мощность тепловыделения от трения при холодной прокатке имеет максимальное значение во входном сечении, падает до нуля в нейтральном сечении и затем снова возрастает к выходу. Протяженность зоны, в которой тепловыделение максимально, составляет 10–12 % от длины очага деформации и поэтому окончательно время действия источника тепла рассчитывается по формуле [22]:

$$t = (0,10 - 0,12) \cdot l_c / \mathcal{G}_e,$$

где l_c – длина сплющенного очага деформации; \mathcal{G}_e – скорость вращения рабочих валков.

Адаптация модели осуществляется путем итерационного расчета пределов текучести полосы на входе и выходе очага деформации.

На начальном этапе предел текучести по клетям определяется по известной зависимости:

$$\sigma_{m1} = \sigma_{m0} + k\varepsilon^a,$$

где ε – степень обжатия в клетях при холодной прокатке; σ_{m0}, σ_{m1} – предел текучести полосы на входе и выходе очага деформации; k, a – эмпирические коэффициенты.

Усилие и момент прокатки являются функциями толщин полосы на входе и выходе очага деформации, натяжений при прокатке, коэффициента трения между валком и полосой, радиуса рабочих валков, скорости прокатки и температуры в очаге деформации.

$$\begin{cases} P = f(h_0, h_1, T_0, T_1, \sigma_{m1}, \sigma_{m2}, \mu, R, \mathcal{G}, t); \\ M = f(h_0, h_1, T_0, T_1, \sigma_{m1}, \sigma_{m2}, \mu, R, \mathcal{G}, t). \end{cases}$$

Значения σ_{m0} и σ_{m1} на входе и выходе очага деформации рассчитываются методом конечно-разностной линейной аппроксимации:

$$\begin{cases} P_1^p = P_1^0 + \frac{\partial P}{\partial \sigma_{m0}} \Delta \sigma_{m0} + \frac{\partial P}{\partial \sigma_{m1}} \Delta \sigma_{m1}; \\ M_1^p = M_1^0 + \frac{\partial M}{\partial \sigma_{m0}} \Delta \sigma_{m0} + \frac{\partial M}{\partial \sigma_{m1}} \Delta \sigma_{m1}, \end{cases} \quad (17)$$

где M_1^0, P_1^0 – базовые рассчитанные значения момента и усилия прокатки; $\partial M / \partial \sigma_{m0}, \partial P / \partial \sigma_{m0}, \partial M / \partial \sigma_{m1}, \partial P / \partial \sigma_{m1}$ – частные производные момента и усилия прокатки по пределу текучести в окрестности базового значения σ_m ; $\Delta \sigma_{m0}, \Delta \sigma_{m1}$ – ширина диапазона окрестности.

Расчет ведут до выполнения условия совпадения теоретических и измеренных значений усилий и моментов прокатки с точностью 5 %.

Приведенный выше алгоритм реализован на языке программирования C++Builder. В качестве примера на рис. 1 представлены расчетные значения предела текучести по длине полосы стали HC380LA по EN 10268 для 5 клетей стана 2030, а на рис. 2 – кривая упрочнения стали HC380LA при холодной прокатке на стане 2030, построенная по усредненным по длине полосы значениям предела текучести в каждой клетке.

При наличии экспериментальных данных о фактических значениях пределов текучести в межклетевых промежутках стана, возможно повышение точности модели, за счет введения в модель зависимостей, обуславливающих разницу измеренных и расчетных кривых упрочнения. В дальнейшем модель может быть использована для нахождения режимов холодной прокатки высокопрочных марок сталей, которые позволят обеспечить требования EN 10268 для данных марок стали, повысить производительность стана и снизить нагрузки на оборудование.

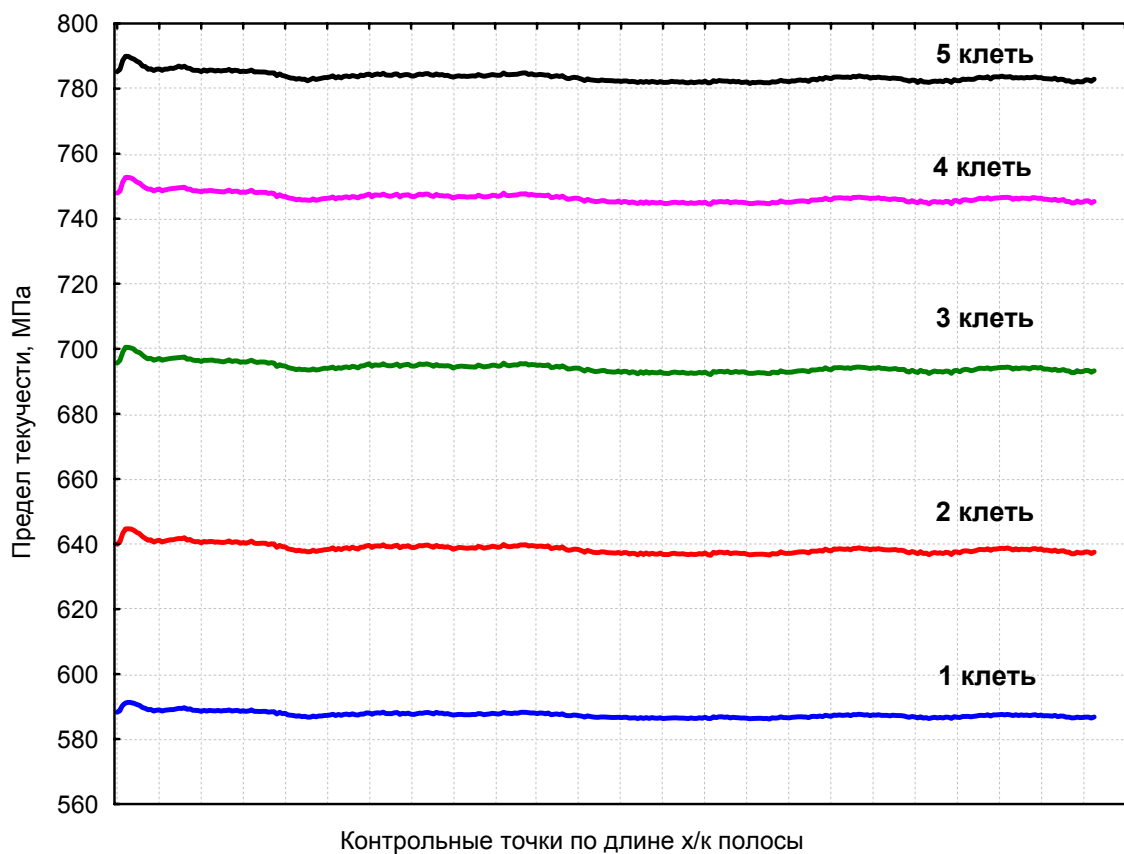


Рис. 1. Расчетные значения предела текучести по длине полосы по клетям стана 2030 сталь HC380LA, типоразмер 2,7 – 0,98 / 1115 мм

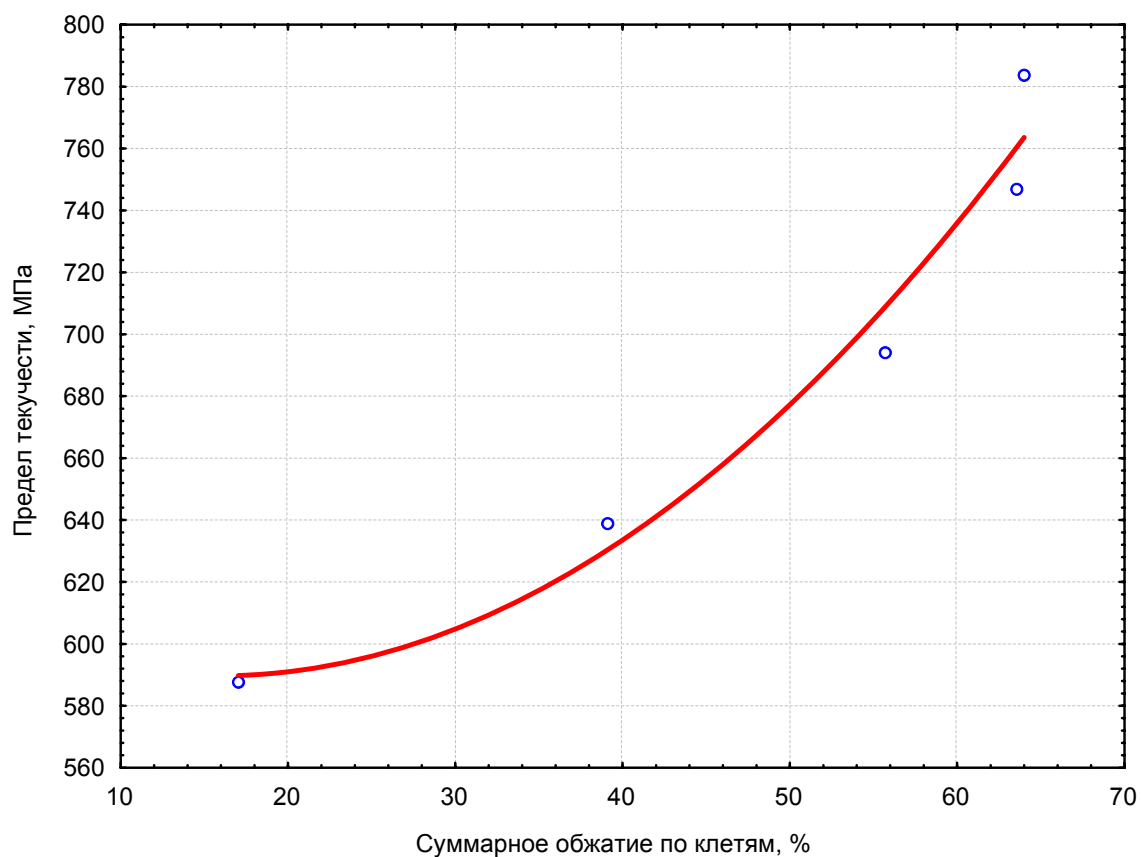


Рис. 2. Кривая упрочнения при холодной прокатке полосы типоразмера 2,7 – 0,98 / 1115 мм на стане 2030 из стали HC380LA

ВЫВОДЫ

На основе численного решения уравнения равновесия сил в очаге деформации разработан уточненный алгоритм расчета параметров очага деформации в процессе холодной прокатки на непрерывном стане. По данному алгоритму построена математическая модель очага деформации, реализованная на языке программирования C++Builder. На примере стали НС380LA получены расчетные значения пределов текучести по клетям с использованием фактических данных при прокатке на стане 2030, на основе этих данных построены кривые упрочнения по клетям стана в процессе прокатки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Автоматизированное проектирование и реализация технологии холодной прокатки электротехнической стали / А. П. Долматов, В. Н. Скороходов, В. П. Настич, А. Е. Чеглов. – М.: Наука и технологии, 2000. – 448 с.
2. Хензель А. Расчет энергосиловых параметров при процессах обработки металлов давлением: справочник / А. Хензель, Т. Шпиттель; пер. с нем. – М.: Металлургия, 1982. – 360 с.
3. Робертс В. Л. Холодная прокатка стали / В. Л. Робертс; пер. с англ. – М.: Металлургия, 1982. – 544 с.
4. Алгоритмы расчета основных параметров прокатных станов / В. П. Полухин, В. Н. Хлопонин, Е. В. Сигитов и др. – М.: Металлургия, 1975. – 232 с.
5. Коновалов Ю. В. Расчет параметров листовой прокатки: справочник / Ю. В. Коновалов, А. Л. Остапенко, В. И. Пономарев. – М.: Металлургия, 1986. – 429 с.
6. Луговской В. М. Алгоритмы автоматизации листовых прокатных станов / В. М. Луговской. – М.: Металлургия, 1976. – 320 с.
7. Луговской В. М. Математическая модель зоны деформации для алгоритмов управления станами холодной прокатки / В. М. Луговской // Производство высококачественного проката и покрытий: сб. научн. тр. ЦНИИЧМ (МЧМ СССР). – М.: Металлургия, 1986. – С. 3–7.
8. Полухин В. П. Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов / В. П. Полухин. – М.: Металлургия, 1972. – 512 с.
9. Радченко К. М. Определение давления с учетом упругого сплющивания валков / К. М. Радченко // Автоматизация реверсивных станов холодной прокатки полосы. ЦНИИТЭИ приборостроения. – М.: Металлургия, 1986. – С. 58–62.
10. Мальшико О. Е. Имитационная модель стана непрерывной холодной прокатки / О. Е. Мальшико // Автоматизированное организационно-техническое управление процессами прокатного производства. – Киев: Техніка. – 1989. – С. 14–20.
11. Олефир Ф. Ф. К выбору модели расчета давления металла на валки при холодной прокатке для целей адаптивного управления / Ф. Ф. Олефир, А. Д. Оржель, Л. А. Галушкин // Автоматизация прокатных станов. – М.: Металлургия. – 1976. – С. 123–129.
12. Кузнецов Л. А. Применение ЭВМ для оптимизации тонколистовой прокатки / Л. А. Кузнецов. – М.: Металлургия, 1988. – 304 с.
13. Химич Г. Л. Оптимизация режимов холодной прокатки на ЭЦВМ / Г. Л. Химич, М. Б. Цалюк. – М.: Металлургия, 1973. – 256 с.
14. Целиков А. И. Теория прокатки: справочник / А. И. Целиков, А. Д. Томленов, В. И. Зюзин. – М.: Металлургия, 1982. – 412 с.
15. Тюленев Г. Г. Бюллетень института «Черметинформация» / Г. Г. Тюленев, Ю. А. Борисов, Р. Г. Кокорина, В. Ф. Антипов. – 1975. – № 15. – С. 39.
16. Л. В. Андреюк, Г. Г. Тюленев // Сталь. – 1972. – № 9. – С. 825–828.
17. Л. В. Андреюк, Г. Г. Тюленев, Б. С. Прицкер // Сталь. – 1972. – № 6. С. 522–523.
18. Грудев А. П. Внешнее трение при прокатке / А. П. Грудев. – М.: Металлургия, 1973. – 288 с.
19. Грудев А. П. Трение и смазки при обработке металлов давлением: справочник / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг, В. Т. Тилик. – М.: Металлургия, 1982. – 312 с.
20. А. В. Ноговицын // Сталь. – 1991. – № 2. – С. 46–59.
21. Мазур В. Л. Управление качеством тонколистового проката / В. Л. Мазур, О. М. Сафьян, И. Ю. Приходько, О. И. Яценко. – Киев: Техника, 1997. – 384 с.
22. Кузнецов Л. А. Учет особенностей контактного тепловыделения при оценке температурного режима холодной прокатки / Л. А. Кузнецов, В. А. Пименов, Е. И. Булатников // Известия вузов ЧМ. – 1985. – № 12. – С. 44–48.

Мазур И. П. – д-р техн. наук, проф. ЛГТУ;

Долматов А. П. – канд. техн. наук, нач. технич. отдела ОАО «НЛМК»;

Борисов С. С. – магистр ЛГТУ.

ЛГТУ – Липецкий государственный технический университет, г. Липецк;

ОАО «НЛМК» – Новолипецкий металлургический комбинат, г. Липецк.

E-mail: boralsv@mail.ru

УДК 519.713+621.789-034.1

Светличный Д. С.
Миленин А. А.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ МИКРОСТРУКТУРЫ ВО ВРЕМЯ СОРТОВОЙ ПРОКАТКИ С ПОМОЩЬЮ ТРЕХМЕРНЫХ КЛЕТОЧНЫХ АВТОМАТОВ

Одним из наиболее важных направлений в обработке металла давлением, материаловедении и инженерии материалов является учет, прогнозирование и моделирование микроструктуры. Изменение микроструктуры может быть смоделирована с помощью узловых моделей (vertex models [1]), моделей фазовых полей (phase field models [2]), метода Монте-Карло-Поттс (Monte Carlo Potts [3]), метода конечных элементов [4] и клеточных автоматов [5]. Интерес к использованию клеточных автоматов для моделирования сложных физических явлений, происходящих в материале, в последнее время постоянно растет. Связано это с удачным сочетанием возможностей получить реальные результаты и затратами на вычисления. Клеточные автоматы используются для моделирования кристаллизации (затвердевания), динамической и статической рекристаллизации [6, 7], фазовых превращений [8], развития трещин, микрополос и полос скольжения [9], раздробнения структуры при холодной обработке [10] и т. п. Основным преимуществом клеточных автоматов есть способность получить высокую корреляцию между микроструктурой и свойствами материала при моделировании на микро и мезо уровне. Объединение клеточных автоматов с методом конечных элементов, без сомнений, улучшает точность моделирования сложных явлений, происходящих во время процессов формоизменения как на микро-, так и на макроуровне. Развитие микроструктуры имеет ярковыраженный трехмерный характер и поэтому для получения реальных результатов необходимо использовать исключительно трехмерные модели, а результаты, полученные двумерными моделями, не могут быть непосредственно перенесены на трехмерные процессы. Перечисленные выше модели и методы в основном касаются теоретических исследований и не используются для моделирования и прогнозирования микроструктуры в технологических процессах. Здесь практически единственным решением остается использование полуэмпирических уравнений, описывающих, в основном, только кинетику рекристаллизации и размер зерна.

Целью работы является представление модели клеточных автоматов и использование ее для моделирования изменения микроструктуры во время сортовой прокатки.

1. Модель клеточных автоматов

Основой клеточных автоматов есть клетка c , которая описывается набором параметров. Такими параметрами являются положение p в пространстве, состояние q и другие, которые влияют на ее состояние или состояние соседних клеток:

$$c = (p, q, \dots). \quad (1)$$

Главный принцип действия клеточных автоматов основывается на правилах перехода из одного состояния в другое и может быть сформулирован следующим образом. Новое состояние зависит от предыдущего состояния и состояния соседних клеток. В классических автоматах и практически во всех известных моделях эта связь рассматривается как влияние на клетку от соседней клетки. В классической модели необходимо рассмотреть каждую клетку и ее соседей, чтобы определить новое состояние этой клетки, вне зависимости, происходит что-либо в этой области пространства или нет. Во фронтальных клеточных автоматах, используемых в данной работе, рассматриваются только те клетки, в которых произошли какие-либо изменения, и лишь тогда только влияние такой клетки на соседние изменится и они могут изменить свое состояние в следующем такте вычислений. При этом нет необходимости исследовать все соседние клетки, не говоря уже о том, что большая часть пространства, остающаяся в стационарных условиях, не изменяет своего состояния и не рассматривается. В результате количество исследуемых

клеток на предмет изменения их состояния многократно уменьшается, что с учетом исследования не всех соседей значительно сокращает время вычислений.

Для моделирования микроструктуры и рекристаллизации, в основном, используются периодические граничные условия, когда верх пространства соединяется с низом, а левая часть с правой и т.д. То есть образуется трехмерный тор. В представленной модели используются комбинированные граничные условия, сочетающие преимущества как периодических, так и открытых граничных условий.

Для различных частей клеточных автоматов используются также разные виды соседства. В алгоритме движения границы растущего зерна используется соседство Мура, для неподвижных границ соседство фон Нейманна, для преобразования дискретной структуры клеточных автоматов в сетку метода конечных элементов усеченное соседство, содержащее только три клетки, контактирующие с рассматриваемой клеткой гранями и имеющих большую координату.

Более подробное описание модели, основанной на фронтальных клеточных автоматах можно найти в [6, 11].

2. Рекристаллизация и рост зерна

Процесс рекристаллизации состоит из двух стадий (явлений) появление новых зерен и их рост. Оба этих явления включены в модель, основанной на клеточных автоматах. Скорость появления зерен и скорость их роста зависят от таких параметров деформации как температура, скорость и степень деформации, плотность дислокаций, кристаллографическая ориентация зерен и др. Для скорости появления новых зерен используется следующее уравнение:

$$\dot{N}_V = \dot{N}_{Vsrx} \left(1 - \frac{N_V}{N_{Vmd}} \right), \quad (2)$$

где N_V – текущее число новых зерен [мм^{-3}]; N_{Vmd} – максимальное число зерен для существующих условий деформации [мм^{-3}]; \dot{N}_{Vsrx} – максимальная скорость появления новых зерен [$\text{с}^{-1}\text{мм}^{-3}$]:

$$\dot{N}_{Vsrx} = a_{Nsrx} \varepsilon_{ef}^l \dot{\varepsilon}, \quad (3)$$

где a_{Nsrx} , k , l – параметры материала; ε_{ef} – эффективная степень деформации; $\dot{\varepsilon}$ – скорость деформации.

Максимальное число зерен для существующих условий деформации N_{Vmd} определяется по формуле:

$$N_{Vmd} = a_{Nmd} \dot{\varepsilon}^{n_N} \exp\left(\frac{Q_{Nmd}}{RT}\right), \quad (4)$$

где a_{Nmd} , n_N , Q_{Nmd} – параметры материала.

Максимальная скорость роста зерна \dot{D}_{srx} играет важную роль в модели и зависит от коэффициента самодиффузии и поэтому имеет подобную форму записи:

$$\dot{D}_{srx} = a_{Dsrx} \exp\left(\frac{Q_{Dsrx}}{RT}\right), \quad (5)$$

где a_{Dsrx} , Q_{Dsrx} – параметры материала.

В представленной модели принято допущение, что новые зерна появляются только во время деформации. Рост зерен начинается во время деформации и продолжается после нее.

Фронтальные клеточные автоматы приспособлены для моделирования непрерывной сортовой прокатки. Распознавание деформации производится на основании скорости деформации, которая должна превышать заданную пороговую величину.

3. Деформация

Одной из наиболее сложных проблем при моделировании с помощью клеточных автоматов является учет деформации. В большинстве публикаций реальная геометрия изменений не учитывается и все моделируется на неизменных клетках. В реальном же процессе структура после деформации должна измениться. В предложенной модели размеры клеток после создания начальной структуры изменяются в соответствии с деформацией, то есть кубические клетки изменяются в параллелепипеды. Принцип учета деформации клеточными автоматами описан в работе [12]. Новые зерна растут в структуре, которая непрерывно изменяется во время деформации. Форма клеток изменяется в соответствии с тензором деформации в течение всего процесса. Скорость роста зерна не зависит от размеров клетки, но время перехода границы через клетку зависит от формы и размеров клетки и направления движения границы. Размер новых зерен после деформации в основном зависит от момента их появления. Кроме того, момент появления нового зерна сказывается и на его конечной форме. Большие новые зерна, которые появляются вначале процесса, деформируются во время их роста и окончательно имеют несколько вытянутую форму. Малые зерна практически не подвергаются деформации и имеют форму близкую к сфере.

4. Напряжение текучести

Модель напряжения текучести основана на теории дислокаций Тейлора. Согласно теории, напряжение текучести σ_s пропорционально квадратному корню из плотности дислокаций ρ . В модели использовано следующее уравнение:

$$\sigma_s = \sigma_0 + \alpha \mu b \sqrt{\rho_{av}}, \quad (6)$$

где σ_0 – напряжение необходимое для движения дислокаций при отсутствии их взаимодействия; α – постоянный коэффициент; μ – модуль сдвига; b – вектор Бюргерса и ρ_{av} – средняя плотность дислокаций. Средняя плотность дислокаций ρ_{av} вычисляется на основании плотности дислокаций ρ всех зерен в пространстве клеточных автоматов. Плотность дислокаций ρ определяется для каждого зерна в соответствии с формулой:

$$\frac{d\rho}{d\varepsilon} = U(\varepsilon) - \Omega(\rho). \quad (7)$$

Здесь $U(\varepsilon)$ относится к генерации и накоплению дислокаций (упрочнение), а $\Omega(\rho)$ представляет аннигиляцию дислокаций (динамическое разупрочнение).

5. Моделирование прокатки методом конечных элементов

Расчеты произведены для трех последних пропусков технологии прокатки круга Ø38. Температура 1000 °С. Основные параметры процесса прокатки представлены в таблице 1. Описанный процесс прокатки был промоделирован с помощью программы SortRoll [13, 14], основанной на методе конечных элементов. Для решения пространственного задания теории пластичности использовано условие стационарности функционала Маркова:

$$J = \frac{1}{2} \int_V \mu \dot{\varepsilon}_i^2 dV + \int_V \sigma \dot{\varepsilon}_0 dV - \int_F \sigma_\tau V_\tau dF, \quad (8)$$

где μ – условная вязкость металла; V – объем; $\dot{\varepsilon}_i$ – интенсивность скорости деформации; σ – среднее напряжение; $\dot{\varepsilon}_0$ – скорость изменения условного объема; σ_τ – напряжение трения на поверхности контакта металла с валками; V_τ – скорость скольжения металла по поверхности вала; F – поверхность контакта металла с валками.

Таблица 1

Основные параметры прокатки

Калибр	Размеры полосы, мм	Вытяжка	Скорость прокатки, м/с
круг	45,6 x 45,6	1,26	2,94
овал	50,4 x 35,0	1,21	3,46
круг	38,5 x 38,5	1,16	3,99

Разработанная программа позволяет переносить поля температур и интенсивности деформаций между пропусками и представлять результаты вычислений в форме изменения параметров в рассматриваемых точках сечения полосы. Первоначально выбрано 5 точек, положение которых показано на рис. 1. На первоначальном этапе моделирования найдены узлы сетки МКЭ, которые были наиболее близкими к обозначенным на рис. 1 и находились в середине (по длине) моделируемого образца. Данные для каждой точки записывались в отдельный файл. Фиксировалась следующая информация: время, текущие координаты, температура, скорость деформации, напряжение текучести, интенсивность деформации и тензор скорости деформации. Один из примеров вычислений показан на рис. 2.

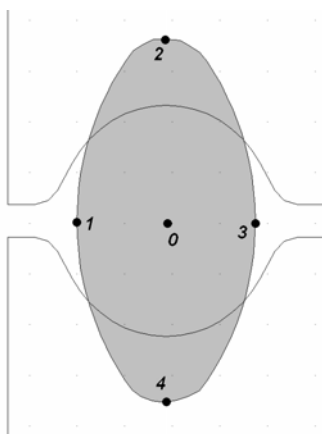


Рис. 1. Положение выбранных точек на сечении полосы перед первым анализируемым пропуском

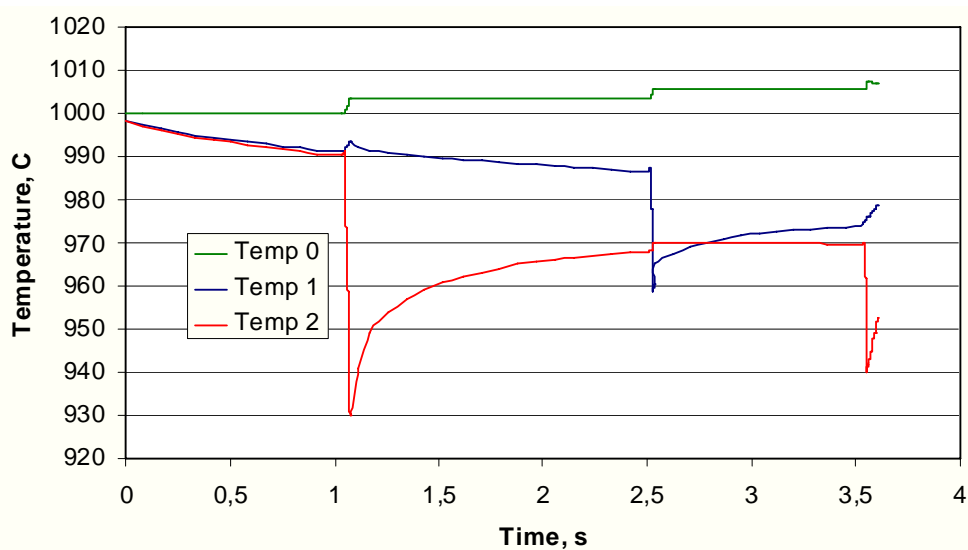


Рис. 2. Изменение температуры в точках 0, 1 и 2

6. Результаты моделирования микроструктуры с помощью клеточных автоматов

В качестве моделируемого объема, представляющего микроструктуру, выбрано пространство клеточных автоматов с первоначальными размерами $x_{yz} = 280 \times 350 \times 437,5$ мкм и состоящее из 8 млн. клеток ($200 \times 200 \times 200$). Первоначальную структуру сгенерировано с помощью клеточных автоматов с периодическими граничными условиями и числом зерен равным 120, что дает размер зерна близких 70 мкм (рис. 3).

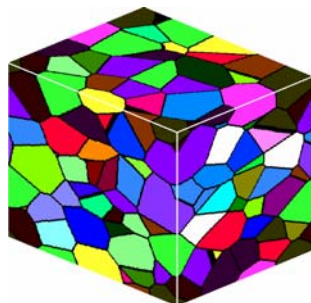


Рис. 3. Микроструктура перед первым проходом

Расчет изменений микроструктуры произведен для трех точек (0, 1 и 2) на основании рассчитанных с помощью МКЭ температуры и тензора скорости деформации во времени. Выбранные результаты представлены на рис. 4–6. Можно заметить, что различным способом изменяется не только форма пространства автоматов для каждой точки но и средний размер зерна. Связанно это и с отличающимися степенями деформации, скоростями деформации и температурами. Все это влияет на количество зерен и их скорость роста.

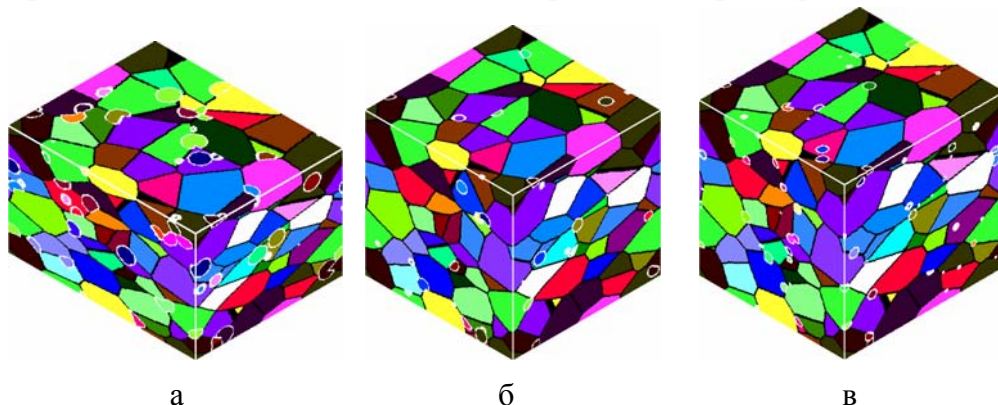


Рис. 4. Микроструктура после первого прохода: а – точка 0; б – точка 1; в – точка 2

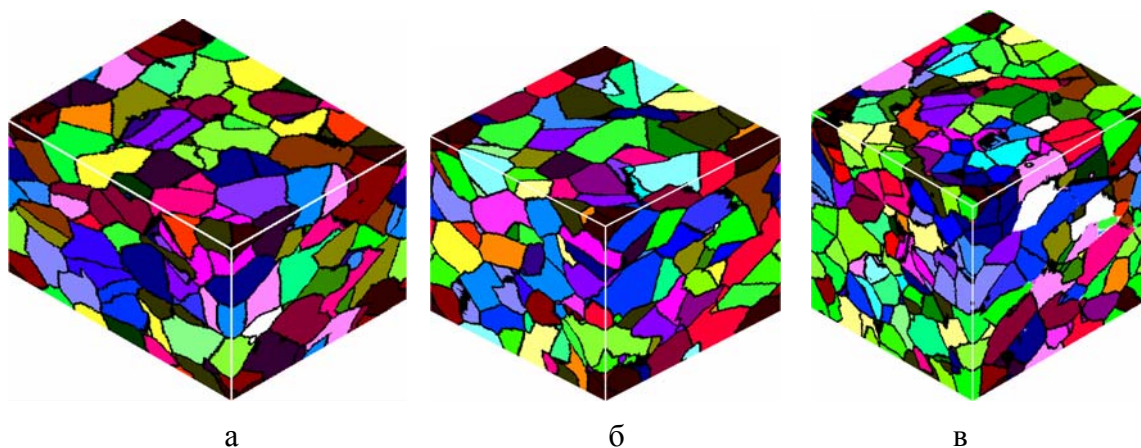


Рис. 5. Микроструктура перед вторым проходом: а – точка 0; б – точка 1; в – точка 2

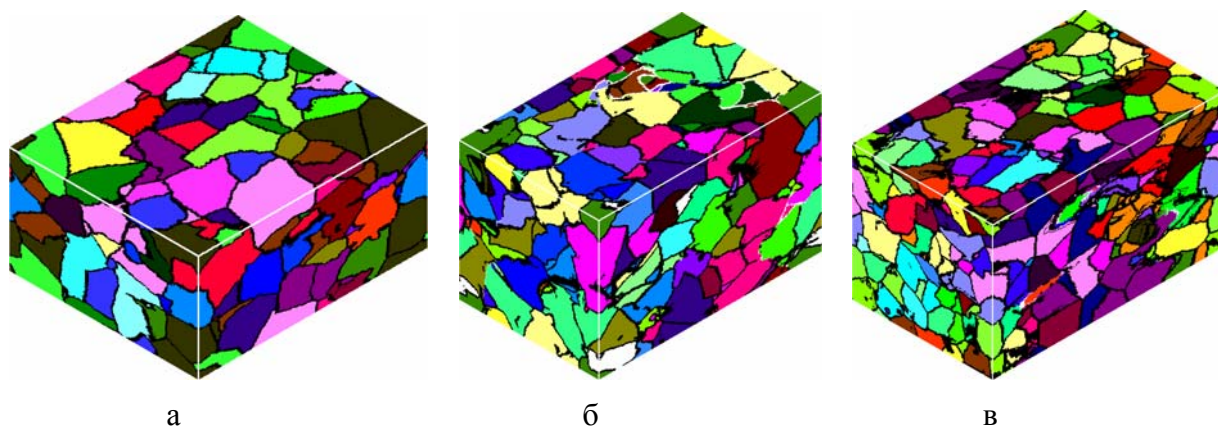


Рис. 6. Микроструктура после третьего прохода и охлаждения в течение 1,5 с:
а – точка 0; б – точка 1; в – точка 2

Изменение средней величины зерна показано на рис. 7. В качестве расчетной формулы выбрана следующая зависимость: $D = kV/N_b$, где V – объем клеточных автоматов, m^3 , N_b – число клеток на границе зерен, k – коэффициент, m^2 . Формула дает только приблизительное значение, поскольку в модели участвует два вида клеток на границе зерен, с разным количеством соседей, а также границы равной площади, расположенные под разным углом к осям пространства имеют разное число клеток.

На рис. 8 показано изменение напряжения текучести, рассчитанное по формуле (6), в зависимости от степени деформации и времени. Зависимость от степени деформации показывает напряжение во время прокатки, а зависимость от времени позволяет проанализировать процесс рекристаллизации.

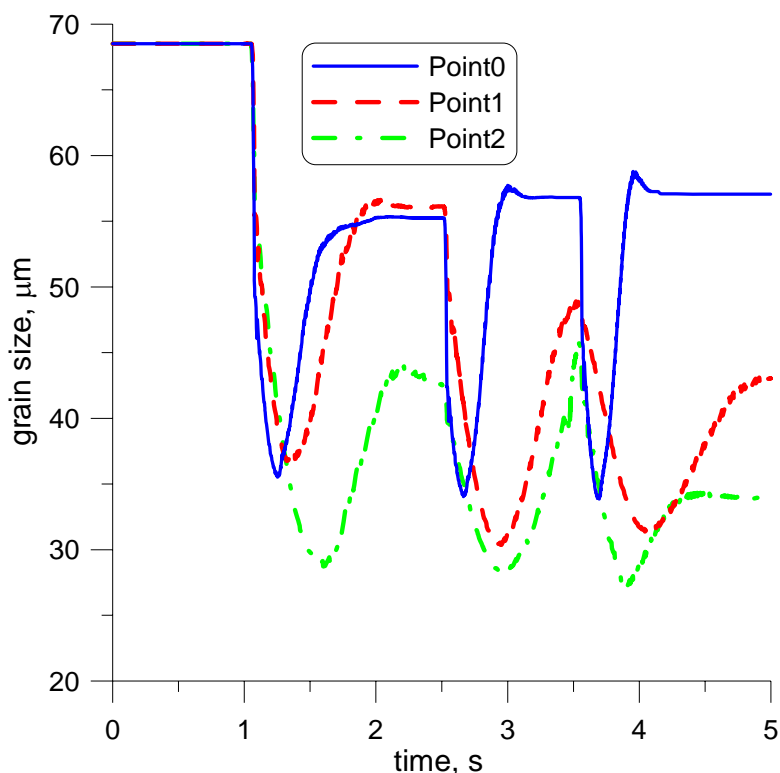


Рис. 7. Изменение величины зерна в процессе прокатки

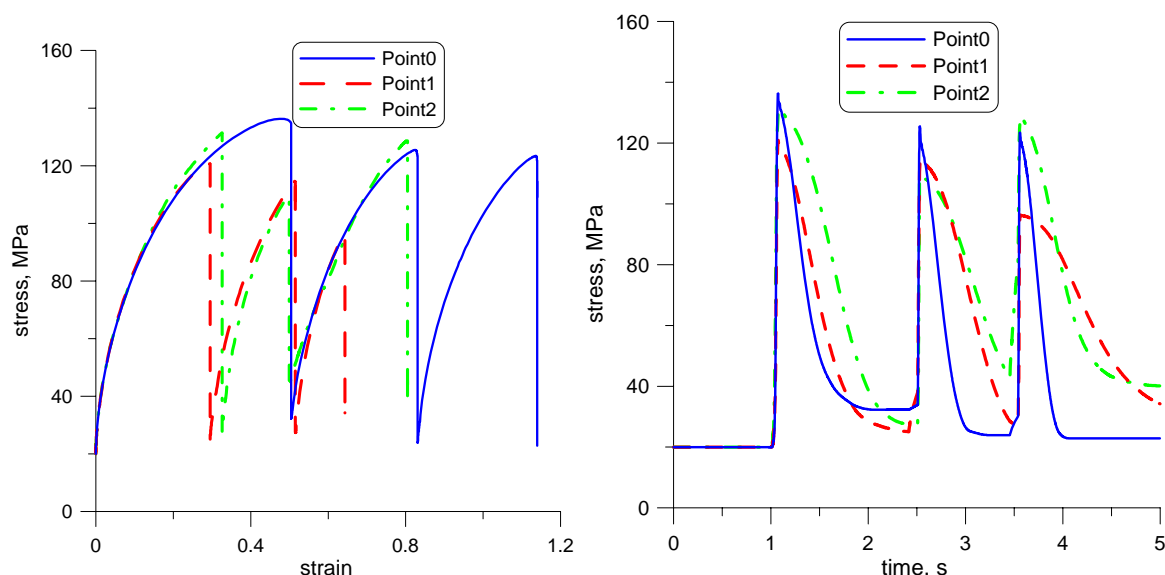


Рис. 8. Изменение напряжения текучести в процессе прокатки

ВЫВОДЫ

В статье представлены результаты моделирования изменения микроструктуры с помощью клеточных автоматов. Модель ориентирована на создание начальной структуры и моделирование процесса деформации с рекристаллизацией. При моделировании учитывается деформация путем изменения размеров и формы клеток. Результаты, представленные в работе, показывают возможности клеточных автоматов по предсказанию микроструктуры, позволяют определить размеры зерна и характер процесса рекристаллизации.

Работа проводится в рамках проектов № № N508 002 32 / 0158 и N 508 3812 33, финансируемых Министерством Науки и Высшего Образования Польши в 2006–2010 годах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Weygand D., Brechet Y., Lepinoux J. // *Adv. Engng. Mater.* – 2001. – № 3. – P. 67–71.
2. Fan D., Chen L. Q. // *Acta Mat.* – 1997. – № 44. – P. 611–622.
3. Holm E. A., Hassold G. N., Miodownik M. A. // *Acta Mat.* – 2001. – № 49. – P. 2981–2991.
4. Bernacki M., Chastel Y., Digonnet H., Resk H., Coupez T., Loge R. E. // *Comp. Meth. Mat. Sci.* – 2007. – № 7. – P. 42–149.
5. Davies C. H. J. // *Scr. Mater.* – 1997. – № 36. – P. 35–40.
6. Three-dimensional cellular automata for simulation of microstructure evolution, *Proc. Conf COMPLAS IX*, eds. / Svyetlichnyy D., Oñate E., Owen R., Suárez B. – Barcelona, 2007. – P. 983–986.
7. Qian M., Guo Z. X. // *Mater. Sci. Eng. – A*, 2004. – P. 180–185.
8. Svyetlichnyy D. // *Comp. Meth. Mat. Sci.* – 2009. – № 9 (в печати).
9. Makarov P. V., Romanova V. A. // *Teor. Appl. Fract. Mech.* – 2000. – № 37. – P. 1–7.
10. Svyetlichnyy D. *Steel and Related Mat. // Steel Crips.* – 2008. – № 79, v. 2. – P. 452–458.
11. Светличный Д.С. // *Системні технології.* – 2008. – № 47–56. – С. 42–47.
12. Svyetlichnyy D. S. «Consideration of Deformation during the Automata Cellular Simulation», in *Nowe Technologie i osiągnięcia w metalurgii i inżynierii materiałowej / Svyetlichnyy D. S., Dyja H., Szecówka L. // Conference Proceedings.* – Częstochowa, 2006. – P. 533–536 (in Polish).
13. Миленин А. А. Исследование численных свойств алгоритмов метода конечных элементов применительно к трехмерным задачам обработки металлов давлением / А. А. Миленин // *Изв. РАН. Металлы.* – 1998. – № 5. – С. 33–37.
14. Миленин А. А. Проблемы разработки и применения трехмерных численных моделей для оптимизации процессов прокатки / А. А. Миленин // *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том. 5. Пластична деформація металів.* – Дніпропетровськ: «Системні технології». – 2002. – С.36–46.

Светличный Д. С. – д-р техн. наук, проф. КГМА;

Миленин А. А. – д-р техн. наук, проф. КГМА.

КГМА – Краковская горно-металлургическая академия (AGH), г. Краков, Польша.

E-mail: milenin@metal.agh.edu.pl

УДК 621.771.01

Сатонин А. В.
Михеенко Д. Ю.
Иванов А. А.

ВАРИАЦИОННОЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ С ЗАТЕКАНИЕМ В ЩЕЛЕВОЙ ПАЗ

Решению задач по экономии материальных ресурсов, а также по расширению сортамента и повышению качества готовой металлопродукции в значительной степени способствует увеличение объемов производства различных металлоизделий со сложной формой поперечного сечения которые представляют собой готовую продукцию не требующую дальнейшей механообработки. К такой продукции можно отнести листы с односторонним оребрением.

Прокатку таких листов и деталей, или, как часто ее именуют, контурную прокатку, можно разделить на два основных вида:

- прокатку между гладким валком и подвижным штампом с нанесенном на последнем заданной гравюры
- прокатка между двумя валками, из которых один гладкий, а другой имеет требуемую гравюру.

В первом случае можно получать различную конфигурацию детали, длина которой ограничена рабочей длиной штампа, во втором длина изделия может быть неограниченной, однако контур должен быть постоянным по длине или повторяться на участке, равном длине окружности гравированного валка.

Целью данной статьи является математическое моделирование процесса получения листов с односторонним оребрением с помощью затекания металла в пазы гравированного валка.

Основным допущением при анализе напряженно-деформированного состояния металла в существующих моделях на основе конечно-разностного подхода, метода полей линий скольжения и метода конечных элементов является отсутствие учета продольного пластического формоизменения металла [1] и, в частности, влияет на выбор исходной длины заготовки, определяющей объем последующей обрезки и, как следствие, коэффициент выхода годной металлопродукции.

В соответствии с рекомендациями работ [2–3] трехмерное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при прокатке с затеканием в продольные пазы рабочего инструмента было выполнено на основе вариационных подходов, предполагающих определение минимума суммарной мощности пластического формоизменения. Используемая в этом случае расчетная схема участка пластического формоизменения металла представлена на рис. 1.

Рассматривая участок деформируемого металла в рамках одной щелевой полости, а в следствии его симметрии - только одну его правую половину, выделим по аналогии с методикой работы [2] три зоны, а именно (см. рис. 1):

- зону I, ограниченную по периметру отрезками 1278, в которой металл течет вдоль осей X , Y заполняя тем самым щелевую полость;
- зону II, ограниченную отрезками 2347, в которой металл течет вдоль оси X , обжимается по оси Y и перетекает по оси Z в щелевую полость;
- зону III, ограниченную отрезками 4567, в которой металл заготовки обжимается по оси Y , а также течет в продольно по оси X и в поперечном по оси Z направлениях, при этом по оси Z пластическое течение металла осуществляется только в сторону щелевого паза поскольку граничное сечение 56 сопряжено с аналогичным сечением соседнего паза с аналогичной геометрией.

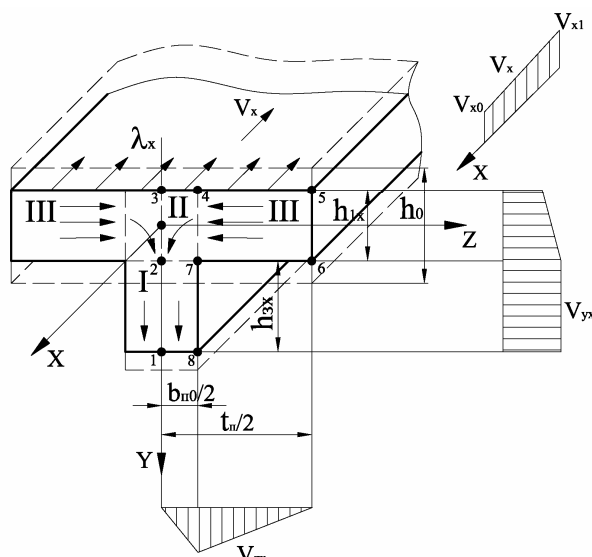


Рис. 1. Расчетная схема поперечного сечения очага деформации при прокатке с затеканием в продольные пазы рабочего инструмента

Помимо указанного выше в рамках разрабатываемой вариационной математической модели был принят еще ряд допущений, основными как и в случае реализации вариационного подхода применительно к прокатке сложных профилей [3], являются следующие:

- скорости продольного течения металла вдоль оси X для всех трех участков, исходя из условия сохранения сплошности эквивалентны, то есть:

$$V_{xI} = V_{xII} = V_{xIII} = V_x; \quad (1)$$

- скорости перемещения прокатываемой составляющей в последнем сечении зоны пластического формоизменения $V_1 = V_x|_{x=0}$ равна окружной скорости верхнего рабочего вала V_g ;

- утяжкой металла в щелевой полости по ширине, то есть поперечной деформацией по оси Z в зоне I вследствие ее малого значения пренебрегаем;

- текущие значения сопротивления сдвигу металла, а также коэффициенты пластического трения на контактных поверхностях верхнего рабочего вала всем объеме очага деформации являются величинами постоянными и равными их усредненным значениям K_C и μ_c , соответственно.

С учетом характера принятых допущений и по аналогии с методиками работ [1–3] мощности внутренних сил для каждого из рассматриваемых зон очага деформации (см. рис. 1) могут быть определены как:

$$N_{bcI} = K_C \int_0^{L_g} \int_{h_c/2}^{h_{z1}} \int_0^{b_{n0}/2} H_I dx dy dz; \quad (2)$$

$$N_{bcII} = K_C \int_0^{L_g} \int_{-h_c/2}^{h_c/2} \int_0^{b_{n0}/2} H_{II} dx dy dz; \quad (3)$$

$$N_{bcIII} = K_C \int_0^{L_g} \int_0^{h_c/2} \int_0^{t_{n0}/2} H_{III} dx dy dz, \quad (4)$$

где x, y, z - продольная, высотная и поперечная геометрические координаты принадлежащие вертикальной плоскости симметрии всего участка одной щелевой полости (см. рис. 1), при этом начало геометрической координаты x имеет место в плоскости выхода металла из валков;

$h_c = (h_0 + h_1)/2$ - средняя толщина прокатываемого металла в очаге деформации;

h_{z1} - конечная толщина металла затекшего в щелевую полость;

b_{n0}, t_n - ширина щелевых полостей и шаг их размещения на рабочем инструменте;

H_I, H_{II}, H_{III} - показатели интенсивности деформации сдвига на соответствующих участках, определяемых в строгом соответствии с методиками работ [2–3].

По аналогии с процессом прокатки тавровых профилей в ребровых калибрах [3] были получены аналитические описания для определения и остальных составляющих суммарной мощности всех сил сопротивления деформации, а именно:

- мощности взаимодействия участков I, II, III с внешней средой:

$$N_{\text{вв}I} = K_c \int_{h_0/2}^{(h_0+h_{z1})} \int_0^{b_{n0}/2} \sqrt{V_{yI}^2 \Big|_{x=L_g} + V_{zI}^2 \Big|_{x=L_g}} dydz; \quad (5)$$

$$N_{\text{вв}II} = K_c \int_{-h_0/2}^{h_0/2} \int_0^{b_{n0}/2} \sqrt{V_{yII}^2 \Big|_{x=L_g} + V_{zII}^2 \Big|_{x=L_g}} dydz; \quad (6)$$

$$N_{\text{вв}III} = K_c \int_0^{h_0} \int_{b_{n0}/2}^{(t_n-b_{n0})/2} \sqrt{V_{yIII}^2 \Big|_{x=L_g} + V_{zIII}^2 \Big|_{x=L_g}} dydz; \quad (7)$$

- мощности взаимодействия участков II и III :

$$N_{cII-III} = K_c \int_0^{L_g} \int_{-h_c/2}^{h_c/2} |V_{yII} - V_{yIII}| dx dy; \quad (8)$$

- мощность внешних сопротивлений, то есть сил внешнего контактного трения скольжения на контактных поверхностях участка III :

$$N_{\tau III} = 2K_c \mu \int_0^{L_g} \int_{b_{n0}/2}^{t_n/2} \sqrt{(V_x - V_g)^2 + V_{zIII}^2} dx dz; \quad (9)$$

- мощность сил внешнего контактного трения скольжения на контактной поверхности участка II и верхнего рабочего вала:

$$N_{\tau II} = 2K_c \mu \int_0^{L_g} \int_0^{b_{n0}/2} \sqrt{(V_x - V_g)^2 + V_{zII}^2} dx dz, \quad (10)$$

где V_x, V_y, V_z - скорости течения металла вдоль соответствующих геометрических координат;

V_g - окружная скорость вращения рабочих валков.

С учетом (1)-(10) функцию полной мощности всех сопротивлений деформации можно представить в виде:

$$N_{\Sigma} = N_{\text{вс}I} + N_{\text{вс}II} + N_{\text{вс}III} + N_{\text{вв}I} + N_{\text{вв}II} + N_{\text{вв}III} + N_{cII-III} + N_{\tau II} + N_{\tau III}. \quad (11)$$

При этом последующие решение осуществляют путем аналитического описания полей скоростей и деформации с последующим определением варьируемых параметров, соответствующих минимуму полной мощности N_{Σ} или его приведенного значения $\bar{N}_{\Sigma} = N_{\Sigma} / (K_c V_g)$ [3].

Следует отметить, что рассмотренное выше решение в его аналитическом виде является весьма громоздким и требует принятия целого ряда дополнительных допущений, отрицательно сказывающихся на степени достоверности предоставляемых результатов. В свете изложенного представляет интерес реализации численного рекуррентного подхода, основанного на конечно-разностном анализе мощностей всех сопротивлений деформации в рамках каждого выделенного элементарного объема металла в зоне его пластического формоизменения. Используемые в этом случае расчетные схемы интегрального очага деформации и выделенного i -го элементарного объема представлены на рис. 2, при этом в качестве основных допущений использовались следующие предположения:

- пластическое течение металла в продольном направлении, то есть вдоль оси X во всех трех зонах подчиняется гипотезе плоских сечений [4, 5], аналогичной гипотезе подчиняется и течение металла в зоне III в поперечном направлении (вдоль оси Z) и в зоне I в вертикальном направлении (вдоль оси Y);

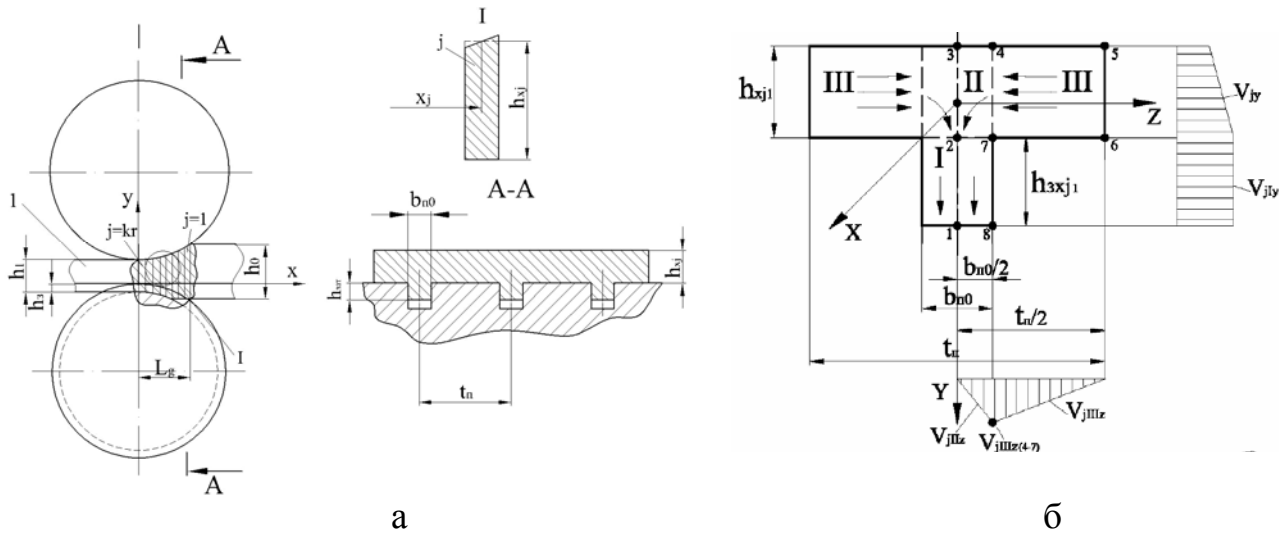


Рис. 2. Расчетная схема интегрального очага деформации (а) и его выделенного элементарного объема (б) при прокатке с затеканием в продольные пазы рабочего инструмента

• аналитическое описание текущего о длине деформации значения толщины прокатываемого металла h_x соответствует степенной зависимости вида:

$$h_x = h_1 + (h_0 - h_1) \left(x/L_g \right)^2; \tag{12}$$

• аналитическое описание текущих по длине очага деформации значений коэффициентов внешнего трения на контактных поверхностях верхнего рабочего вала μ_{1x} и прокатываемого металла μ_{2x} соответствует степенным зависимостям вида:

$$\begin{aligned} \mu_{1x} &= \mu_{10} \left(x/L_g \right)^{a_{\mu 1}}; \\ \mu_{2x} &= \mu_{20} \left(x/L_g \right)^{a_{\mu 2}}, \end{aligned} \tag{13}$$

где μ_{10} , μ_{20} - опорные значения коэффициентов внешнего пластического трения на соответствующих контактных поверхностях, определяемые их шероховатостями, температурой, скоростью относительного скольжения и целым рядом других факторов [7, 8];

$a_{\mu 1}$, $a_{\mu 2}$ - степенные показатели характеризующие реальную форму эпюры изменения рассматриваемых коэффициентов;

• сопротивление сдвигу прокатываемого металла k_x , коэффициенты внешнего пластического трения μ_{1x} , μ_{2x} и геометрические параметры h_x , h_{3x} изменялись вдоль очага деформации по довольно сложным законам в рамках i -го выделенного элементарного объема изменяются линейно.

Используя в качестве аналитического описания текущего по длине очага деформации значения толщины прокатываемого металла степенной зависимости (12) определим значения данной толщины для начального h_{xj1} и конечного h_{xj2} граничных сечений каждого отдельного i -го элементарного объема очага деформации (см. рис. 2):

$$\begin{aligned} h_{xj1} &= h_1 + (h_0 - h_1) \left(x_{j1}/L_g \right)^2; \\ h_{xj2} &= h_1 + (h_0 - h_1) \left(x_{j2}/L_g \right)^2, \end{aligned} \tag{14}$$

где x_{j1} , x_{j2} - геометрические координаты начального и конечного граничных сечений выделенного i -го элементарного объема, определяемые с учетом принятой схемы разбиения (см. рис. 2) как:

$$\Delta x = L_g / kr_j; \quad x_{j1} = \Delta x (kr_j - j + 1); \quad x_{j2} = x_{j1} - \Delta x = \Delta x (kr_j - j). \tag{15}$$

Приняв в дальнейшем в качестве варьируемого параметра результирующие значения вытяжки прокатываемого металла λ_1 определяемое как соотношение площадей поперечных сечений в исходном $F_0 = h_0 t_n$ и в результирующем $F_1 = h_1 t_n + h_{z1} b_{n0}$ состояниях и предположив, что текущие по длине очага деформации значение вытяжки λ_x распределяется в соответствии с текущим значением толщины h_x , определим значения вытяжки λ_{xj1} и λ_{xj2} , а вместе с этим и значение площадей начального F_{xj1} и конечного F_{xj2} граничных сечений выделенного i -го элементарного объема:

$$\lambda_{xj1} = \lambda_1 / \left[\left(\frac{x_{j1}}{L_g} \right)^2 (\lambda_1 - 1) + 1 \right]; \quad \lambda_{xj2} = \lambda_1 / \left[\left(\frac{x_{j2}}{L_g} \right)^2 (\lambda_1 - 1) + 1 \right]; \quad (16)$$

$$F_{xj1} = F_0 / \lambda_{xj1} = h_0 t_n / \lambda_{xj1}; \quad F_{xj2} = F_0 / \lambda_{xj2} = h_0 t_n / \lambda_{xj2}. \quad (17)$$

С учетом известных текущих значений вытяжек λ_{xj1} , λ_{xj2} и площадей F_{xj1} , F_{xj2} могут быть определены и соответствующие значения скоростей продольного (вдоль оси X) течения металла $V_{xj1(2)} = V_{xIj1(2)} = V_{xIIj1(2)} = V_{xIIIj1(2)}$, а также текущие значение толщины прокатываемого металла, находящейся в продольных пазах калиброванного вала h_{zxj1} и h_{zxj2} (см. рис. 2):

$$V_{xj1} = V_1 \lambda_{xj1} / \lambda_1; \quad V_{xj2} = V_1 \lambda_{xj2} / \lambda_1; \quad (18)$$

$$h_{zxj1} = (F_{xj1} - h_{xj1} t_n) / b_{n0}; \quad h_{zxj2} = (F_{xj2} - h_{xj2} t_n) / b_{n0}, \quad (19)$$

где V_1 - скорость перемещения прокатываемого металла в сечении на выходе из рабочих валков, соответствующая в силу принятых допущений окружной скорости вращения верхнего валка и нижнего валков V_e .

Усреднив расчетные согласно (18) значения скоростей V_{xj1} и V_{xj2} время прохождения металлом каждого отдельного выделенного i -го элементарного объема определим как:

$$t_{xj} = 2\Delta x / (V_{xj1} + V_{xj2}). \quad (20)$$

Аналогично, то есть исходя из чисто геометрических и кинематических соотношений, а также закона сохранения объемов могут быть определены и другие характеристики деформированного состояния прокатываемого металла, имеющие место в рамках каждого отдельного i -го элементарного объема (см. рис. 2).

В частности, приращение объема прокатываемого металла, находящейся в полости гравированного валка, то есть в рамках зоны I определяется как:

$$\Delta W_{jI} = (h_{zxj2} - h_{zxj1}) b_{n0} \Delta x, \quad (21)$$

откуда скорость его пластического течения в заданной зоне соответствует:

$$V_{jIy} = \Delta W_{jI} / (b_{n0} \Delta x t_{xj}) = (h_{zxj2} - h_{zxj1}) / t_{xj}. \quad (22)$$

Аналогично может быть определено и уменьшение объема металла в зоне III обусловленное его обжатием с толщины h_{xj1} до толщины h_{xj2} :

$$\Delta W_{jIII} = (h_{xj1} - h_{xj2}) \Delta x (t_n / 2 - b_{n0} / 2), \quad (23)$$

при этом объем металла деформируемого в продольном направлении, то есть вдоль оси X соответствует:

$$\Delta W_{jIIIx} = (h_{xj1} \lambda_{xj1} - h_{xj2} \lambda_{xj2}) \Delta x (t_n / 2 - b_{n0} / 2), \quad (24)$$

а в поперечном направлении, то есть по оси Z :

$$\Delta W_{jIIIz} = \Delta W_{jIII} - \Delta W_{jIIIx}, \quad (25)$$

откуда скорость пластического течения V_{zjIII} в сечении 4-7 может быть определена как:

$$\Delta V_{jIIIz(4-7)} = 2\Delta W_{jIIIz} / [(h_{xj1} + h_{xj2}) \Delta x t_{xj}]. \quad (26)$$

И, наконец, среднее значение скорости пластического течения прокатываемого металла вдоль оси Y для второй зоны V_{jIIyc} исходя из разности приращения объемов ΔW_{jI} и ΔW_{jIII} определим как:

$$V_{jIIyc} = (\Delta W_{jI} - \Delta W_{jIII}) / (\Delta x b_{n0}). \quad (27)$$

По аналогии с кинематическими параметрами в конечно-разностном виде для каждого выделенного i -го элементарного объема могут быть определены и показатели степени логарифмической деформации.

На основе реализации численного рекуррентного подхода определяются значения составляющих полной мощности всех сопротивлений деформации (1-10):

$$N_{ecI} = K_s \sum_{j=1}^{kr} H_{Ij}; \quad (28)$$

$$N_{ecII} = K_s \sum_{j=1}^{kr} H_{IIj}; \quad (29)$$

$$N_{ecIII} = K_s \sum_{j=1}^{kr} H_{IIIj}; \quad (30)$$

$$N_{eeI} = K_c \sum_{j=1}^{kr} \sqrt{V_{jyI}^2 \Big|_{x=L_g} + V_{jzI}^2 \Big|_{x=L_g}}; \quad (31)$$

$$N_{eeII} = K_c \sum_{j=1}^{kr} \sqrt{V_{jyII}^2 \Big|_{x=L_g} + V_{jzII}^2 \Big|_{x=L_g}}; \quad (32)$$

$$N_{eeIII} = K_c \sum_{j=1}^{kr} \sqrt{V_{jyIII}^2 \Big|_{x=L_g} + V_{jzIII}^2 \Big|_{x=L_g}}; \quad (33)$$

$$N_{cII-III} = K_c \sum_{j=1}^{kr} |V_{jyII} - V_{jyIII}|; \quad (34)$$

$$N_{\tau III} = 2K_c \mu \sum_{j=1}^{kr} \sqrt{(V_{jx} - V_{\epsilon})_2 + V_{jzIII}^2}; \quad (35)$$

$$N_{\tau II} = 2K_c \mu \sum_{j=1}^{kr} \sqrt{(V_{jx} - V_{\epsilon})_2 + V_{jzII}^2}. \quad (36)$$

Суммарную мощность всех сопротивлений деформации определяли по формуле (11). В целом, полученные аналитические зависимости (11)-(36) составили полный алгоритм по автоматизированному прогнозированию глубины затекания прокатываемого металла в пазы гравированного валка в процессе прокатки листов с односторонним обреждением.

В ходе реализации предложенного решения варьировался параметр вытяжки λ_1 с целью нахождения минимума значения суммарной мощности формоизменения N_{Σ} . В качестве примера была рассмотрена задача со следующими исходными данными: исходная толщина заготовки $h_0 = 7$ мм, конечная толщина $h_1 = 4$ мм, период паза $t_n = 20$ мм, ширина паза $b_{n0} = 5$ мм, радиусы валков $R = 200$ мм, прокатываемый материал медь М₁. Результаты данных исследований представлены на рис. 3.

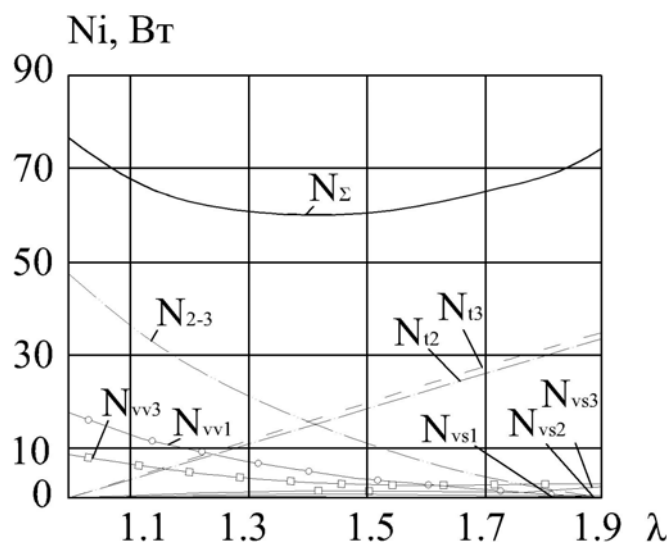


Рис. 3. Расчетные распределения зависимости составляющих полной мощности формоизменения N_i от продольной вытяжки прокатываемого металла λ_i

ВЫВОДЫ

Анализируя полученные результаты следует отметить, что суммарная мощность процесса не имеет ярко выраженного минимума. Минимальные значения наблюдаются в промежутке вытяжек от 1,3 до 1,5. Таким образом с точки зрения минимальных затрат энергии формоизменения основная часть металла будет стремиться к вытяжке не заполняя пазы валька, что может привести к возникновению брака в готовом изделии. Также следует отметить, что на суммарную мощность в большей степени влияют мощности взаимодействия участков II и III, а также мощности сил внешнего контактного трения скольжения на контактных поверхностях участков II и III, причем в случае роста мощностей $N_{\tau II}$ и $N_{\tau III}$ с одновременным снижением величины $N_{c II-III}$ происходит смещение минимальной мощности процесса в сторону уменьшения суммарной вытяжки и, как следствие, увеличение глубины заполнения пазов

ЛИТЕРАТУРА

1. Михеенко Д. Ю. Автоматизированный расчет энергосиловых параметров процесса прокатки биметаллической композиции с механической связью / Д. Ю. Михеенко // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2004. – С. 481–484.
2. Тарновский И. Я. Теория обработки металлов давлением (Вариационные методы расчета усилий и деформаций) / И. Я. Тарновский [и др.]. – М. : Металлургия, 1963. – 672 с.
3. Тарновский И. Я. Элементы теории прокатки сложных профилей / И. Я. Тарновский, А. Н. Скороходов, Б. М. Илюкович. – М. : Металлургия, 1972. – 352 с.
4. Прокатное производство: учебник для вузов / П. И. Полухин, Н. М. Федосов, А. А. Королев, Ю. М. Матвеев. – 3-е изд. – М. : Металлургия, 1982. – 696 с.
5. Машины и агрегаты металлургических заводов. В 3 т. Т. 3. Машины и агрегаты для производства и отделки проката : учебник для вузов / А. И. Целиков [и др.]. – М. : Металлургия, 1981. – 376 с.
6. Королев А. А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов / А. А. Королев. – М. : Металлургия, 1969. – 424 с.
7. Грудев А. П. Внешнее трение при прокатке / А. П. Грудев. – М. : Металлургия, 1973. – 285 с.
8. Чертавских А. К. Трение и технологическая смазка при обработке металлов давлением / А. К. Чертавских, В. К. Белосевич. – М. : Металлургия, 1968. – 362 с.

Сатонин А. В. – д-р техн. наук, проф. ДГМА;
 Михеенко Д. Ю. – канд. техн. наук ДГМА;
 Иванов А. А. – аспирант ДГМА.

ДГМА - Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

УДК 678.029:678.053:678.027.2

Сатонин А. В.
Грибков Э. П.
Емченко Е. А.
Селедцов А. С.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ВАЛЬЦЕВАНИЯ И КАЛАНДРОВАНИЯ РЕЗИНОТЕХНИЧЕСКИХ ОТХОДОВ

Одной из наиболее эффективных технологий по окончательному измельчению различного рода резинотехнических отходов, являются процессы вальцевания, а по обеспечению возможности их вторичного использования – процессы каландрования [1, 2, 3]. При этом с точки зрения разработки математических моделей данных технологических процессов и оценки степени их достоверности наиболее актуальным являются сопоставление результатов теоретических и экспериментальных исследований при одновременном уточнении исходных предпосылок и использовании достаточно строгих численных методов расчета.

Как следует из результатов анализа вопроса в области теоретического анализа процессов вальцевания резинотехнических фрагментов и последующего каландрования резиновой крошки, одним из наиболее широко используемых методов расчета являются зависимость по определению межвалковой силы распора Рябинина и Лукача, основанная на законах чисто упругой деформации [3, 4] и зависимость Майзеля, предполагающая, что резиновая смесь деформируется только пластически [3, 5]. Вместе с тем, учитывая специфику физико-механических свойств обрабатываемых материалов, механизм формирования напряженно-деформированного состояния в этом случае является более сложным, объединяющим в себя и упругое, и пластическое формоизменение резинотехнических фрагментов (рис. 1). В частности, в сечениях очага деформации на входе в рабочие валки имеет место зона упругого сжатия протяженностью $L_{упо}$, необходимость учета которой обусловлена относительно малым значением модуля упругости деформируемого материала, а также относительно высокими значениями радиусов рабочих валков R_1, R_2 и исходной толщины h_0 . Вся зона упругого сжатия $L_{упо}$ в свою очередь, может быть подразделена на зоны свободного и стесненного сжатия, имеющие протяженности $L_{св1}$ и $L_{св2}$, соответственно (см. рис. 1). При этом в зоне свободного сжатия отдельные фрагменты находятся в дискретном состоянии, т.е. не контактируя друг с другом, в то время, как в зоне стесненного сжатия данный контакт имеет место, и как следствие, имеет место наличие нормальных осевых напряжений σ_x и σ_z .

С целью определения энергосиловых, кинематических и физико-механических характеристик при реализации процесса вальцевания и каландрования была создана математическая модель, основанная на разбиении очага деформации на множество элементарных объемов и анализа напряженно-деформированного состояния резинотехнической смеси.

Одним из основных допущений, принятых в рамках данной математической модели было допущение о том, что пластическая деформация является плоской и установившейся во времени, при этом границы всех зон и упругого, и пластического формоизменения параллельны плоскости осей вращения рабочих валков.

С целью определения текущих значений нормальных контактных p_x и нормальных осевых σ_x напряжений рассматривалась по аналогии с традиционными схемами процесса прокатки [6], основанные на разбиении очага деформации.

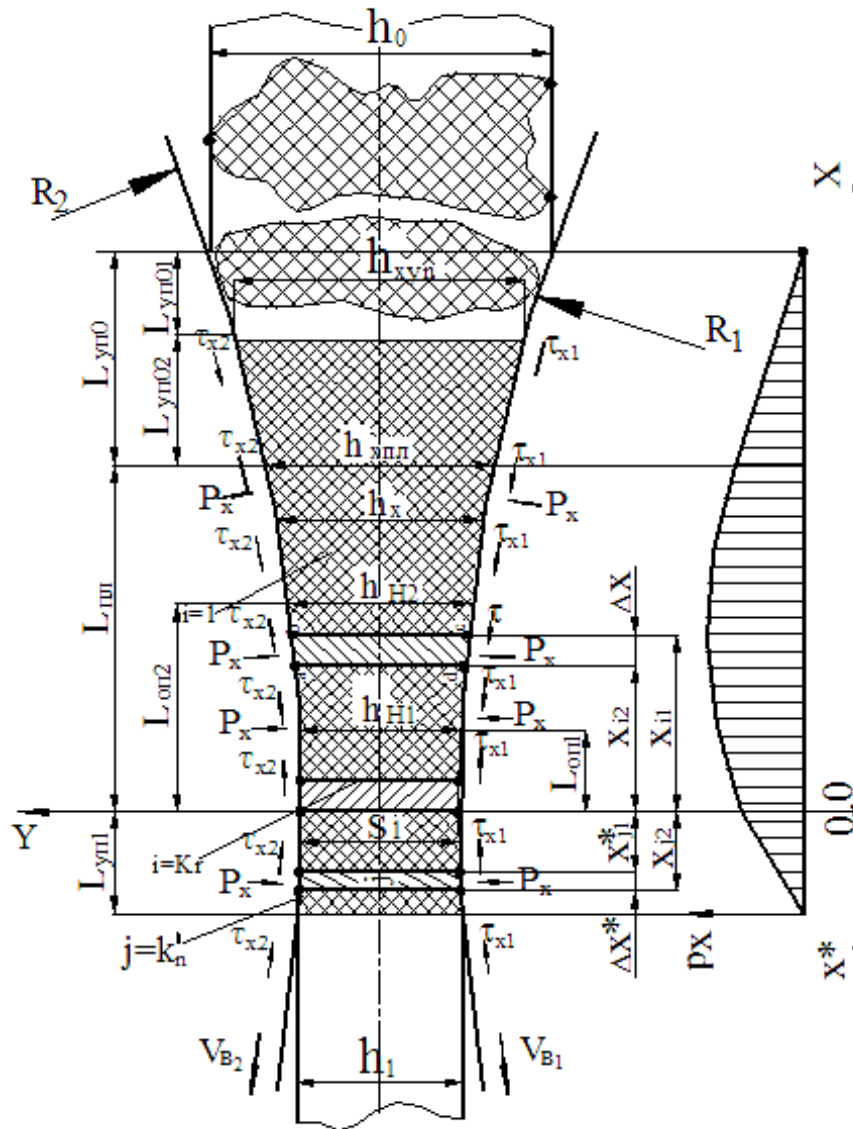


Рис. 1. Расчетная схема интегрального очага деформации применительно к численному математическому моделированию напряженно-деформированного состояния резинотехнических отходов при реализации процессов вальцевания и каландрования

Расчет нормальных и контактных напряжений в зоне стесненного упругого сжатия производили по формулам:

$$\sigma_{xi2} = [p_{xi2} - E_m(h_0 - h_{xi2})/h_0]/(2\omega_m); \tag{1}$$

$$p_{xi2} = \frac{E_m h_{xi2} (1 - h_{xi2}/h_0)/\omega_m + 2\sigma_{xi1} h_{xi1} - p_{xi1} [(h_{xi1} - h_{xi2}) - (f_{x1i1} + f_{x2i1})\Delta x]}{h_{xi2} (1/\omega_m - 1) + h_{xi1} - (f_{x1i2} + f_{x2i2})\Delta x} \tag{2}$$

В качестве критерия определения границы зоны стесненного упругого сжатия является выполнение условия пластичности:

$$\left(p_{xi2}|_{i=i^*} - \sigma_{xi2}|_{i=i^*} \right)^2 + 4\tau_{xyi2}|_{i=i^*}^2 \geq 4K_m^2, \tag{3}$$

где усредненное по высоте очага деформации значение напряжений τ_{xyi} согласно результатам целого ряда исследований [7, 8] может быть определено как $\tau_{xyi2} = (|\tau_{x1i2}| + |\tau_{x2i2}|)/2$.

По мере определения границы зоны пластического формоизменения её последующий расчет, как и в случае зоны стесненного упругого сжатия, производили на основе численного

рекуррентного решения конечно-разностной формы условия статического равновесия выделенного i -го элементарного объема:

$$\sigma_{xi2} = p_{xi2} - \sqrt{3}K_M; \quad (4)$$

$$P_{xi2} = \{2(\sigma_{xi1}h_{xi1} + \sqrt{3}K_M h_{xi2}) + (\frac{f_{x1i1}}{|f_{x1i1}|} + \frac{f_{x1i2}}{|f_{x1i2}|} + \frac{f_{x2i1}}{|f_{x2i1}|} + \frac{f_{x2i2}}{|f_{x2i2}|})K_M \Delta x - P_{xi1}(h_{xi1} - h_{xi2})\} / (h_{xi1} + h_{xi2}). \quad (5)$$

Именно уравнения (4), (5) были положены в основу численного рекуррентного решения локальных характеристик напряженно-деформированного состояния в зоне пластического формоизменения резинотехнических отходов при их вальцевании или каландровании. По аналогии с зоной стесненного упругого сжатия направление данного рекуррентного решения соответствовало направлению перемещения обрабатываемой резинотехнической смеси, при этом начальные условия, т.е. исходные данные для расчета первого $(i^* + 1)$ элементарного объема зоны пластического формоизменения соответствовали результатам расчета последнего i^* -го элементарного объема зоны стесненного упругого сжатия:

$$\begin{aligned} x_{i1} \Big|_{i=(i^*+1)} = x_{i2} \Big|_{i=(i^*+1)}; h_{xi1} \Big|_{i=(i^*+1)} = h_{xi2} \Big|_{i=i^*}; f_{x1i1} \Big|_{i=(i^*+1)} = f_{x1i2} \Big|_{i=i^*}; \\ f_{x2i1} \Big|_{i=(i^*+1)} = f_{x2i2} \Big|_{i=i^*}; \sigma_{xi1} \Big|_{i=(i^*+1)} = \sigma_{xi2} \Big|_{i=i^*}; p_{xi1} \Big|_{i=(i^*+1)} = p_{xi2} \Big|_{i=i^*}. \end{aligned} \quad (6)$$

Полностью аналогичными для зон упругого стесненного сжатия и пластического формоизменения были приняты в этом случае и условия связи рассматриваемого рекуррентного решения, используемые при переходе от расчета i -го к расчету $(i+1)$ элементарного объема.

По аналогии с зоной стесненного упругого сжатия осуществляли и численное рекуррентное решение конечно-разностной формы условия статического равновесия j -х элементарных объемов, выделенных в зоне упругого восстановления очага деформации процессов вальцевания или каландрования резинотехнических отходов. При этом с целью определения общей протяженности данной зоны L_{yn1} первоначально исходя из заданного значения величины межвалкового зазора S_1 на границах зон пластического формоизменения и упругого восстановления (см. рис. 1) производили расчет конечной толщины h_1 получаемой резинотехнической продукции:

$$h_1 = S_1 / \{1 - (p_{xi2} \Big|_{i=K_r} - 2\omega_M \sigma_{xi2} \Big|_{i=K_r}) / E_M\}, \quad (7)$$

где $p_{xi2} \Big|_{i=K_r}$, $\sigma_{xi2} \Big|_{i=K_r}$ - расчетные согласно (4) и (5) значения нормальных контактных и нормальных осевых напряжений, действующих в конечном граничном сечении последнего $(i = K_r)$ элементарного объема зоны пластического формоизменения (см. рис. 1).

Разбив всю протяженность зоны упругого восстановления L_{yn1} на заданное K_n количество j -ых элементарных объемов рассмотрим конечно-разностную форму условия статического равновесия каждого из них, где, как и ранее, положительные значения нормальных контактных p_x и нормальных осевых σ_x соответствуют напряжениям сжатия, а положительные значения касательных контактных напряжений $\tau_{x1(2)}$, учитывая, что в зоне упругого восстановления резиновая смесь перемещается, как и в зонах опережения со скоростью, превышающей окружные скорости рабочих валков, соответствуют напряжениям, противонаправленным перемещению резинотехнической смеси.

В зоне упругого восстановления, функциональную связь нормальных контактных p_x и нормальных осевых σ_x напряжений, вытекающую из обобщенного закона Гука:

$$\sigma_{x^*j2} = [p_{x^*j2} - E_M(h_1 - h_{x^*j2})/h_1](2\omega_M); \quad (8)$$

$$p_{x^*j2} = \frac{E_M h_{x^*j2} (1 - h_{x^*j2}/h_1)/\omega_M + 2\sigma_{x^*j1} h_{x^*j1} - 2K_M \Delta x^* + p_{x^*j1} (h_{x^*j2} - h_{x^*j1})}{h_{x^*j2} (1/\omega_M - 1) + h_{x^*j1}}. \quad (9)$$

Направление рекуррентного решения зоны упругого восстановления было принято сонаправленным с осью x^* .

Следует отметить, что в соответствии с логикой условий реализации процессов вальцевания или каландрования, реализуемых без переднего подпора или натяжения нормальные осевые напряжения для конечного граничного сечения последнего элементарного объема зоны упругого восстановления $\sigma_{x^*j2}|_{j=K_n}$ должны быть равны нулю. В рамках данной математической модели выполнение данного условия обеспечивали за счет организации дополнительной внутренней итерационной процедуры по определению относительной протяженности зоны опережения на ведущем рабочем валке $\xi_{L_{on1}} = L_{on1}/(L_{nl} + L_{yno2})$, соответствующей равенству $\sigma_{x^*j2}|_{j=K_n} \approx 0,0$. При этом в основу данной итерационной процедуры был положен метод целенаправленного перебора вариантов, имеющий следующую схему:

$$\xi_{L_{on1}(t+1)} = \xi_{L_{on1}t} + A_{\xi_{L_{on1}}} \text{sign}(\sigma_{x^*j2}|_{j=K_n}), \quad (10)$$

где t – порядковый номер очередного цикла итерационной процедуры решения, при этом в качестве начального, т. е. для первого цикла было использовано условие $\xi_{L_{on1}t}|_{t=1} = 0,0$;

$A_{\xi_{L_{on1}}}$ – шаг приращения относительной протяженности зоны опережения на контактной поверхности ведущего рабочего валка, принятый равным 0,001;

$\text{sign}(\sigma_{x^*j2}|_{j=K_n})$ – функция знака, соответствующая:

$$\text{sign}(\sigma_{x^*j2}|_{j=K_n}) = \begin{cases} 1 \text{ при } \sigma_{x^*j2}|_{j=K_n} > 0,0; \\ 0 \text{ при } \sigma_{x^*j2}|_{j=K_n} \leq 0,0. \end{cases}$$

А значение коэффициента опережения на втором валке определяется по формуле:

$$\xi_{L_{on2t}} = \left[\frac{S_1(K_v - 1) + (h_0 - S_1)\xi_{L_{on1}t}^{a_h}}{(h_0 - S_1)} \right]^{(1/a_h)}. \quad (11)$$

Откуда протяженности зон опережения на обоих валках рассчитывается по формуле:

$$L_{on1t} = (L_{nl} + L_{yno})\xi_{L_{on1}t}; \quad L_{on2t} = (L_{nl} + L_{yno})\xi_{L_{on2t}}. \quad (12)$$

По мере сходимости итерационных процедур, т.е. по мере расчета всего комплекса локальных характеристик напряженно-деформированного состояния резинотехнических отходов при их вальцевании или каландровании путем организации численного интегрирования производили определение таких энергосиловых параметров данных процессов, как сила и моменты на каждом из рабочих валков величину силы данных процессов, приведенную к единице ширины B , определяли как:

$$\frac{P_{\text{вк}}}{B} = \frac{2p_{xi1}|_{i=1}(K_{w0} + 2)}{9} L_{yno1} + \sum_{i=1}^{i=K_r} \frac{(p_{xi1} + p_{xi2})\Delta x}{2} + \sum_{j=1}^{K_n} \frac{(p_{x^*j1} + p_{x^*j2})\Delta x^*}{2}. \quad (13)$$

Аналогично по отношению к приведенным значениям моментов на ведущем $M_{\text{вк1}}/B$ и ведомом $M_{\text{вк2}}/B$ рабочих валках:

$$\frac{M_{\text{вк1}}}{B} = \left\{ \frac{2p_{x1l}|_{i=1} f_{01}(K_{w0} + 2)L_{\text{yno1}}}{9} + \sum_{i=1}^{K_r} \frac{(\tau_{x1i1} + \tau_{x1i2})\Delta x}{2} - \sum_{j=1}^{K_n} \frac{(\tau_{x^*1j1} + \tau_{x^*1j2})\Delta x^*}{2} \right\} R_1; \quad (14)$$

$$\frac{M_{\text{вк2}}}{B} = \left\{ \frac{2p_{x1l}|_{i=1} f_{02}(K_{w0} + 2)L_{\text{yno1}}}{9} + \sum_{i=1}^{K_r} \frac{(\tau_{x2i1} + \tau_{x2i2})\Delta x}{2} - \sum_{j=1}^{K_n} \frac{(\tau_{x^*2j1} + \tau_{x^*2j2})\Delta x^*}{2} \right\} R_2. \quad (15)$$

На основе описанной математической модели были разработаны программные средства по определению энергосиловых параметров процесса вальцевания и каландрования.

ВЫВОДЫ

Локальные, и интегральные характеристики напряженно-деформированного состояния резинотехнических фрагментов при их вальцевании и каландровании зависят от целого ряда факторов, основными из которых являются исходные и результирующие характеристики данных фрагментов, радиусы рабочих валков, условия внешнего контактного трения, механические свойства деформируемых сред, степень кинематической асимметрии реализуемых процессов и так далее. Отмеченное делает актуальным постановку и решение задач по автоматизированному проектированию настройки и технологических режимов работы вальцов и каландров с учетом конкретных условий их работы.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вольфсон С. А. Переработка и использование отходов шин и резиновых изделий в шинной, резинотехнической промышленности и переработке пластмасс. Тенденции развития технологии / С. А. Вольфсон, В. Г. Никольский // Пластические массы. – 1997. – № 5. – С. 39–44.
2. Лебедев Г. А. Вальцевание и каландрование / Г. А. Лебедев, В. Н. Красовский. – М.: Химия, 1973. – С. 55.
3. Переработка каучуков и резиновых смесей (реологические основы, технология, оборудование) / Е. Г. Вострокнутов, М. И. Новиков, В. И. Новиков, Н. В. Прозоровская. – М.: Химия, 1980. – 280 с.
4. Лукач Ю. Е. Валковые машины для переработки пластмасс и резиновых смесей / Ю. Е. Лукач, Д. Д. Рябинин, Б. И. Метлов. – М.: Машиностроение, 1967. – 201 с.
5. Майзель М. М. Машины и аппараты производства искусственной кожи / М. М. Майзель. – М.: Гизлегпром, 1949. – 320 с.
6. Мазур В. Л. Рациональный метод расчета на ЭВМ параметров тонколистовой прокатки / В. Л. Мазур, А. В. Ноговицын, А. Н. Добронравов // Известия вузов. Черная металлургия. – 1977. – № 2. – С. 54–59.
7. Потапкин В. Ф. Метод полей линий скольжения в теории процессов обработки металлов давлением / В. Ф. Потапкин. – Краматорск: ДГМА, 2005. – 160 с.
8. Потапкин В. Ф. Метод полей линий скольжения в теории прокатки широких полос / В. Ф. Потапкин. – Краматорск: ДГМА, 2005. – 316 с.

Сатонин А. В. – д-р техн. наук, проф. ДГМА;
Грибков Э. П. – канд. техн. наук, доц. ДГМА;
Емченко Е. А. – аспирант ДГМА;
Селедцов А. С. – аспирант ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

УДК 621.982

Федоринов В. А.
Титаренко А. И.
Грибков Э. П.
Гаврильченко О. А.

АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ РАСЧЕТ И ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ ПРОЦЕССОВ ХОЛОДНОЙ И ГОРЯЧЕЙ ПРАВКИ ОТНОСИТЕЛЬНО ТОЛСТЫХ ЛИСТОВ НА МНОГОРОЛИКОВЫХ ПРАВИЛЬНЫХ МАШИНАХ*

При проектировании нового оборудования и совершенствовании технологии правки листового металлопроката наиболее рациональным является использование инженерных методов расчета напряженно-деформированного состояния, которые позволяют решать задачи оптимизационного плана. Таким образом, целью данной работы является разработка инженерной модели процесса правки, отличительной особенностью которой является учёт таких факторов, как непрерывность эпюры углов поворота на границах расчетных участков листа, смещение точки контакта от вершины ролика по горизонтали и вертикали, изменение механических свойств материала выправляемых листов, влияние остаточных напряжений, возможность перехода сосредоточенного контакта в распределенный и учет упрочнения металла при правке.

Для упрощения модели и снижения трудоемкости вычислений был принят ряд допущений:

- геометрическая линейность задачи, что позволяет вследствие малости углов наклона листа описывать кривизну по упрощенной формуле $\chi = d^2 y / dx^2$;
- в модели рассматривается два случая: материал листа либо не упрочняется, либо его пластическое состояние определяется принципом Мазинга и эффект Баушингера учитывается как идеальный [1–3];
- кусочно-линейная аппроксимация эпюры изгибающих моментов при вертикальном направлении реакций роликов из-за малости углов наклона листа.

Используемая при математическом моделировании расчетная схема представлена на рис. 1, где показан i -ый межроликовый участок.

Диаметры роликов d_i и шаг между роликами Δx_i могут быть постоянными или переменными в зависимости от типа применяемого правильного оборудования. За начало координат принята точка O , которая расположена на нейтральной линии и находится в сечении начала контакта металла с первым роликом. Перекрытия роликов обозначены через w_i , при этом одно из перекрытий принимается равным нулю, а последующие отсчитываются в сторону увеличения прогиба листа. Геометрические координаты, ограничивающие межроликовую зону – линейные $\Delta x'_i$, c'_i и угловые α_{i+1} , β_i .

Согласно расчётной схеме линейные координаты равны:

$$\Delta x'_i = \Delta x_i + 0,5[(d_i + h)\sin\beta_i - (d_{i+1} + h)\sin\alpha_{i+1}]; \quad (1)$$

$$c'_i = c_i - (d_i + h)\sin^2 0,5\beta_i - (d_{i+1} + h)\sin^2 0,5\alpha_{i+1}, \quad (2)$$

где c_i – прогиб листа для данной пары смежных роликов без учёта смещения:

$$c_i = f_i + f_{i+1} + h,$$

f_i, f_{i+1} – перекрытия роликов, при этом $w_i = f_i$.

* Работа выполнена под руководством д-ра техн. наук, проф. Сатонина А. В.

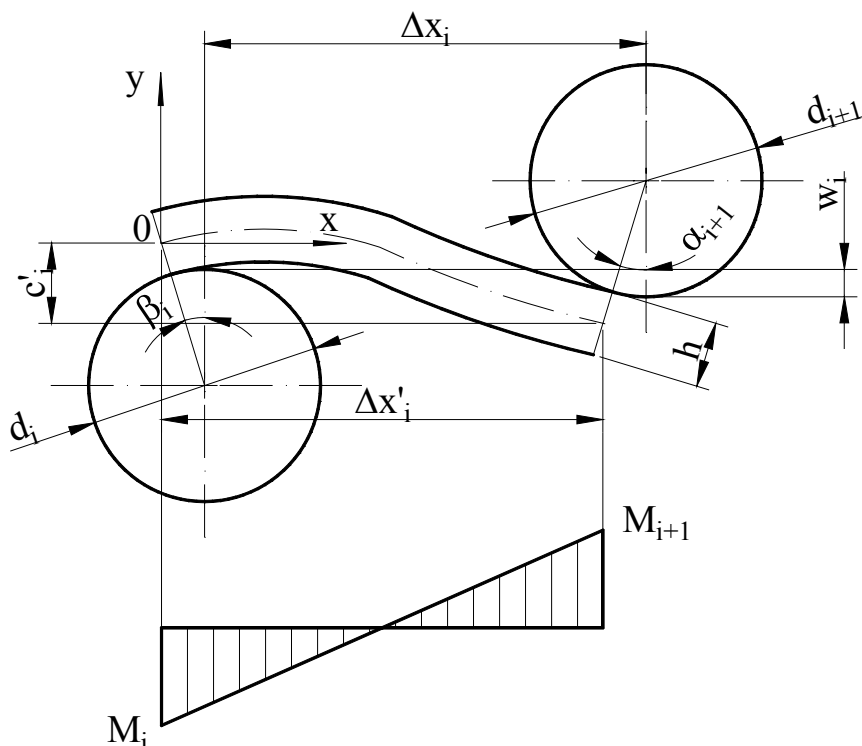


Рис. 1. Расчётная схема к математической модели процесса правки листового металлопроката

К деформационным показателям процесса правки относят кривизну изгиба среднего слоя листа χ_i , которая считается положительной, если по направлению она совпадает с кривизной контактной поверхности самого ролика. Соответственно кривизне определяется знак изгибающего момента M_i . Таким образом, на каждом i -м участке текущая χ меняется от $-\chi_i$ до χ_{i+1} , а текущее значение переменного момента M – от $-M_i$ до M_i .

При холодной правке изменение механических свойств материалов выправляемых листов могут быть описаны степенной зависимостью вида:

$$\sigma_T = \sigma_{T_0} + a_1 \varepsilon + a_2 \varepsilon^2 + a_3 \varepsilon^3, \quad (3)$$

где σ_{T_0} – напряжения текучести данного металла или сплава при базовых условиях испытаний;

a_1, a_2, a_3 – коэффициенты регрессии, характеризующие количественно интенсивность напряжений текучести в зависимости от степени деформации.

Относительную деформацию, входящую в формулу (3) согласно данным работы [1] можно принять как:

$$\varepsilon = h/2r, \quad (4)$$

где $1/r = \chi$ – суммарная кривизна искривления и упругого пружинения.

С учётом исходной кривизны листа χ_0 выражение (4) преобразуется в следующее уравнение, выраженное для i -го ролика [4]:

$$\varepsilon = \frac{(\chi_i - \chi_0)h/2}{1 + \chi_0 h/2} = 2 \frac{\left(k_i \frac{\sigma_{si}}{E_n} - \chi_0 \right) h}{2 + \chi_0 h}. \quad (5)$$

Для определения предела текучести металла под i -ым роликом необходимо рассмотреть все случаи напряженного состояния. Также следует учесть влияние эффекта Баушингера при знакопеременном нагружении.

При упругопластическом растяжении, т. е. при [4]:

$$\varepsilon_i > \varepsilon_{ocm(i-1)} + \frac{\sigma_{s(i-1)}^p}{E_n}. \quad (6)$$

Напряжения действующие в металле можно определить из выражения:

$$\sigma_i = \sigma_{s(i-1)}^p + a_1 \varepsilon_{xi} + a_2 \varepsilon_{xi}^2 + a_3 \varepsilon_{xi}^3, \quad (7)$$

где $\varepsilon_{xi} = \varepsilon_i - \varepsilon_{ocm(i-1)} - \frac{\sigma_{s(i-1)}^p}{E_n}$; $\varepsilon_{ocm} = \varepsilon_i - \frac{\sigma_i}{E_n}$; $\sigma_{si}^p = \sigma_i$;

$$\sigma_{si}^c = \sigma_{s(i-1)}^c - (\sigma_i - \sigma_{s(i-1)}^p)(1 - B_{r1}) \text{ или } \sigma_s^c = -\sigma_i(1 - B_{r2});$$

B_{r1} , B_{r2} – коэффициенты, учитывающие влияние эффекта Баушингегра на предел текучести материала, подвергаемого знакопеременному нагружению;

σ_{si}^c , σ_{si}^p – пределы текучести материала при сжатии и растяжении, соответственно;

ε_{ocm} – степень остаточной деформации.

При упругой деформации, т. е. при [4]:

$$\varepsilon_i \geq \varepsilon_{ocm(i-1)} + \frac{\sigma_{s(i-1)}^c}{E_n} \text{ и } \varepsilon_i \leq \varepsilon_{ocm} + \frac{\sigma_{s(i-1)}^p}{E_n} \quad (8)$$

напряжения действующие в металле можно определить из выражения:

$$\sigma_i = E_n(\varepsilon_i - \varepsilon_{ocm(i-1)}), \quad (9)$$

где $\varepsilon_{ocmi} = \varepsilon_{ocm(i-1)}$; $\sigma_{si}^p = \sigma_{s(i-1)}^p$; $\sigma_{si}^c = \sigma_{s(i-1)}^c$.

При упругопластическом сжатии, т. е. при [4]:

$$\varepsilon_i < \varepsilon_{ocm(i-1)} + \frac{\sigma_{s(i-1)}^c}{E_n} \quad (10)$$

напряжения действующие в металле можно определить из выражения:

$$\sigma_i = \sigma_{s(i-1)}^c + a_1 \varepsilon_{xi} + a_2 \varepsilon_{xi}^2 + a_3 \varepsilon_{xi}^3, \quad (11)$$

где $\varepsilon_{xi} = \varepsilon_i - \varepsilon_{ocm(i-1)} - \frac{\sigma_{s(i-1)}^c}{E_n}$; $\varepsilon_{ocmi} = \varepsilon_i - \frac{\sigma_i}{E_n}$;

$$\sigma_{si}^p = \sigma_{s(i-1)}^p - (\sigma_i - \sigma_{s(i-1)}^c)(1 - B_{r1}) \text{ или } \sigma_{si}^p = -\sigma_i(1 - B_{r2}); \sigma_{si}^c = \sigma_i.$$

В качестве исходных данных при численной реализации разработанной математической модели процесса правки используются:

- толщина и ширина листа;
- коэффициенты регрессии, описывающие зависимость предела текучести от деформации, модуль упругости и коэффициент Пуассона обрабатываемого материала;
- исходная кривизна листа;
- количество и диаметр рабочих роликов;
- горизонтальное расстояние между роликами (шаг роликов);
- перегиб листа на каждом из роликов.

Заложенная в методике расчёта возможность корректного учета перегибов листа на каждом из рабочих роликов листопрямительной машины позволяет оценить степень эффективности применяемого технологического процесса, а также разработать рекомендации по его совершенствованию, при этом реализуемая математическая модель позволяет использовать

в качестве исходных данных любую практически реализуемую технологическую настройку рабочих роликов от параллельной до индивидуальной.

Исходя из определенной геометрии нейтральной линии, производили расчет локальных и интегральных характеристик наряду деформированного состояния металла. Отличительной особенностью разработанной математической модели является возможность расчета не только энергосиловых параметров, а и основных показателей качества готового металлопроката, к которым следует отнести результирующую кривизну χ_1 . Следует отметить, что разработанная математическая модель была реализована на языке низкого уровня C++, что обеспечило высокое быстродействие и, как следствие, возможность ее использования в качестве целевой функции при постановке и решении задач многовариантного плана, к которым относятся задачи оптимизации и автоматизированного проектирования.

В качестве примера численной реализации разработанных программных средств в табл. 1 представлены распределения сил правки и относительной кривизны листа по роликам правильной машины при правке листов различной толщины от 10 до 20 мм из материала сталь 45 применительно к условиям реализации процесса на ЛПМ №1 АПР 5...25 Магнитогорского металлургического комбината.

Таблица 1

Значения усилий и относительной кривизны на роликах в зависимости от толщины полосы.
Материал – сталь 45

№ ролика	$h=10$ мм		$h=15$ мм		$h=20$ мм	
	P , кН	$\chi_{отн}$, 1/м	P , кН	$\chi_{отн}$, 1/м	P , кН	$\chi_{отн}$, 1/м
1	14,06	0.00	48,01	0.00	114,77	0.00
2	47,32	0.14	163,74	0.18	396,34	0.22
3	77,11	0.19	274,00	0.26	682,03	0.32
4	96,34	0.24	350,40	0.35	893,51	0.44
5	106,57	0.27	387,50	0.39	986,91	0.49
6	103,21	0.26	369,46	0.36	924,74	0.44
7	89,57	0.23	314,75	0.31	772,48	0.37
8	57,97	0.17	201,05	0.23	486,83	0.27
9	17,54	0.00	60,40	0.00	145,24	0.00
УСИЛИЕ ПРАВКИ (кН)						
Σ	6,09		21,69		54,02	

Из анализа представленных результатов видно, что с увеличением прочности материала и толщины листа увеличиваются сила правки и относительная кривизна листа.

Для выявления того, какое уточнение вносит в расчетные данные учет упрочнения металла при правке на рис. 2 представлены гистограммы распределения сил правки и относительной кривизны листа по роликам при реализации процесса правки листа толщиной 15 мм из стали 45. Предложенная в рамках данного раздела модель позволяет повысить точность расчета силы правки от 5% на первых и последних роликах и до 15% – на средних. Соответственно относительную кривизну – от 8% и до 27%.

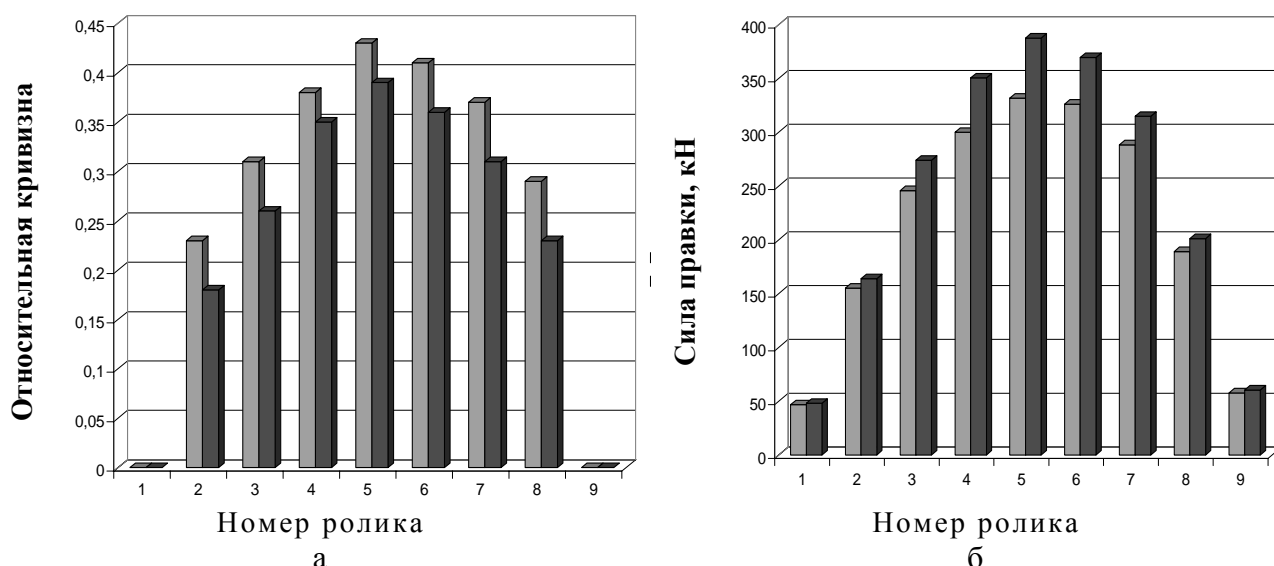


Рис. 2. Сравнение результатов расчета:

а - относительной кривизны листа; б - силы правки при помощи моделей с учетом и без учета упрочнения металла при правке

Разработанная математическая модель характеризуется рядом принимаемых допущений, которые позволяют значительно снизить трудоемкость постановки задачи и ее численного решения, однако снижают информативность предоставляемых результатов, а также диапазон исходных данных, принимаемых во внимание в процессе расчета. Для оценки степени достоверности получаемых результатов, а также расширения диапазона предоставляемой информации была разработана математическая модель процесса холодной и горячей правки относительно толстых листов, основанная на методе конечных элементов. Реализация модели была осуществлена в программном пакете ABAQUS 6.5.

При расчете рабочие ролики моделировались недеформируемыми аналитическими поверхностями, а металл – четырехузловыми элементами с плоско деформированным состоянием и редуцированной схемой интегрирования. Материал листа рассматривался как изотропный упругопластический с условием пластичности Мизеса. Зависимость предела текучести от относительной деформации определяли путем аппроксимации кривой деформационного упрочнения, заданной табличными значениями.

На рис. 3. представлены примеры распределения эквивалентных напряжений по длине и толщине листа при реализации процесса правки на многороликовой правильной машине.

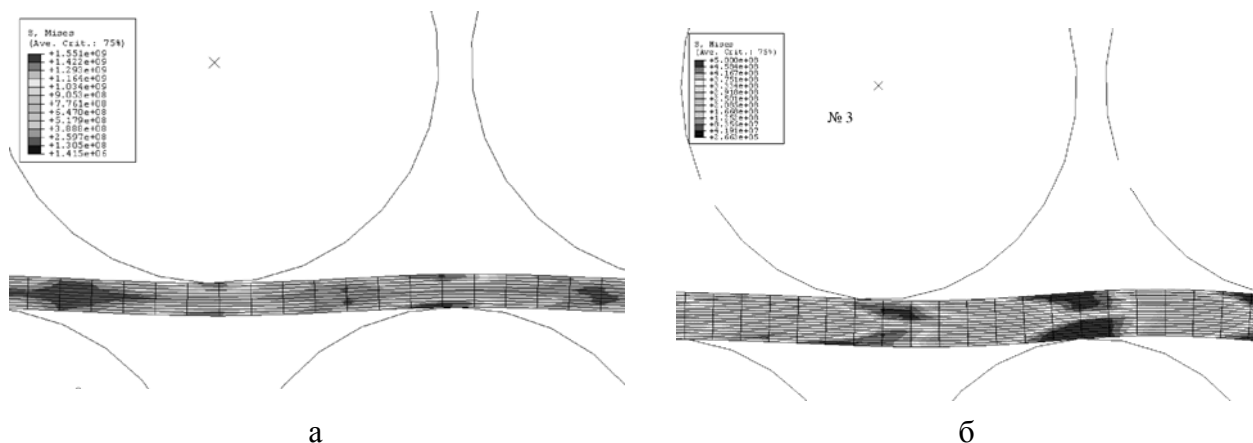


Рис. 3. Примеры распределения эквивалентных напряжений по толщине полосы при реализации процесса:

а - холодной правки, $h = 10$ мм; б - горячей правки толстых листов, $h = 20$ мм для стали 45

В данном случае наряду с распределением напряжений и деформаций представлена также информация о геометрии листа как при его прохождении роликов правильной машины.

Анализ представленных результатов свидетельствует о возможности прогнозирования не только основных показателей напряженно-деформированного состояния металла при его правке на многороликовых правильных машинах, а и такие показатели качества готовой металлопродукции, как результирующая продольная кривизна и остаточные напряжения.

Таким образом, разработанная конечно-элементная модель может быть использована для оценки эффективности предложенной технологической настройки и режимов работы листопрямительной машины в каждом конкретном случае.

Оценка степени достоверности полученных теоретических решений и разработанных на их основе практических рекомендаций была осуществлена при помощи экспериментальных исследований, проведенных на созданной для этих целей лабораторной девятироликовой листопрямительной машине $9 \times 100 \times 250$ Донбасской государственной машиностроительной академии.

При экспериментальных исследованиях процесса горячей правки пластической деформации подвергали листовые заготовки из свинца С1, а также из сталей Ст. 3 и 45. Стальные образцы перед правкой нагревали в электропечи сопротивления до температуры 400–600 °С. При экспериментальных исследованиях процесса холодной правки пластической деформации подвергали листовые заготовки из стали 45, 08 кп и 65 Г. Ширина обрабатываемых листовых заготовок составляла 100 мм.

Погрешность получаемых теоретических результатов по суммарной силе правки составляла менее 10 %, а моменту – 30 %. Также было установлено критериальное соответствие теоретических и эмпирических значений результирующей кривизны готового листа.

ВЫВОДЫ

Предложенные численно-аналитические модели процесса правки многократным знакопеременным изгибом позволяют более точно учесть геометрические параметры процесса правки, а также повысить степень точности определения энергосиловых параметров процесса.

ЛИТЕРАТУРА

1. Слоним А. З. *Машины для правки листового и сортового материала* / А. З. Слоним, А. Л. Сонин. – М. : Машиностроение, 1975. – 208 с.
2. Целиков А. И. *Прокатные станы* / А. И. Целиков, В. В. Смирнов. – М. : Metallurgizdat, 1958. – 432 с.
3. Остринский А. С. *Определение расчетных параметров листовых роликовых правильных машин* / А. С. Остринский. – Труды ВНИИМЕТМАШ, Сборник №18. – С. 7–32.
4. Дунаевский В. И. *Конструкция, технология и методы расчета машин для правки листового проката* / В. И. Дунаевский. – Киев, УМК ВО, 1992.

Федоринов В. А. – канд. техн. наук, проф., ректор ДГМА;

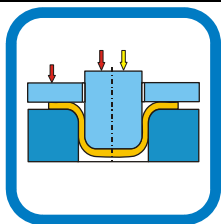
Титаренко А. И. – канд. техн. наук, гл. инженер произв. металлург. оборуд. ЗАО «НКМЗ»;

Грибков Э. П. – канд. техн. наук, доц. ДГМА;

Гаврильченко О. А. – аспирант ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск
ЗАО «НКМЗ» – Новокраматорский машиностроительный завод.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua



РАЗДЕЛ II ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

УДК 621.7:519.85

Михалевич В. М.
Добранюк Ю. В.

НАКОПИЧЕНА ДЕФОРМАЦІЯ ТА ІНТЕНСИВНІСТЬ ЛОГАРИФМІЧНИХ ДЕФОРМАЦІЙ ПРИ ОСАДЦІ ЦИЛІНДРИЧНИХ ЗРАЗКІВ З БОЧКОУТВОРЕННЯМ

Вісесиметрична осадка циліндричних заготовок за різних умов тертя на торцях є одною із основних технологічних операцій обробки тиском та одним із основних способів дослідження властивостей матеріалів. Методика визначення накопиченої деформації на вільній бічній поверхні залишається трудомісткою задачею та потребує вдосконалення математичної моделі процесу.

Об'єктом дослідження є процес вісесиметричної осадки циліндричних зразків за різних умов тертя на торцях.

Предмет дослідження таким чином є загальні вирази накопиченої деформації та інтенсивності логарифмічних деформацій і їх конкретні вирази для вільної бічної поверхні циліндричних зразків при осадці за різних умов тертя на торцях.

В якості міри деформації звичайно використовується накопичена деформація та інтенсивність логарифмічних деформацій [1, 2, 3]. Для обчислення накопиченої деформації необхідна інформація про величини компонент тензора приростів деформацій на окремих стадіях процесу деформування [2, 4, 5, 6]. Це ускладнює обчислення накопиченої деформації порівняно з обчисленням інтенсивності логарифмічних деформацій. Крім того обчислення накопиченої деформації, як правило, приводить до необхідності чисельного знаходження відповідного визначеного інтеграла, що в свою чергу суттєво знижує швидкість обчислень по знаходженню граничних деформацій. В роботі [2, с. 31-33] приведено результати порівняння величин інтенсивності логарифмічних деформацій та накопиченої деформації при осадці циліндричних зразків. Причому указано, що в окремих випадках зафіксована розбіжність в 8-10 %. Проте не приведено ніяких залежностей для цієї розбіжності, якими можна б було скористатися при відповідних обчисленнях. В той же час іноді інтенсивність логарифмічних деформацій використовують замість накопиченої деформації без належного обґрунтування, зокрема в роботі [3, с. 15-16].

В зв'язку з цим метою дослідження є чітке обґрунтування для загального виразу накопиченої деформації, порівняльний аналіз її величини з інтенсивністю логарифмічних деформацій та пошук виразу для її спрощеного обчислення з нехтовною втратою точності.

Поставлено задачі дослідження. 1. З'ясувати геометричний зміст виразів для знаходження накопиченої деформації та інтенсивності логарифмічних деформацій. 2. Визначити вирази, що описують зміну накопиченої деформації та інтенсивності логарифмічних деформацій на вільній бічній поверхні циліндричних зразків при осадці за різних умов тертя на торцях. 3. Виконати порівняльний аналіз результатів розрахунків накопиченої деформації та інтенсивності логарифмічних деформацій. 4. Розробка спрощеного виразу для обчислення накопиченої деформації.

Згідно класифікації, що запропоновано в [1], складним деформуванням будемо називати такий процес немонотонного деформування, при якому компоненти напрямного тензора приростів пластичних деформацій змінюються неперервно. Для визначення в рамках теорії неперервних пошкоджень [1, 2, 7, 8] граничних деформацій при складному деформуванні необхідно мати залежність деякого параметра, що характеризує міру деформації від показника напруженого стану. В якості міри деформації традиційно використовується накопичена

деформація або параметр Удквіста [1, 2, 9, 10]:

$$\varepsilon_u(t) = \int_0^t \dot{\varepsilon}_u(\tau) d\tau, \quad (1)$$

де τ, t – час; $\dot{\varepsilon}_u$ – інтенсивність швидкостей деформацій.

$$\dot{\varepsilon}_u(t) = \sqrt{\dot{\varepsilon}_\varphi^2 + \frac{1}{3} \cdot (\dot{\varepsilon}_r^2 - \dot{\varepsilon}_z^2)^2}, \quad (2)$$

де $\dot{\varepsilon}_i$, ($i = \varphi, r, z$) – головні значення тензора швидкостей деформацій.

На наш погляд ні в науковій, ні в навчальній літературі не приділено достатньої уваги висвітленню питання обґрунтування застосування співвідношення (1).

Довжина кривої в просторі, що задана параметрично:

$$\varepsilon_\varphi = \varepsilon_\varphi(\tau), \varepsilon_r = \varepsilon_r(\tau), \varepsilon_z = \varepsilon_z(\tau) \quad (0 \leq \tau \leq t) \quad (3)$$

де $\varepsilon_\varphi(\tau), \varepsilon_r(\tau), \varepsilon_z(\tau)$ – неперервно диференційовні функції, визначається за формулою [11, с. 312].

$$l = \int_0^t \sqrt{\dot{\varepsilon}_\varphi^2(\tau) + \dot{\varepsilon}_r^2(\tau) + \dot{\varepsilon}_z^2(\tau)} d\tau, \quad (4)$$

де $\dot{\varepsilon}_i(\tau) = \frac{d(\varepsilon_i(\tau))}{d\tau}$, ($i = \varphi, r, z$).

З урахуванням умови нестискуваності

$$\dot{\varepsilon}_\varphi(\tau) + \dot{\varepsilon}_r(\tau) + \dot{\varepsilon}_z(\tau) = 0, \quad (5)$$

згідно (2), (3) маємо:

$$\varepsilon_u(t) = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot l(t), \quad (6)$$

тобто, накопичена деформація з точністю до сталої дорівнює довжині траєкторії головних деформацій.

Слід зазначити, що така аналогія справедлива тільки за умови відсутності поворотів головних осей при деформації, оскільки тільки в цьому випадку [12, с. 29] справедливий простий закон додавання деформацій: сума послідовних натуральних подовжень дорівнює сумарному натуральному подовженню. При цьому інтеграли від швидкостей деформацій мають простий фізичний зміст, наприклад для осьової деформації ε_z за умови розтягу або стиску справджується співвідношення:

$$\int_0^t \dot{\varepsilon}_z d\tau = \ln\left(\frac{h(t)}{h(0)}\right), \quad (7)$$

де $h(t)$ – довжина або висота зразка в момент часу t .

В розглядуваному випадку можна порівняти значення інтенсивності логарифмічних деформацій

$$e_u(t) = \sqrt{\varepsilon_\varphi^2(t) + \frac{1}{3} \cdot (\varepsilon_r^2(t) - \varepsilon_z^2(t))^2} \quad (8)$$

з накопиченою деформацією, що визначається за співвідношенням (1).

Спочатку розглянемо фізичний та геометричний зміст співвідношення (8). Як було показано вище, довжина траєкторії деформацій, що задана параметрично співвідношеннями (3), визначається співвідношенням (4). Довжина радіус-вектора $R(t)$ поточної точки даної кривої визначається сумою квадратів його координат:

$$R(t) = \sqrt{\varepsilon_\varphi^2(t) + \varepsilon_r^2(t) + \varepsilon_z^2(t)}. \quad (9)$$

З урахуванням умови нестискуваності, яка для деформацій має вигляд, аналогічний до (5), згідно (8), (9) маємо:

$$e_u(t) = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot R(t), \quad (10)$$

тобто, інтенсивність деформацій з точністю до сталої дорівнює довжині радіус-вектора поточної точки траєкторії головних деформацій.

Іншими словами накопичена деформація дорівнює довжині траєкторії деформацій при $0 \leq \tau \leq t$ помноженій на $\sqrt{2/3}$, а інтенсивність деформацій дорівнює довжині радіус-вектора кінцевої точки даної кривої помноженій на $\sqrt{2/3}$.

Варто звернути увагу на можливі непорозуміння. В координатах $\varepsilon_z, \varepsilon_\varphi$ траєкторія деформацій може суттєво відрізнитися від прямої лінії, але довжина дуги цієї траєкторії визначається рівністю:

$$l_1(t) = \int_0^t \sqrt{\dot{\varepsilon}_z^2(\tau) + \dot{\varepsilon}_\varphi^2(\tau)} d\tau, \quad (11)$$

яка якісно відрізняється від співвідношення для накопиченої деформації, що випливає із (1), (2) з урахуванням умови нестискуваності:

$$\varepsilon_u(t) = \frac{2\sqrt{3}}{3} \int_0^t \sqrt{\dot{\varepsilon}_z^2(\tau) + \dot{\varepsilon}_z \cdot \dot{\varepsilon}_\varphi + \dot{\varepsilon}_r^2(\tau)} d\tau. \quad (12)$$

В просторі головних деформацій довжина кривої що виходить із початку координат співпадає з радіус-вектором тільки у випадку, коли траєкторія описується прямою лінією:

$$\begin{cases} \varepsilon_r(\tau) = c_r \cdot \tau, \\ \varepsilon_\varphi(\tau) = c_\varphi \cdot \tau, \\ \varepsilon_z(\tau) = c_z \cdot \tau, \end{cases} \quad c_r, c_\varphi, c_z = \text{const} \quad (0 \leq \tau \leq t). \quad (13)$$

Така ситуація, зокрема, має місце при осадці циліндричних зразків за відсутності тертя на торцях. При цьому $c_r = c_\varphi = -c_z/2$. Якщо ж c_r, c_φ, c_z в (13) змінюються в процесі осадки, то траєкторія деформацій не співпадатиме з прямою. Саме така ситуація виникає при бочкоутворенні в процесі осадки, що ініціюється наявністю тертя на торцях заготовки. В таких випадках цікавим є порівняння результатів обчислень величин $\varepsilon_u(t)$ по (1) та $e_u(t)$ по (8).

Для визначення виразів, що описують зміну накопиченої деформації та інтенсивності деформацій на екваторі бічної поверхні при вісесиметричній осадці циліндричних заготовок скористаємося методикою, що розроблено в [10, с. 274]. Залежність між окружною ε_φ та осьюою ε_z деформаціями апроксимується параметрично заданою функцією [10]:

$$\begin{cases} \varepsilon_\varphi = m \cdot \text{tg}(x) \\ \varepsilon_z = -\frac{m}{2} \cdot (\text{tg}(x) + 3 \cdot x) \end{cases} \quad x \in \left[0, \frac{\pi}{2}\right], \quad (14)$$

де m ($m > 0$) – параметр моделі, який враховує тертя на торцях; x – деякий параметр, що характеризує стадію процесу осадки.

У відповідності з (4) та (14), довжина траєкторії деформацій дорівнює:

$$l_d(x, m) = m \cdot \int_0^x \sqrt{\frac{1}{\cos^4(x)} + \frac{1}{4} \left(\frac{1}{\cos^2(x)} + 3 \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{1}{\cos^2(x)} - 3 \right)^2} dx, \quad (15)$$

а після спрощень матимемо:

$$l_d(x, m) = m \cdot \sqrt{3/2} \cdot \int_0^x \sqrt{\cos^{-4}(x) + 3} dx. \quad (16)$$

У відповідності з (9) та (14), довжина радіус-вектора поточної точки траєкторії деформацій дорівнює:

$$R_d(x, m) = m \cdot \sqrt{\operatorname{tg}^2(x) + \frac{1}{4} \cdot (\operatorname{tg}(x) + 3x)^2 + \frac{1}{4} \cdot (\operatorname{tg}(x) - 3x)^2}, \quad (17)$$

а після спрощень матимемо

$$R_d(x, m) = m \cdot \sqrt{3/2} \cdot \sqrt{\operatorname{tg}^2(x) + 3 \cdot x^2}. \quad (18)$$

На рис. 1 приведено графік траєкторії деформацій в просторі деформацій та радіус-вектори поточних точок траєкторії.

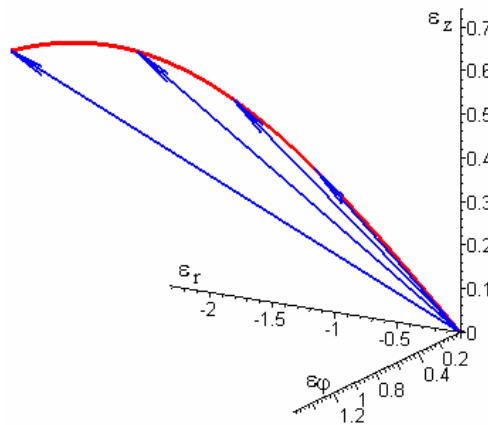


Рис. 1. Траєкторія деформацій – розрахунок за (14) при $m = 1$ з урахуванням умови нестискуваності. Радіус-вектори поточних точок траєкторії для значень $x = 0,4; 0,6; 0,8; 1$

З урахуванням співвідношень (14) вираз (1) для накопиченої деформації набуває вигляду [10]:

$$\varepsilon_u(x, m) = m \cdot \int_0^x \sqrt{\cos^{-4} x + 3} dx, \quad (19)$$

а для інтенсивності логарифмічних деформацій (8) матимемо:

$$e_u(x, m) = m \cdot \sqrt{\operatorname{tg}^2(x) + 3 \cdot x^2}. \quad (20)$$

Як було показано в загальному випадку, накопичена деформація (19) відрізняється від довжини траєкторії деформацій (16) на сталий множник, так само і інтенсивність деформацій (20) дорівнює довжині радіус-вектора (18) з точністю до сталого множника.

Порівняння розрахунків за співвідношеннями (19), (20) приведено на рис. 2. Слід відзначити, що візуально по графіку на рис. 1 очікувалася значно більша розбіжність.

На рис. 3 приведено результати чисельного дослідження функцій $\varepsilon_u(x, m)$, $e_u(x, m)$ та їх комбінацій.

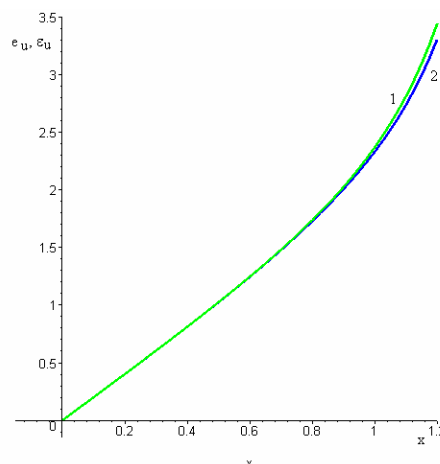


Рис. 2. Залежності накопиченої деформації та інтенсивності деформацій при осадженні від параметра процесу x ($m=1$); 1 – накопичена деформація (19), 2 – інтенсивність деформацій (20)

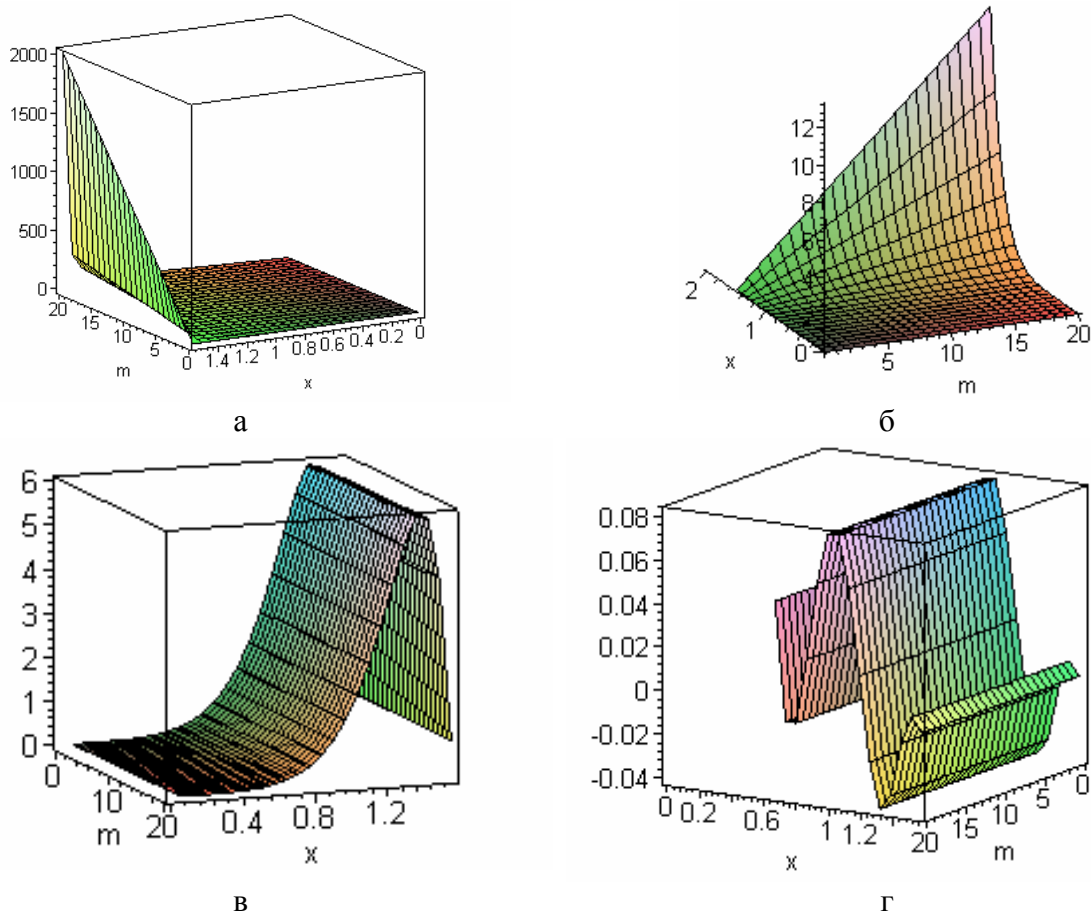


Рис. 3. Графіки зміни накопиченої деформації та інтенсивності деформацій:
 а – накопичена деформація $\varepsilon_u(x, m)$; б – різниця деформацій $\Delta(m, x) = \varepsilon_u(x, m) - e_u(x, m)$;
 в – $\Delta(m, x) \cdot 100 / \varepsilon_u(x, m)$; г – $(\varepsilon_u(x, m) - (e_u(x, m) + \delta(m, x))) \cdot 100 / \varepsilon_u(x, m)$

На рис. 3, а зображено графік зміни накопиченої деформації. Із цього графіка видно, що вибраний діапазон зміни параметрів x та m з великим запасом перебивають можливі значення накопиченої деформації при експериментальних дослідженнях. Графіки на рис. 3, б та 3, в свідчать про те, що різниця між накопиченою деформацією та інтенсивністю логарифмічних деформацій нехтовно мала при $x < 0,6$. Максимальна відносна похибка між результатами обчислень по (19) і (20) не перевищує 6%. Безумовно, що така хоч і не велика різниця при моделюванні не бажана, оскільки не відомо як вона позначиться на кінцевій похибці при визначенні граничних деформацій за моделями накопичення пошкоджень. Невелика різниця між величинами накопиченої деформації та інтенсивністю деформацій і більш простий вираз для обчислення останньої наштовхнули авторів на ідею пошуку коректуючої функції $\delta(m, x)$, яка дозволить використовувати для обчислення накопиченої деформації більш просту залежність, ніж (19). Чисельне дослідження залежності $\Delta(m, x)$ показало, що шукану функцію можна подати у вигляді:

$$\delta(m, x) = h(x - x_0) \cdot m \cdot (a_1 \cdot (x - x_0) + a_2 \cdot (x - x_0)^2 + a_4 \cdot (x - x_0)^4 + a_6 \cdot (x - x_0)^6), \quad (21)$$

де $h(x)$ – функція Хевісайда. За інтерполяційні вузли прийнято точки з абсцисами 0,6; 0,7; 0,8; 1,2 та $\pi/2 - 0,05$. Розв'язанням системи лінійних рівнянь отримано:

$$\delta(m, x) = h(x - x_0) \cdot m \cdot (0,04305092296 \cdot (x - x_0) - 0,01108086209 \cdot (x - x_0)^2 + 0,8263531073 \cdot (x - x_0)^4 + 0,1620143791 \cdot (x - x_0)^6). \quad (22)$$

Отже, пропонується наступна апроксимація для накопиченої деформації:

$$m \cdot \int_0^x \sqrt{\cos^{-4} x + 3} dx = m \cdot \left[\sqrt{tg^2(x) + 3} \cdot x^2 + h(x - x_0) \cdot \left(0,04305092296 \cdot (x - x_0) - 0,01108086209 \cdot (x - x_0)^2 + 0,8263531073 \cdot (x - x_0)^4 + 0,1620143791 \cdot (x - x_0)^6 \right) \right] \quad (23)$$

ВИСНОВКИ

1. Приведено детальне обґрунтування виразу для обчислення накопиченої деформації, зокрема при осадці циліндричних зразків. 2. Визначено умови при яких накопичена деформація мало відрізняється від інтенсивності логарифмічних деформацій на екваторі бічної поверхні зразків при осадці. 3. Введенням функції $\delta(m, x)$ максимальна похибка в обчисленні накопиченої деформації на основі виразу (23) зменшилась практично на два порядки: від 6 % до 0,08 % ($m \in [0,01; 20]$, $x \in [0; \pi/2 - 0,05]$), про що свідчать результати приведені на рис. 3, в, 3, г. Можливість заміни $\varepsilon_u(x, m) \approx e_u(x, m) + \delta(x, m)$ дозволяє уникнути обчислень інтеграла у виразі (19), який не виражається через елементарні функції і повинен знаходитися чисельно. У випадку визначення граничних деформацій за нелінійними моделями накопичення пошкоджень [1, 2] цей інтеграл входить до іншої підінтегральної функції, що призводить до значних часових витрат на обчислення. В середовищі математичної системи Maple подібні обчислення можуть тривати годинами (!). Апроксимація (23) зменшує тривалість обчислень на порядок.

ЛІТЕРАТУРА

1. Михалевич В. М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень / В. М. Михалевич. – Вінниця : «УНІВЕРСУМ – Вінниця», 1998. – 195 с.
2. Огородников В. А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В. А. Огородников. – Киев : Вища школа, 1983. – 175 с.
3. Огородников В. А. Механіка процесів холодного формозмінювання з однотипними схемами механізму деформації: [монографія] / Огородников В. А., Музичук В. І., Нахайчук О. В. – Вінниця : УНІВЕРСУМ-Вінниця, 2007. – 179 с.
4. Дель Г. Д. Метод делительных сеток / Г. Д. Дель, Н. А. Новиков. – М. : Машиностроение, 1979. – 144 с.
5. Алиев И. С. Формоизменение при радиально-прямом выдавливании на оправке / И. С. Алиев, Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Обработка металлов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА. – 2008 – № 1(19). – С. 171–176.
6. Матвийчук В. А. Способы испытания металлов на пластичность / В. А. Матвийчук // Вісник Східноукраїнського національного університету ім. Володимира Даля. – Луганськ: вид-во СХУ ім. В. Даля, 2008. – № 6. – Ч. 2. – С. 156–161.
7. Колмогоров В. Л. Напряжения, деформации, разрушение / В. Л. Колмогоров. – М.: Металлургия, 1970. – 229 с.
8. Сопротивление деформаций и пластичность металлов при обработке давлением / Калпин Ю. Г., Перфилов В. И., Петров П. А., Рябов В. А., Филиппов Ю. К. – М.: «МАМИ», 2007. – 118 с.
9. Писаренко Г. С. Деформирование и прочность материалов при сложном напряжённом состоянии / Г. С. Писаренко, А. А. Лебедев. – К.: Наукова думка, 1976. – 415 с.
10. Смирнов-Аляев Г. А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. Инженерные методы расчета операций пластической обработки материалов / Г. А. Смирнов-Аляев. – М. – Л.: Машигиз, 1961. – 463 с.
11. Бронштейн И. Н. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов / И. Н. Бронштейн, К. А. Семендяев. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1981. – 720 с.
12. Качанов Л. М. Основы теории пластичности / Л. М. Качанов. – М.: Наука, 1969. – 420 с.

Михалевич В. М. – д-р техн. наук, проф. ВНТУ;
Добранюк Ю. В. – аспірант ВНТУ.

ВНТУ – Вінницький національний технічний університет, м. Вінниця.

E-mail: vmykhal@gmail.com

УДК 621.983; 539.374

Яковлев С. С.
Трегубов В. И.

ШЕЙКООБРАЗОВАНИЕ ТОНКОСТЕННОЙ ТРУБНОЙ ЗАГОТОВКИ ИЗ АНИЗОТРОПНОГО МАТЕРИАЛА ПРИ РОТАЦИОННОЙ ВЫТЯЖКЕ КОНИЧЕСКИМИ РОЛИКАМИ ПО ПРЯМОМУ СПОСОБУ

Целью работы является разработка критериев шейкообразования тонкостенной трубной заготовки из анизотропного материала при ротационной вытяжке коническими роликами по прямому способу на основе условия положительности добавочных нагрузок.

Рассмотрим ротационную вытяжку тонкостенной трубной заготовки из анизотропного изотропно упрочняющегося материала с цилиндрической анизотропией коническими роликами по прямому способу (рис. 1). При подаче s ролика фактическая подача будет s_δ . За один оборот произойдет увеличение трубной заготовки (детали) на величину s_δ . Предположим, что эта часть заготовки будет находиться в пластическом состоянии и подвержена действию крутящего момента M и растягивающей силы P . Главные оси анизотропии совпадают с радиальным, окружным и осевым направлениями (r, θ, z).

1. Основные соотношения

Условие пластичности анизотропного материала имеет следующий вид в цилиндрической системе координат:

$$F(\sigma_\theta - \sigma_r)^2 + G(\sigma_r - \sigma_z)^2 + H(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + 2L\tau_{\theta r}^2 + 2M\tau_{rz}^2 + 2N\tau_{z\theta}^2 = 1, \quad (1)$$

где F, G, H, L, M, N – параметры анизотропии, которые следуют из условия пластичности Мизеса-Хилла, записанного в главных осях анизотропии путем замены x, y, z на z, θ, r . Параметры анизотропии определяются известными соотношениями:

$$\left. \begin{aligned} 2H &= \frac{1}{\sigma_{sz}^2} + \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2} - \frac{1}{\sigma_{sr}^2}; & 2N &= \frac{1}{T^2}; \\ 2G &= \frac{1}{\sigma_{sr}^2} + \frac{1}{\sigma_{sz}^2} - \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2}; & 2M &= \frac{1}{S^2}; \\ 2F &= \frac{1}{\sigma_{s\theta}^2} + \frac{1}{\sigma_{sr}^2} - \frac{1}{\sigma_{sz}^2}; & 2L &= \frac{1}{R^2}; \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где $\sigma_{sr}, \sigma_{s\theta}, \sigma_{sz}$ – величины сопротивления материала пластической деформации при растяжении или сжатии в главных осях анизотропии, совпадающих с направлениями r, θ, z , а R, S, T – величины сопротивления материала пластической деформации при сдвиге по отношению к главным осям анизотропии.

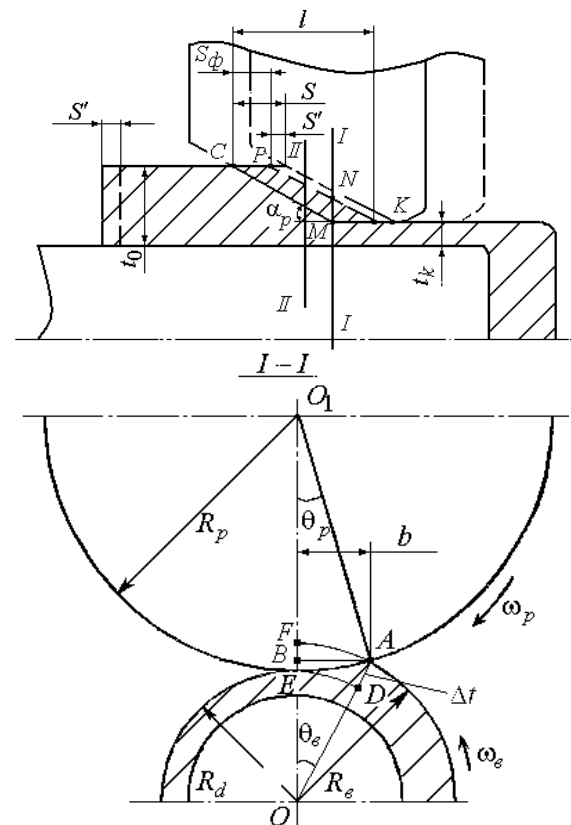


Рис. 1. Схема очага деформации при ротационной вытяжке

В соответствии ассоциированным законом пластического течения имеет следующие уравнения связи между приращений деформации и напряжениями:

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_z &= d\lambda[H(\sigma_z - \sigma_\theta) + G(\sigma_z - \sigma_r)]; & d\varepsilon_{z\theta} &= 2d\lambda N\tau_{z\theta}; \\ d\varepsilon_\theta &= d\lambda[F(\sigma_\theta - \sigma_r) + H(\sigma_\theta - \sigma_z)]; & d\varepsilon_{\theta r} &= 2d\lambda L\tau_{\theta r}; \\ d\varepsilon_r &= d\lambda[G(\sigma_r - \sigma_z) + F(\sigma_r - \sigma_\theta)]; & d\varepsilon_{rz} &= 2d\lambda M\tau_{rz}. \end{aligned} \right\}, \quad (3)$$

где $d\lambda$ – коэффициент пропорциональности.

Найдем выражения для определения напряжений из уравнений (3):

$$\left. \begin{aligned} \sigma_z - \sigma_\theta &= \frac{Fd\varepsilon_z - Gd\varepsilon_\theta}{d\lambda(GH + GH + HF)}; & \tau_{z\theta} &= \frac{d\varepsilon_{z\theta}}{2d\lambda N}; \\ \sigma_r - \sigma_z &= \frac{Hd\varepsilon_r - Fd\varepsilon_z}{d\lambda(GF + GH + HF)}; & \tau_{\theta r} &= \frac{d\varepsilon_{\theta r}}{2d\lambda L}; \\ \sigma_\theta - \sigma_r &= \frac{Gd\varepsilon_\theta - Hd\varepsilon_r}{d\lambda(GF + GH + HF)}; & \tau_{rz} &= \frac{d\varepsilon_{rz}}{2d\lambda M}. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Рассмотрим случаи плоского напряженного состояния:

$$\sigma_r = 0; \quad d\varepsilon_{\theta r} = 0; \quad d\varepsilon_{rz} = 0.$$

В этом случае:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_z &= \frac{Fd\varepsilon_z - Hd\varepsilon_r}{d\lambda(GF + GH + HF)}; \\ \sigma_\theta &= \frac{Hd\varepsilon_r - Gd\varepsilon_\theta}{d\lambda(GF + GH + HF)}; \\ \tau_{z\theta} &= \frac{d\varepsilon_{z\theta}}{2d\lambda N}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Определим коэффициент пропорциональности:

$$d\lambda = \sigma_i d\varepsilon_i. \quad (6)$$

Упростим выражение для определения приращения интенсивности деформаций, записанное в цилиндрической системе координат, учитывая, что $d\varepsilon_r = -d\varepsilon_z - d\varepsilon_\theta$, так:

$$\begin{aligned} d\varepsilon_i &= \sqrt{\frac{2}{3}(F + G + H) \left[\frac{G + H}{FG + GH + HF} d\varepsilon_\theta^2 + \right.} \\ &\quad \left. + \frac{H + F}{FG + GH + HF} d\varepsilon_z^2 + \frac{2H}{FG + GH + HF} d\varepsilon_z d\varepsilon_\theta + \frac{d^2\varepsilon_{z\theta}}{2N} \right]^{1/2}}. \end{aligned} \quad (7)$$

Запишем выражение для определения интенсивности напряжений в цилиндрической системе координат:

$$\begin{aligned} \sigma_i &= \sqrt{\frac{3}{2(F + G + H)} [F(\sigma_\theta - \sigma_r)^2 + G(\sigma_r - \sigma_z)^2 + H(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 +} \\ &\quad + 2L\tau_{\theta r}^2 + 2M\tau_{rz}^2 + 2N\tau_{z\theta}^2]^{1/2}}. \end{aligned} \quad (8)$$

Принимая во внимание условие пластичности (1) будем иметь:

$$\sigma_i = \sqrt{\frac{3}{2(F + G + H)}}. \quad (9)$$

Запишем выражение для определения $d\lambda$, используя условие пластичности (9) и выражение (6):

$$d\lambda = \sigma_i d\varepsilon_i = \frac{\sigma_i^2}{\sigma_i} d\varepsilon_i = \frac{3}{2(F+G+H)} \frac{d\varepsilon_i}{\sigma_i}. \quad (10)$$

В случае плоского напряженного состояния условие пластичности запишется следующим образом:

$$F\sigma_\theta^2 + G\sigma_z^2 + H(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + 2N\tau_{z\theta}^2 = 1, \quad (11)$$

а компоненты напряжений будут равны:

$$\begin{aligned} \sigma_z &= \frac{2}{3} \frac{(F+G+H)}{FG+GH+HF} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i} (Fd\varepsilon_z - Hd\varepsilon_r); \\ \sigma_\theta &= \frac{2}{3} \frac{(F+G+H)}{FG+GH+HF} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i} (Hd\varepsilon_r - Gd\varepsilon_\theta); \\ \tau_{z\theta} &= \frac{1}{3} \frac{(F+G+H)}{N} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i} d\varepsilon_{z\theta}. \end{aligned} \quad (12)$$

2. Критерии положительности добавочных нагрузок.

Согласно этого критерия потеря устойчивости деформирования произойдет при выполнении одного из условий:

$$dP = 0 \quad (13)$$

или

$$dM = 0, \quad (14)$$

$$P = 2\pi r t \sigma_z, \quad r = \frac{R_d + r_0}{2}, \quad t = R_d - r_0, \quad (15)$$

где r – средний радиус детали, t – толщина детали, r_0 , R_d – радиус оправки и детали;

$$\mu = 2\pi r^2 t \tau_{z\theta}. \quad (16)$$

Из условия (13) следует, что при критической деформации:

$$d\sigma_z + \sigma_z \left(\frac{dr}{r} + \frac{dt}{t} \right) = 0. \quad (17)$$

Условие несжимаемости материала следует, что $\frac{dr}{r} + \frac{dt}{t} = -d\varepsilon_z$.

Рассмотрим выражение для определения σ_z :

$$\sigma_z = \frac{2}{3} \frac{(F+G+H)}{FG+GH+HF} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i} (Fd\varepsilon_z - Hd\varepsilon_r),$$

разделим числитель и знаменатель на F^2 :

$$\sigma_z = \frac{2}{3} \frac{1 + \frac{G}{F} + \frac{H}{F}}{\frac{G}{F} + \frac{G}{F} \frac{H}{F} + \frac{H}{F}} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i} \left(d\varepsilon_z - \frac{H}{F} d\varepsilon_r \right), \quad (18)$$

введем коэффициенты анизотропии $R_\theta = \frac{H}{F} = \frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_r}$, $R_z = \frac{H}{G} = \frac{d\varepsilon_\theta}{d\varepsilon_r}$, вынесем в круглых скобках $d\varepsilon_z$:

$$\sigma_z = \frac{2}{3} \frac{R_z + R_\theta + R_\theta R_z}{R_\theta + R_\theta^2 + R_\theta R_z} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i} \left(1 + \frac{R_\theta}{1 + R_z} \right) d\varepsilon_z. \quad (19)$$

Заметим, что из условия несжимаемости следует:

$$d\varepsilon_z + d\varepsilon_\theta + d\varepsilon_r = 0; \quad 1 + \frac{d\varepsilon_\theta}{d\varepsilon_z} + \frac{d\varepsilon_r}{d\varepsilon_z} = 0;$$

$$\frac{d\varepsilon_r}{d\varepsilon_z} = -1 - \frac{d\varepsilon_\theta}{d\varepsilon_z} = -\frac{1}{1 + R_z}.$$

Примем, что среднее приращение сдвига $d\gamma = d\varepsilon_{z\theta}$ и среднее приращение осевой деформации $d\varepsilon_z$ в формируемой части детали у выхода из очага деформации подчиняется условию:

$$\frac{d\gamma}{d\varepsilon_z} = c_1 \approx const. \quad (20)$$

В этом случае, как будет показано ниже:

$$\frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_i} = const. \quad (21)$$

Эта величина будет зависеть от степени утонения, величины подачи и угла ролика при ротационной вытяжке.

Используя коэффициенты анизотропии, получим:

$$d\varepsilon_i = \sqrt{\frac{2}{3} \left(1 + \frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta \right)} \times$$

$$\times \left\{ \frac{\left[\left(\frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta \right) \left(\frac{R_z}{R_\theta} \right)^2 + (R_\theta + 1) + 2R_\theta \frac{R_z}{R_\theta} \right] 2R_{z\theta} + \left(\frac{R_\theta}{R_z} + \frac{R_\theta}{R_z} R_\theta + R_\theta \right) R_{z\theta}^2}{2 \left(\frac{R_\theta}{R_z} + \frac{R_\theta}{R_z} R_\theta + R_\theta \right) R_{z\theta}} + \frac{\left(\frac{R_\theta}{R_z} + \frac{R_\theta}{R_z} R_\theta + R_\theta \right) R_{z\theta}^2}{2 \left(\frac{R_\theta}{R_z} + \frac{R_\theta}{R_z} R_\theta + R_\theta \right) R_{z\theta}} \right\} d\varepsilon_z, \quad (22)$$

$$\text{где } R_\theta = \frac{H}{F} = \frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_r}; \quad R_z = \frac{H}{G} = \frac{d\varepsilon_\theta}{d\varepsilon_r}; \quad R_{z\theta} = \frac{N}{F} = \frac{d\varepsilon_{z\theta}}{d\varepsilon_z}.$$

Так как упрочнение изотропное, то параметры анизотропии не изменяются. Следовательно:

$$\frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_i} \approx const.$$

Поэтому из выражения (19) получим, что:

$$d\sigma_z = \frac{2}{3} \frac{R_z + R_\theta + R_\theta R_z}{R_\theta + R_\theta^2 + R_\theta R_z} \left(1 + \frac{R_\theta}{1 + R_z} \right) \frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_i} d\varepsilon_z \quad (23)$$

или

$$d\sigma_z = A_z \frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_i} d\varepsilon_z. \quad (24)$$

Используя выражения (14), условие пластичности и (24), получим:

$$\sigma_z = A_z \frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_i}. \quad (25)$$

Заметим, что:

$$\tau_{z\theta} = \frac{1}{3} \frac{F+G+H}{N} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i} d\varepsilon_{z\theta} - \frac{1}{3} \frac{1 + \frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta}{R_{z\theta}} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i} d\varepsilon_{z\theta}. \quad (26)$$

Используя выражение (22), получим:

$$\begin{aligned} \frac{\tau_{z\theta}}{\sigma_z} &= \frac{1}{3} \frac{1 + \frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta}{R_{z\theta}} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i} d\gamma \left/ \frac{2}{3} \frac{R_z + R_\theta + R_\theta R_z}{R_\theta + R_\theta^2 + R_\theta R_z} \frac{\sigma_i}{d\varepsilon_i} \left(1 + \frac{R_\theta}{1 + R_z}\right) d\varepsilon_z = \right. \\ &= \frac{1}{2} \frac{\left(1 + \frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta\right) (R_\theta + R_\theta^2 + R_\theta R_z)}{R_{z\theta} (R_z + R_\theta + R_\theta R_z) \left(1 + \frac{R_\theta}{1 + R_z}\right)} \frac{d\gamma}{d\varepsilon_z} = B \frac{d\gamma}{d\varepsilon_z} = Bc_1. \end{aligned} \quad (27)$$

В нашем случае определим величину интенсивности напряжений при которой $dP = 0$:

$$\begin{aligned} \sigma_i &= \sqrt{\frac{3}{2(F+G+H)}} [G\sigma_z^2 + H\sigma_z^2 + 2N\tau_{z\theta}^2]^{1/2} = \sigma_z = \\ &= \sqrt{\frac{3}{2\left(1 + \frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta\right)}} \left[\frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta + 2R_{z\theta} \left(\frac{\tau_{z\theta}}{\sigma_z}\right)^2 \right]^{1/2}. \end{aligned}$$

Окончательно будем иметь:

$$\sigma_i = A_z \frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_i} \sqrt{\frac{3}{2\left(1 + \frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta\right)}} \sqrt{\frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta + 2R_{z\theta} B^2 c_1^2}. \quad (28)$$

Обратимся к условию (17):

$$dM = 2\pi d\tau_{z\theta} r^2 t + 2\pi \tau_{z\theta} (2rdrt + r^2 dt); \quad (29)$$

$$d\tau_{z\theta} + \tau_{z\theta} \left(2 \frac{dr}{r} + \frac{dt}{t}\right) = 0. \quad (30)$$

Аналогично (25), согласно (12) имеем:

$$d\tau_{z\theta} = \frac{1}{3} \frac{(F+G+H)}{N} \frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_i} d\varepsilon_{z\theta}. \quad (31)$$

Принимая во внимание (31), выражения $\frac{dr}{r} = d\varepsilon_\theta$, $\frac{dt}{t} = d\varepsilon_r$, условие несжимаемости из

которого следует, что $d\varepsilon_r = \frac{dr}{r} = -\frac{1}{1+R_z} d\varepsilon_z$, выражения (34) и (28) получим, имея ввиду:

$$2 \frac{dr}{r} + \frac{dt}{t} = -d\varepsilon_z - \frac{R_z}{1+R_z} d\varepsilon_z = -\left(1 + \frac{R_z}{1+R_z}\right) d\varepsilon_z;$$

$$\tau_{z\theta} = \frac{1}{1 + \frac{R_z}{1+R_z}} \frac{1}{3} \frac{1 + \frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta}{R_{z\theta}} \frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_i} \frac{d\gamma}{d\varepsilon_z} =$$

$$= \frac{1}{3} \frac{1+R_z}{1+2R_z} \frac{1+\frac{R_\theta}{R_z}+R_\theta}{A_z} c_1 \sigma_z \quad (32)$$

или

$$\frac{\tau_{z\theta}}{\sigma_z} = \frac{1}{3} c_1 \frac{1+R_z}{1+2R_z} \frac{1+\frac{R_\theta}{R_z}+R_\theta}{A_z} = B_1 c_1, \quad (33)$$

где

$$B_1 = \frac{1}{3} \frac{1+R_z}{1+2R_z} \frac{1+\frac{R_\theta}{R_z}+R_\theta}{A_z} c_1.$$

Определим величину интенсивности напряжений при которой $dM = 0$, так: из условия (28) имеем:

$$\sigma_i = \sqrt{\frac{3}{2\left(1+\frac{R_\theta}{R_z}+R_\theta\right)}} \left[\frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta + 2R_{z\theta} \left(\frac{\tau_{z\theta}}{\sigma_z} \right)^2 \right]^{1/2};$$

$$\sigma_z = \sqrt{\frac{3}{2\left(1+\frac{R_\theta}{R_z}+R_\theta\right)}} A_z \frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_i} \left[\frac{R_\theta}{R_z} + R_\theta + 2R_{z\theta} B_1^2 c_1^2 \right]^{1/2}. \quad (34)$$

ВЫВОДЫ

Полученные выше условия потери устойчивости деформирования (22) и (32) на основе критерия положительности добавочных нагрузок могут быть использованы для оценки предельных возможностей формоизменения при ротационной вытяжке с утонением стенки цилиндрических деталей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дель Г. Д. Технологическая механика / Г. Д. Дель. - М.: Машиностроение, 1978. - 174 с.
2. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н. Н. Малинин. - М.: Машиностроение, 1975. - 400 с.
3. Яковлев С. С. Новый подход к анализу процесса ротационной вытяжки цилиндрических деталей из трубных заготовок / С. С. Яковлев, В. И. Трегубов, А. Е. Белов // Известия ТулГУ. Серия. Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением. - 2003. - Вып. 1. - С. 13-26.
4. Трегубов В. И. Силовые режимы ротационной вытяжки цилиндрических деталей на специализированном оборудовании / В. И. Трегубов, С. П. Яковлев, С. С. Яковлев // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. - 2005. - № 1. - С. 17-23.

Яковлев С. С. - д-р техн. наук, проф. ТГУ;

Трегубов В. И. - д-р тех. наук, проф., член-корреспондент РАН, первый зам. ген. директора ФГУП «ГППП «Сплав».

ТГУ - Тульский государственный университет, г. Тула.

E-mail: mpf-tula@rambler.ru

УДК 621.73.06-52

Бовтало Я. Н.
Игнатенко В. Н.
Филиппов Ю. К.

ЗАВИСИМОСТЬ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СТАЛИ ОТ ВЕЛИЧИНЫ ДЕФОРМАЦИИ И СХЕМЫ НАПРЯЖЁННОГО СОСТОЯНИЯ

Деталь «корпус шарового пальца» применяется в производстве подвески для автомобилей ВАЗ. В настоящий момент она изготавливается методами сварки и обработкой резанием из стали 30.

Для того чтобы повысить производительность процесса и качество изделия было решено изготавливать эту деталь методами холодной объемной штамповки (рис. 2) с последующей доводкой резанием. Для снижения технологической силы и увеличения пластичности материала было решено заменить исходный материал сталь 30 на более технологичную, с позиций холодной объемной штамповки, сталь 10. Это позволило исключить термомеханическую обработку заготовок и понизить энергосиловые параметры технологического процесса.

Известно, что при холодной объемной штамповке различных деталей обеспечивается высокая точность и хорошее качество поверхности, повышается прочность, твердость, однако снижается ударная вязкость.

Технические условия на производство детали «корпус шарового пальца» требуют определенную величину ударной вязкости и твердости, так как это необходимо для выдерживания ударных нагрузок и сил, воздействующих на опорные поверхности. Из анализа литературных источников был сделан вывод, что в настоящее время влияние накопленной деформации на изменение механических свойств для многих марок сталей (в том числе сталь 10) в достаточной мере не изучено.

Ударная вязкость измеряется, как правило, только у исходного материала заготовок деталей, причем размеры исходных заготовок должны быть достаточно большими, чтоб из них можно было изготовить образцы. Для проката из стали марки сталь 10 ударная вязкость не нормируется. Также нет достоверных данных о значении ударной вязкости стали 10 при накопленной деформации при различных схемах нагружения. Поэтому определить величину ударной вязкости для небольших деталей, полученных методами холодной объемной штамповки, не представляется возможным.

Поэтому цель настоящей работы – проверить правомочность замены исходного материала. Для этого необходимо выявить влияние деформации и схемы напряженно-деформированного состояния на изменение твердости и ударной вязкости стали 10.

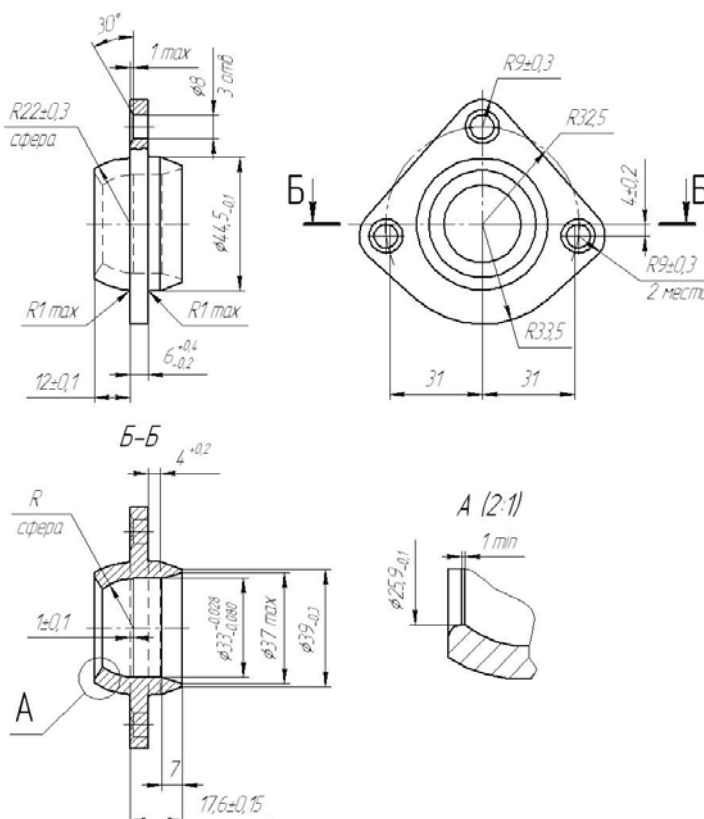


Рис. 1. Чертеж штампованной заготовки детали «корпус шарового пальца»

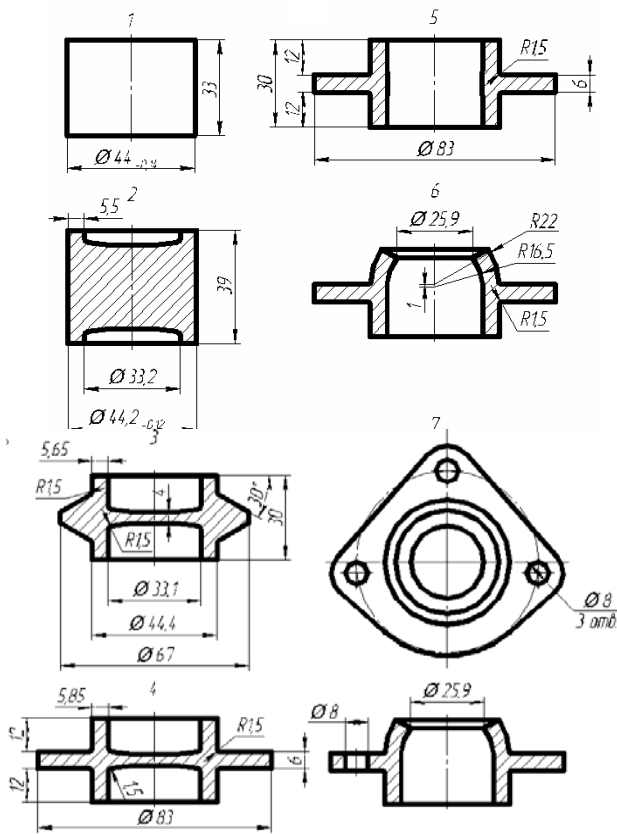


Рис. 2. Штамповочные переходы

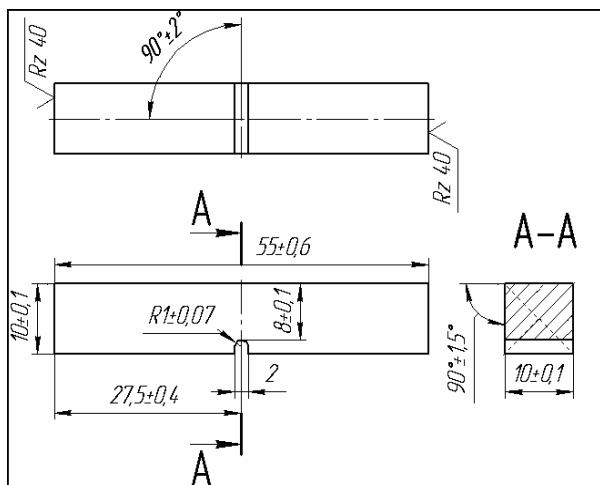


Рис. 3. Форма и размеры образца для испытания ударным изгибом по ГОСТ 9454-78.

Для выявления зависимости твердости и ударной вязкости от накопленной деформации и от схемы напряженного состояния были проведены два вида экспериментов:

- одноосное сжатие цилиндрических образцов. При наличии хорошей смазки на торцах образца (например, периодически заменяемых прокладок из полиэтиленовой пленки) напряженное состояние можно считать линейным. Показатель напряженного состояния $K = 0,33$. Показатель Лодэ-Надаи $\mu_\sigma = 1$.

- осадка в щелевом штампе призматических образцов. При этой схеме деформирования образуются две взаимно перпендикулярные системы плоскостей скольжения; деформация в образце однородна, причем отсутствует даже градиент положения главных осей, наблюдающийся при одноосном растяжении и сжатии цилиндрических образцов. Как и при осадке круглых образцов, необходимо принимать особые меры по уменьшению влияния на результат контактного трения.

Реализуется схема плоской деформации (чистый сдвиг). Показатель напряженного состояния $K = -0,33$. Показатель Лодэ-Надаи $\mu_\sigma = 0$.

Для исследования была выбрана сталь 10 ГОСТ 10702-86. В качестве заготовок использовался калиброванный прокат круглого сечения $\varnothing 60$ мм по ГОСТ 7417-75.

Испытание цилиндрических образцов на одноосное сжатие

Были изготовлены шесть образцов разной высоты: 60, 70, 80, 90, 100, 110 мм. Образец высотой 60 являлся контрольным. Остальные осаживались по упору до высоты $H = 57$ мм. Осадку осуществляли в специальной штамповой оснастке для исключения перекоса инструмента.

Для снижения сил трения между образцом и инструментом во время осадки устанавливали прокладки из полиэтиленовой пленки. Замена пленки проводилась в течение всего процесса осадки через каждые 3 мм движения пуансона.

Осаживание призматических образцов в щелевом штампе

Для осадки в щелевом штампе материал брался из той же партии, что и для сжатия. Из проката $\varnothing 60$ мм вырезали призматические образцы разных размеров и с одинаковой чистотой поверхности – $Ra 1,25$. Было изготовлено 27 образцов (по три на каждую величину деформации) Объем металла у всех образцов одинаковый. Все они осаживались по ограничителю до одной высоты $\varnothing 10,5$ мм и после деформации образцы получались близки к одинаковым размерам: $\varnothing 10,1 \times 10,2 \times 58$ мм.

После деформирования из полученных заготовок были изготовлены стандартные образцы для испытания ударным изгибом (рис. 3). Для исключения влияния старения механическая обработка проводилась практически сразу же после деформирования.

Испытания на ударную вязкость проводились по ГОСТ 9454-78 на маятниковом копре МК-30 ($E_{MAX} = 300$ Дж) с ценой деления 2 Дж. Если образец не разрушался после удара, то, как предписывает ГОСТ, показания энергии удара не учитывались. На первом этапе эксперимента было испытано 63 образца, из которых пять не разрушились. На втором этапе – 27 образцов, 7 не разрушились. Данные испытаний записывались в протокол, затем обрабатывались.

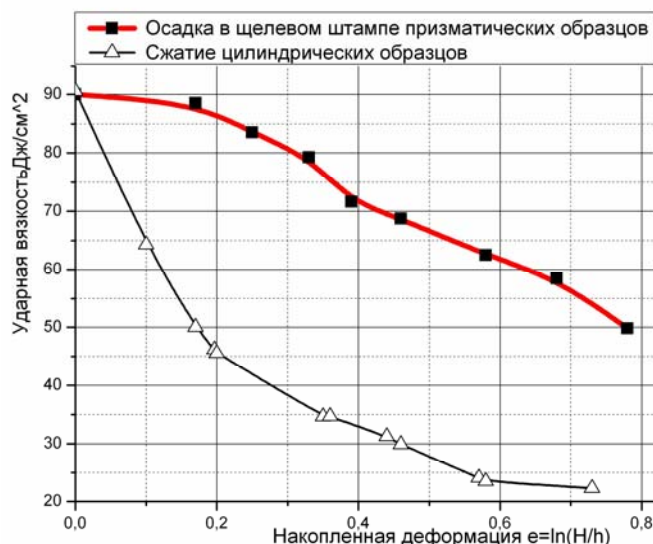


Рис. 4. Графики зависимости ударной вязкости от накопленной деформации при испытании сжатием и осадкой в щелевом штампе

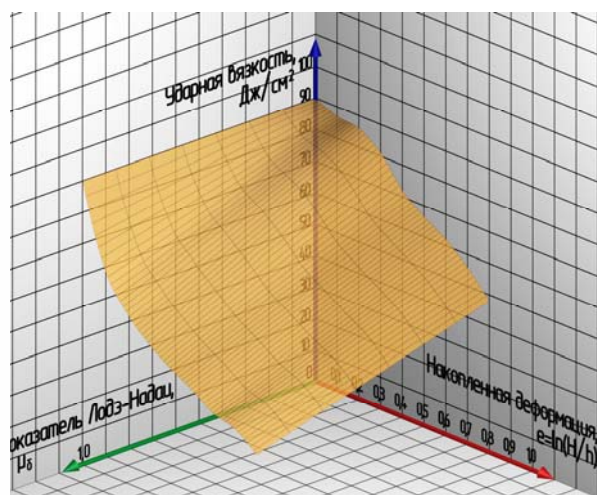


Рис. 5. Зависимость ударной вязкости от накопленной деформации и коэффициента Лодэ-Надаи

По результатам были найдены средние значения, которые затем аппроксимировались плавной кривой. Статистическая обработка данных проводилась по критерию Стьюдента. При доверительной вероятности 90 %, доверительный интервал средних значений не превышал 10 Дж/см², что удовлетворяет условиям инженерных расчетов.

По результатам был построен график (рис. 4) и поверхность зависимости ударной вязкости от накопленной деформации и коэффициента Лодэ-Надаи (рис. 5) для прогнозирования свойств материала при различных схемах нагружения. Из рисунков видно, что сжатие оказывает большее влияние на снижение ударной вязкости стали, по сравнению с осадкой в щелевом штампе.

После испытания на ударный изгиб у всех образцов была замерена твердость (тип прибора – Роквелл ТР-5006). Измерение твердости проводилось при температуре $(23 \pm 2)^\circ\text{C}$. Перед измерением твердости поверхности образцов были очищены от посторонних веществ. По результатам были построены картины изменения средних значений твердости в зависимости от накопленной деформации и схемы нагружения (рис. 6, 7).

При доверительной вероятности 90 % доверительный интервал данных, полученных измерением твердости, не превышал 3 единиц HRB, что удовлетворяет условиям инженерных расчетов.

Накопленная деформация в детали «корпус шарового пальца», полученной с помощью холодной объемной штамповки достигает значения 3, но в среднем не превышает 0,7. Коэффициент Лодэ-Надаи в разных зонах варьируется от 0 до 3, но в большинстве зон находится в пределах от 0 до 1. Поэтому по полученным данным можно судить о распределении механических свойств в полученной детали.

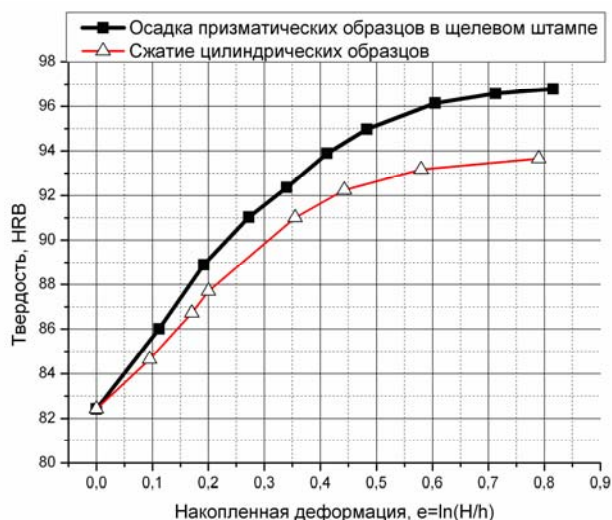


Рис. 6. Зависимость твердости от деформации при испытании сжатием и осадкой в щелевом штампе

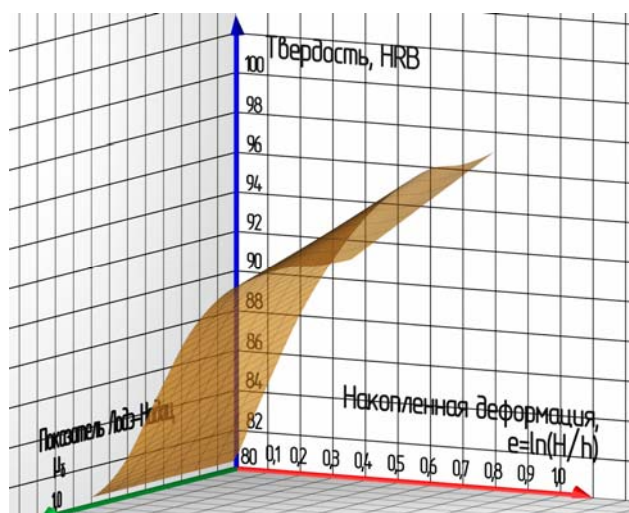


Рис. 7. Поверхность зависимости твердости от деформации и схемы нагружения

По техническим требованиям к детали «корпус шарового пальца» ударная вязкость должна быть не ниже значения 20 Дж/см^2 ; твердость – $90 \dots 93 \text{ HRB}$. Из полученных результатов следует, что штампованная деталь из стали 10 удовлетворяет техническим требованиям.

ВЫВОДЫ

Разработан новый технологический процесс холодной объемной штамповки детали «корпус шарового пальца». Получены данные об изменении твердости и ударной вязкости в зависимости от накопленной деформации и схемы напряженно-деформированного состояния. Деформация одноосным сжатием сильнее снижает ударную вязкость в сравнении с деформацией в щелевом штампе. На изменение твердости от деформации схема напряженного состояния оказывает не столь сильное влияние.

Обоснован выбор исходного материала заготовки с учетом изменения механических свойств при холодной деформации. Свойства полученной детали в результате упрочнения материала удовлетворяют техническим требованиям.

ЛИТЕРАТУРА

1. Третьяков А. В. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением / А. В. Третьяков, В. И. Зюзин. – [2 - е изд.]. – М.: «Металлургия», 1973. – С. 202–206.
2. Холодная объемная штамповка. Справочник / под ред. Г. А. Навроцкого, В. А. Головина, А. Ф. Нистратова. – М.: Машиностроение, 1973.
3. Ковка и штамповка: справочник. В 4-х томах. Холодная объемная штамповка / под ред. Г. А. Навроцкого. – М.: Машиностроение, 1987.
4. Сопротивление деформации и пластичность металлов при обработке давлением : учебное пособие по курсу «Теория обработки металлов давлением» / Ю. Г. Калпин, В. И. Перфилов, П. А. Петров, В. А. Рябов, Ю. К. Филиппов. – М.: МГТУ МАМИ, 2007. – 113 с.

Бовтало Я. Н. – инженер-технолог НПО «АГАТ», аспирант МГТУ «МАМИ»;
 Игнатенко В. Н. – ассистент МГТУ «МАМИ»;
 Филиппов Ю. К. – д-р техн. наук, проф. МГТУ «МАМИ».

МГТУ «МАМИ» – Московский государственный технический университет «МАМИ», г. Москва, Россия.

E-mail: kiod@mami.ru

UDC 621.774.01

Banaszek G. A.
Berski S. A.
Dyja H. S.

COMPARISON OF THE TORSION STRETCH FORGING OPERATION IN ASYMMETRIC ANVILS WITH THE STRETCH FORGING OPERATION IN COMBINED ANVILS

The analysis was performed using pressure distribution results obtained from computer simulations performed with the use of Forge 2007[®] [1], a finite element method-based computer program. The computations were made for a three-dimensional state of strain.

The use of flat, rhomboid or combined anvils for carrying out the stretch forging operation is now becoming increasingly rare in industrial practice. The quality requirements imposed by the purchasers of forged products entail the application of anvils with different geometrical shapes in industrial practice in order to meet those requirements.

However, the forging industry often relies only on the practical experience of using flat, rhomboid or combined anvils. In this situation, it would be purposeful to perform a theoretical analysis of the stretch forging operation in asymmetric anvils which, during the deformation of the stock, produce additional tangential stresses due to the asymmetry of their working surfaces [2]. This creates pairs of shearing forces causing the torsion of the forged metal between the anvil working surfaces. The change in the kinematics of metal flow between the working surfaces of asymmetric anvils results in a better homogenisation of strain and stress values within the whole forging volume. And this translates into the obtaining of similar mechanical properties and a homogeneous structure within the whole forging volume after the forging operation. This, in turn, assures the high quality of forgings and the satisfaction of quality requirements imposed by the designer, as the forgings will have similar mechanical properties within their entire volume [2]. The scatter of mechanical properties within the forging volume will not be as high as that resulted from forging in anvils presently used in forges.

Despite the fact that a number of studies devoted to stretch forging operations have been published so far [3-5], the stretch forging process has still been understood to an insufficient extent. This is particularly true to the problems of stress state determination. The existing data on the distribution of stresses within the forging being stretched are mainly limited to the case of simple stretch forging in flat, rhomboid or combined anvils [6-8]. Whereas, for the process of forging in asymmetric anvils there are no quantitative and qualitative relationships that would allow the local stress distribution to be determined as a function of the shape and geometry of asymmetric anvils and the basic technological parameters of this operation. It can be stated that the current state of knowledge on the stretch forging operation does not correspond to the possibilities offered by the contemporary mathematical and numerical methods, and the published results concerning the conducting of stretch forging operation in shape anvils are selective in character [6-8].

The data shown in Fig. 1 indicate that the values of compressive stresses in the axial forging zone are contained in the range of $80 \div 45$ MPa, while in the outer zone in the range of $160 \div 116$ MPa. Such a stress distribution is the most advisable, because, owing to the application of asymmetry with torsion in the core of the ingot being deformed, no excessive tensile stresses form, which, at large drafts, cause metal cracking in the axial forging zone. It is noteworthy that the tensile stresses exist only in the outer forging zone and are small, lying in the range of $-60 \div -38$ MPa. The forging practice demands that the forging core should be adequately forged out and that it should develop an intensification of high-magnitude compressive stresses, not exceeding, however, the compressive stress values beyond the compressive strength limits of a given steel grade at the forging temperature. When analyzing the distribution of hydrostatic pressure (fig. 1) it can be found that an inadequate forging-out of the forging core exists (the compressive stress values are too low), which is a very important problem in forging practice, as a forging core inadequately forged out prevents the forging from meeting the strength requirements in terms of construction in the future. Therefore, it was decided that in the second forging stage (fig. 2) flat anvils would be used, which cause large compressive stress values of $138 \div 116$ MPa to be obtained in the forging axial zone. Only when the two anvil assemblies discussed complement one another, will the intended and proper character of stress distribution in the deformed forging be obtained.

Such a strain intensity distribution indicates the homogenization of mechanical properties inside the forging after stretch forging operation. The deformation asymmetry introduced in the first phase of stretch forging operation causes metal to flow in directions not restricted by the anvil working surface, but after tilting and making a subsequent pass, the metal is, in the same place, moved by the anvils in the direction, in which it freely flowed previously. This forging scheme will not be assured by anvils, where the deformation zone is symmetrical [1]. The application of deformation asymmetry in particular zones of the forging during deformation produces a different stress state that, during tilting, is varied alternately, which cannot be applied in symmetrical anvils. Moreover, torsion induced by the geometrical shaping of anvil working surfaces results in a uniform forging-out of the forging outer zones, which cannot be achieved by using asymmetric anvils with rounding radii opposite to one another [1].

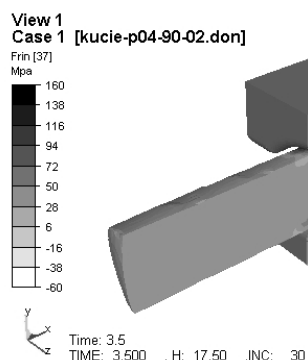


Fig. 1 Pressure distribution inside the forging after the first stage of forging process in asymmetric anvils

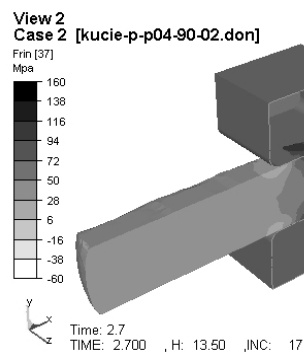


Fig. 2 Pressure distribution inside the forging after the second stage of forging process in flat anvils

The data shown in Fig. 3 indicate that the values of compressive stresses in the axial forging zone are contained in the range of $50 \div 16$ MPa, while in the outer zone in the range of $160 \div 138$ MPa. By analyzing the stress distributions for the model forging it can be found that such a method of forging does not assure regular distributions of values; they are scattered between the axial and the outer forging zones by one order of magnitudes. In addition, the forging core is not adequately forged out compared to the outer layers. The hardening that will occur in the outer forging zones, produced by the additional deformation made by the anvils, will prevent the metal from flowing in the forging axial zone in subsequent passes. The point is that the intensification of compressive stress values will never be brought about in the forging axis, despite the application of any further treatments. This forging method does not assure the homogenization of the mechanical properties of forgings. In order to achieve this, a decision was made to use flat anvils in the second stage of the stretch forging operation.

From the data shown in Fig. 4 it can be found that the values of compressive stresses in the axial forging zone are contained in the range of $60 \div 45$ MPa. After the application of flat anvils in the second stretch forging stage, the forging-out of the forging axial zone was substantially improved; however, it turned out to be impossible to achieve such a forging-out as in the case of forging in asymmetrical anvils. What is more, the values of $60 \div 45$ MPa disqualify the forging as a product nonconforming to the applicable forging practice, due to the poor forging-out of the axial zone.

During the stretch forging operation carried out in combined anvils, the upper anvil acts symmetrically on the stock causing the metal to flow in two directions along the metal and anvil contact surface, with the friction forces taking opposite directions. The boundary conditions are symmetric in relation to the plane of symmetry for the upper flat anvil. Whereas, the change in the direction of the friction forces takes place in the lower rhomboid anvil. The upper part of the deformed metal is under the action of the flat anvil; an unfavourable state of stress develops in the deformed metal in that case. The direct action of the anvil covers only part of the forging cross-section, which results in the formation of additional resistance to the longitudinal flow in the outer layers of the stock. As a consequence, tensile stresses develop in the middle part of the plastic zone, whose values are dependent on the relative draft value. The lower part of the forging is under the action of the rhomboid anvil that forces the metal flow in the space between the anvils and into the recess, inducing resistance oriented in the direction of the lower anvil recess, and this, in turn, pro-

duces the undesirable forging cross effect. It can be presumed that with increasing relative draft value, the values of compressive stresses in the forging cross zone will increase, as the result of which a faulty forging will be obtained.

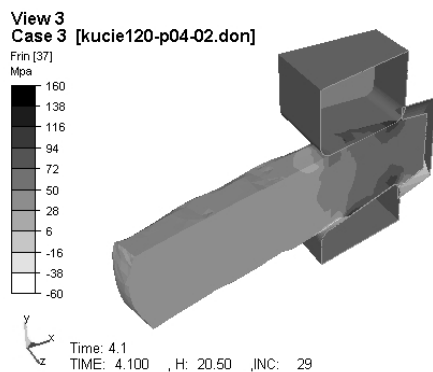


Fig. 3. Pressure distribution inside the forging after the first stage of the forging process in combined anvils

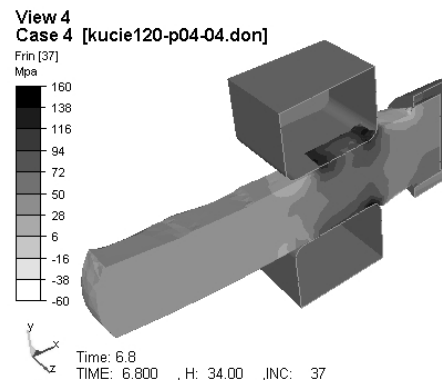


Fig. 4. Pressure distribution inside the forging after the second stage of the forging process in flat anvils

CONCLUSIONS

The theoretical analysis of the stretch forging operation carried out in asymmetric anvils with a helical line has confirmed the existence of such values of the shape-dimensional parameters of the anvil working surfaces and such values of the main technological parameters, for which the intended character of local stress distribution is obtained. This enables the rational shaping of a forging and obtaining the appropriate mechanical properties in specific forging regions, which cannot be obtained when using combined anvils. By conducting the asymmetric process of ingot stretch forging, a desired stress distribution in the forging axial zone can be introduced.

The introduction of the proper character of stress distribution within the forging volume is only successful by using several anvil assemblies in the stretch forging operation. Thanks to combining the advantages of different anvil types, the kinematics of metal flow during the initial stages of forming a forging can be substantially controlled.

In order to obtain a more favourable distribution of compressive stresses in axial forging zones, pairs of shearing forces should be introduced in the application of an external load, which can be successful owing to the use of asymmetric anvils producing additional non-dilatational strains.

LITERATURE

1. *Theoretical and experimental analysis of the effect of die shape on the internal quality of forged rods* / G. Banaszek, H. Dyja, S. Berski, M. Janik. *JMP*. – 2004. – Vol. 153-154. – P. 571–577.
2. *Modeling of free hot forging processes*. Wydawnictwo WIPMiFS / H. S. Dyja, G. A. Banaszek, V. A. Grynkevych, V. N. Danchenko // *Politechnika Częstochowska, Częstochowa*. – 2004. – P. 210–336.
3. *Park C. Y. Modelling of void crushing for large-ingot hot forging* / C. Y. Park, D. Y. Yang // *JMPT*. – 1997. – Vol. 6. – P. 195–200.
4. *Banaszek G. Theoretical and laboratory modeling of the closure of metallurgical defects during forming of a forging* / G. Banaszek, A. Stefanik // *JMPT*. – 2006. – Vol. 177. – P. 238–242.
5. *Banaszek G. The numerical modeling of stretch forging operation in convex anvils* / G. Banaszek, A. Stefanik // *Hutnik – Wiadomości hutnicze*. – 2005. – N 12. – P. 588–593.
6. *Banaszek G. The optimization of stretch forging operation in convex anvils* / G. Banaszek, A. Stefanik // *Hutnik – Wiadomości Hutnicze*. – 2005. – N 6. – P. 329–332.
7. *Banaszek G. Computer and laboratory modeling of analysis of closing up metallurgical defects in ingot during free hot forging* / G. Banaszek, A. Stefanik, S. Berski // *METALURGIJA*. – 2005. – Vol. 44. – P. 25–29.
8. *Modeling of shape anvils in free hot forging of long products* / G. Banaszek, A. Stefanik, S. Berski // *JMPT*. – 2004. – Vol. 157–158. – P. 131–137.

Banaszek G.A. – Assistant Professor, CUT;
 Berski S.A. – Assistant Professor, CUT;
 Dyja H.S. – Professor, CUT.

CUT – Czestochowa University of Technology, Poland.

E-mail: banaszek@wip.pcz.pl

УДК 621.983

Мовшович А. Я.
Кузнецова Л. Г.
Фролов Е. А.
Манаенков И. В.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ ПОЛУЧЕНИЯ ВЫСОКОТОЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ ВЫТЯЖКОЙ ИЗ ЛИСТА МЕТОДОМ ПНЕВМОУДАРНОЙ ШТАМПОВКИ

При создании современных видов сложной, высокоточной техники прогрессивные конструктивные решения реализуются благодаря применению новых конструкционных материалов, в том числе, композитов, обладающих высокими прочностно-механическими характеристиками при минимальном весе, а также за счет оптимальной конфигурации составных элементов конструкции изделий.

Реализация такой концепции выражается в интеграции геометрической формы отдельных деталей в единую монолитную конструкцию, обеспечивающую функциональную конфигурацию и свойства изделия.

Решение этой проблемы традиционными методами сопряжено с резким ростом трудоемкости, увеличением количества, операций и технологической оснастки, увеличением сроков подготовки производства.

Одним из перспективных видов оборудования в современных условиях при изготовлении высокоточных деталей является высокоэнергетическое оборудование на основе безопасных и дешевых энергоносителей, сочетающих в себе гибкие технологические модули и высокий уровень автоматизации производственного процесса.

Перечисленному комплексу требований для получения высокоточных, в том числе сложнопроизводимых деталей, отвечает метод формообразований на основе технологии и оборудования пневмоударной штамповки жидкостью и эластичной средой (далее - пневмоударная штамповка). Преимуществами этого метода является экологическая чистота, безопасность эксплуатации, широкие технологические возможности, мобильность и универсальность, низкие трудовые и энергозатраты.

При ударных методах штамповки для создания импульса давления используется высокоскоростной удар твердого тела (бойка) по передающей среде.

Перспективным с точки зрения энергоснабжения и экологии является осуществление пневмоударной штамповки листовых материалов жидкой и эластичной средами с использованием в качестве энергоносителя сжатого воздуха.

В качестве оборудования используются: машина импульсивная пневматическая Т-1324 для штамповки гидросредой и машина импульсивная пневматическая ТА-1324 для штамповки эластичными средами. Указанное оборудование разработано Харьковским научно-исследовательским институтом технологий машиностроения (ХНИИТМ) в тесном сотрудничестве с Институтом машиностроения АН республики Белоруссия, серийное производство освоено на заводе «Кузлитмаш» (г. Минск).

Принципиальные схемы оборудования пневмоударной штамповки показаны на рис.1.

Заготовка деформируется под высокоскоростным действием импульсного давления, возникающего при ударе по передающей среде, находящейся в рабочей камере. Боек разгоняется сжатым воздухом от цеховой пневмосети. Для взвода бойка в исходное положение в обеих машинах используется энергия сжатого воздуха, вытесняемого при разгоне бойка из ствола в воздушные карманы рабочей камеры. [1]

Сжатие воздуха под бойком оказывает заметное влияние на его максимальную скорость. Объем воздушных карманов в зависимости от конструктивного использования может заметно колебаться от отношения к объему ствола, воздействие чего изменяется в ту или иную сторону энергия удара. Зная разницу между давлением газа в ресивере и избыточным

давлением газа в стволе, можно рассчитать энергию удара. Максимальная энергоемкость установок 25 кДж. Воздух в ресивере подается от цеховой пневмосети, рассчитанной на 0,63 МПа [2].

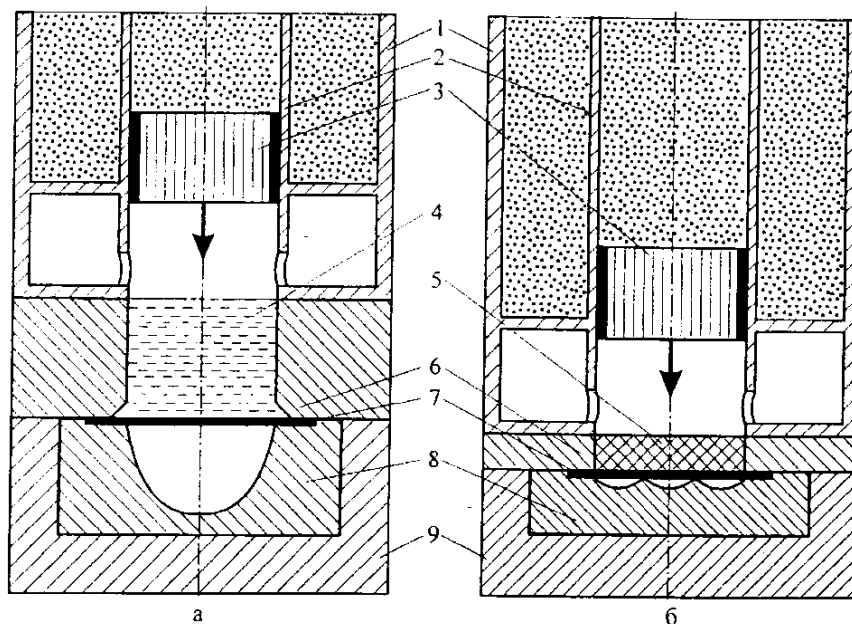


Рис. 1. Принципиальная схема пневмоударной листовой штамповки: а – жидкой средой, б – эластичной средой: 1 – ресивер; 2 – ствол; 3 – боек; 4 – жидкость; 5 – эластичная среда; 6 – рабочая камера; 7 – заготовка; 8 – матрица; 9 – контейнер

При этом этот метод штамповки отличается высокими КПД процесса, уровнем развиваемых давлений и широким диапазоном скоростей деформирования.

Выбор рабочей среды во многом зависит от вида выполняемой операции, формы получаемого изделия, характеристик исходного материала. Накопленный опыт по разработке технологических процессов ударной штамповки листовых материалов показывает, что разделительные операции предпочтительнее выполнять эластичной средой, а вытяжку, формовку и раздачу – жидкой или в комбинации с эластичной средой.

Технологические возможности пневмоударной штамповки жидкостью определяются, как показателями штампуемости материалов в условиях ударного нагружения жидкостью (степенью вытяжки, раздачи, относительной глубиной формовки, максимальной степенью деформации, энергией формообразования), так и техническими характеристиками оборудования для осуществления метода (уровнем развиваемого давления, размером выходного сечения рабочей камеры, относительной массой бойка, пространством под технологическую оснастку, максимальной энергией удара, длительностью цикла).

Общего показателя штампуемости материалов для всех технологических операций листовой штамповки различными методами не существует, поэтому на практике для многих операций разрабатываются свои показатели.

Это позволило выбрать единый подход к разработке всего многообразия технологических операций, выполняемых методом пневмоударной штамповки жидкостью.

Основной эффект от применения метода достигается за счет уменьшения количества оснастки и экономии затрат при ее изготовлении и проектировании. А также при штамповке изделий, которые невозможно получить с помощью классического инструментального штампа. К ним относятся детали сложного профиля (рельефа) из различных материалов, включая малопластичные и высокопрочные.

Вытяжка. Широкое распространение получили схемы, приведенные на рис. 2.

Каждая из схем обладает определенными особенностями, которые необходимо учитывать при разработке технологических процессов вытяжки.

Основным параметром, определяющим весь технологический процесс, является степень вытяжки. Выбор её является ответственным моментом при разработке технологического процесса вытяжки, так как от правильного выбора зависит экономичность, точность и качество штамповки [3].

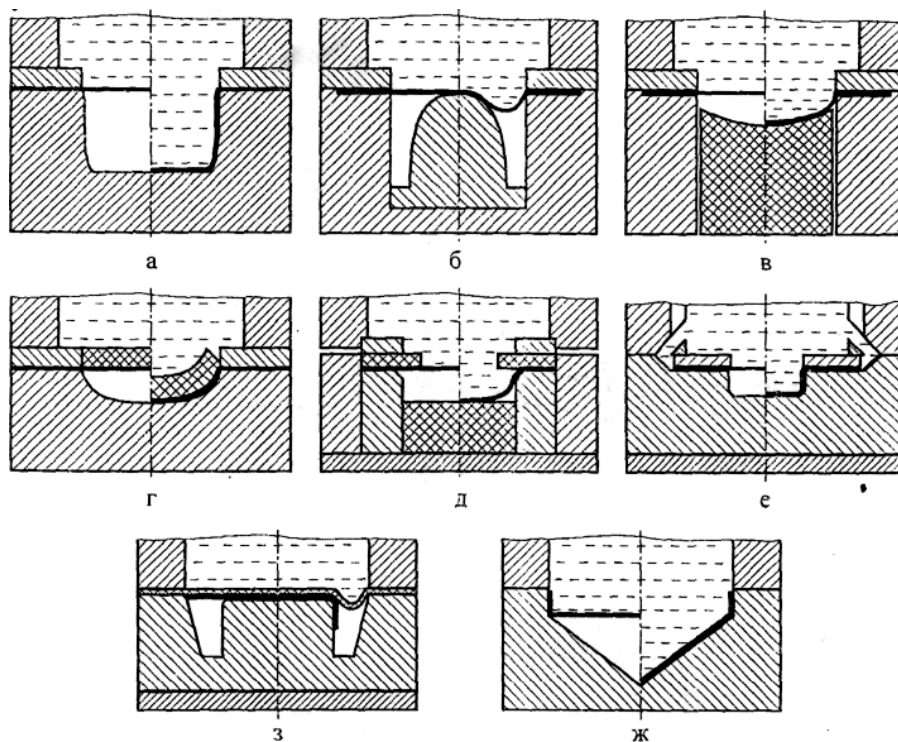


Рис. 2. Схемы пневмоударной вытяжки:

а – прямой; б – реверсивной; в – с противодавлением; г – с присоединенной массой; д – фрикционной; е – с подпором; ж – из пространственной подготовки; з – обтяжка по пуансону

Вторым важным параметром, который необходимо учитывать при проектировании и оценке эффективности процесса вытяжки, является степень утонения опасного сечения изделия. Опасным сечением вытягиваемого пневмоударным методом по прямой схеме; вытяжки детали является центр доньшка, где деформация ε_3 достигает своего максимума, а по схеме вытяжки с присоединенной массой - радиусный переход между стенкой и доньшком.

Предельная степень вытяжки зависит также от конструктивных характеристик машин для пневмоударной штамповки жидкости (относительной массы бойка, формы рабочей камеры и бойка) и технологической оснастки (геометрии матрицы), поэтому для определения истинных предельных степеней вытяжки в зависимости от конкретных условий штамповки важно знать степень и характер влияния этих характеристик на предельную степень вытяжки.

Проведенные эксперименты показали, что уменьшение массы бойка позволяет не только увеличить предельные степени вытяжки заготовки, но и одновременно снизить уровень радиальных деформаций ε_3 в опасном сечении заготовки (рис. 3). Радиус перетяжной кромки матрицы r_m является основной конструктивной характеристикой технологической оснастки. Величина его влияет на предельную степень вытяжки заготовки, степень деформаций по сечению образца, устойчивость заготовки к гофрообразованию. При этом увеличение r_m позволяет повысить предельную степень вытяжки, уменьшить деформации, но в то же время снижает устойчивость заготовки к гофрообразованию.

Существуют некоторые оптимальные значения радиусов закругления матрицы. Влияние радиуса r_m на процесс вытяжки определялось по изменению предельной степени вытяжки $K_{пр}$.

Для изменения радиусов закругления матрицы использовали сменные вытяжные кольца, которые обеспечивали диапазон вменения радиуса r_m от $2S$ до $12S$.

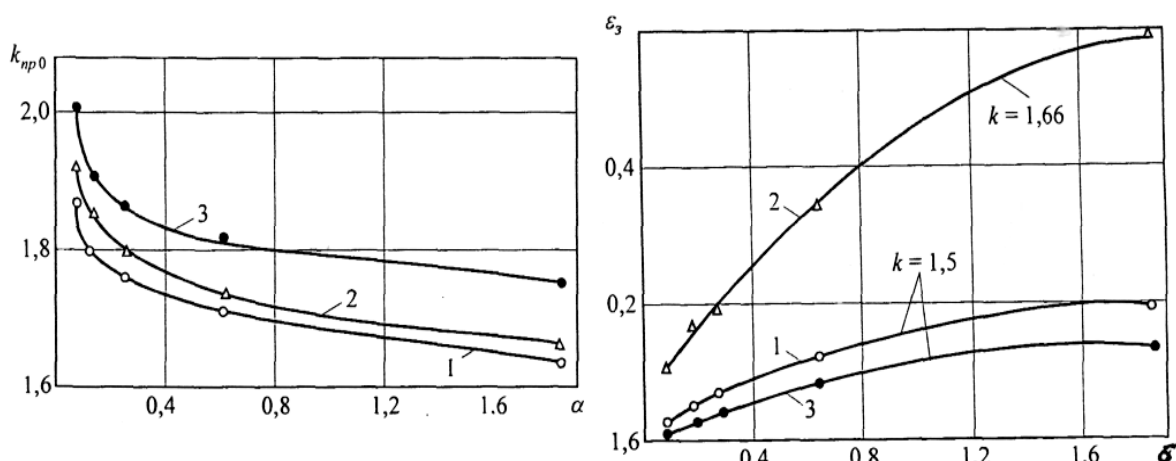


Рис. 3. Влияние относительной массы бойка для материалов Д1АМ (○), М1М (△) стали 08 кп (—): а – на предельную степень вытяжки; б – на максимальную радиальную деформацию

Эксперименты показали, что наибольший рост предельной степени вытяжки наблюдается в диапазоне $r_m/S = 6 - 10$. При увеличении радиуса закругления матрицы до $12S$ увеличение предельной степени вытяжки замедляется, что можно объяснить началом процесса гофрообразования на фланце заготовки. Образование гофр является в подавляющем большинстве случаев недопустимым, поэтому $r_m = 10S$ для заготовок с соотношением $S/D_3 < 0,0125$ является верхним пределом для осуществления процесса пневмоударной вытяжки жидкостью.

Измерение радиуса r_m сказывается не только на степени вытяжки, но и на величине и характере распределения радиальных деформаций вдоль образующей вытягиваемых деталей. Особенно заметное влияние радиус оказывает на радиальные деформации донной части изделия, значения которых можно уменьшить почти в 3 раза, увеличив радиус r_m с $2S$ до $12S$. Увеличение радиуса способствует получению изделий с более равномерной толщиной стенки, причем $r_m = (8 - 10)S$ максимальные деформации ϵ_3 не превосходят $0,2-0,25$ и становятся сравнимыми с деформациями при вытяжке в обычных штампах.

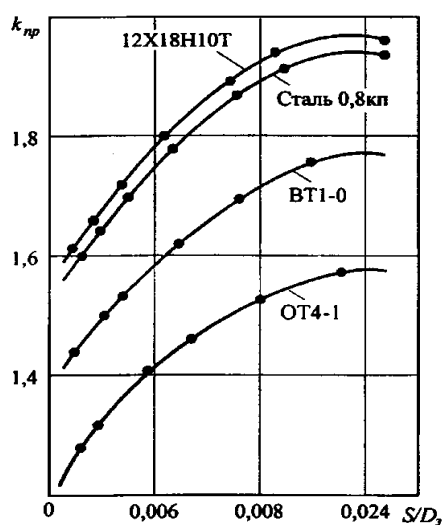


Рис. 4. Зависимость предельной степени вытяжки от относительной толщины заготовки для различных материалов

Относительная толщина заготовки S/D является основным технологическим параметром, характеризующим геометрические размеры заготовки и определяющим жесткость

заготовки, влияние этой величины на предельную степень вытяжки при обычной штамповой вытяжке известно [4]. Однако вытяжка тонколистовых заготовок в условиях пневмоударного нагружения имеет ряд отличительных особенностей, которые могут заметно изменить характер влияния величины относительной толщины заготовки на предельную степень вытяжки.

Зависимость предельной степени вытяжки $K_{пр}$ от относительной толщины заготовки приведена на рис. 4, из которого видно, что в зависимости от значения S/D предельная степень вытяжки может увеличиваться более чем на 20 %.

Это обстоятельство необходимо учитывать при проектировании технологических процессов с помощью коэффициентов (табл. 1).

Таблица 1

Значение коэффициентов K_s для различных материалов

Относительная толщина заготовки, %	АмцМ, Д1АМ, Л62, Х18Н10Т, ВЖ98, ЭП69ВД	Стали 08кп, 10кп, 08псВТ-0, ОТ4-1, ОТ4
2,6-2,0	1,01-1,0	1,09-1,08
2,0-1,5	1,0-0,97	1,08-1,05
1,5-1,0	0,97-0,92	1,05-1,0
1,0-0,6	0,92-0,87	1,0-0,95
0,6-0,4	0,87-0,84	0,95-0,92
0,4-0,2	0,84-0,82	0,92-0,9
0,2-0,1	0,82-0,8	0,9-0,88

Относительная толщина заготовки S/D_3 оказывает также влияние на характер и величину изменений максимальных радиальных деформаций в опасном сечении образцов.

Тщательная установка складкодержателя (прижима) заготовки и определение необходимого давления имеет важное значение для получения качественной вытяжки.

Прижим заготовки применяется для того, чтобы предотвратить образование складок на стенках детали или фланца. Давление прижима должно быть оптимальным, так как повышенное давление увеличивает усилие вытяжки и приводит к отрыву дна или фланца детали, а понижение давления вызывает образование складок.

Экспериментально установлено, что для первой операции вытяжки из плоской заготовки прижим необходим в случае пневмоударной штамповки, когда:

$$D_3 - d_1 \geq 20 S,$$

где D_3 – диаметр плоской заготовки, мм; d_1 – диаметр первой вытяжки, мм; S – толщина материала, мм.

Для второй и последующей операций необходимость прижима зависит от относительной толщины материала ε и определяется по формуле:

$$\varepsilon = \frac{S}{d_{n-1}} \cdot 100,$$

где d_{n-1} – диаметр второй и последующих операций, мм.

Вытяжка осуществляется с прижимом, если $\varepsilon \leq 1,2$, без прижима, если $\varepsilon > 1,4$.

От складкодержателя при пневмоударной вытяжке можно отказаться при малой высоте вытяжной детали, когда отношение:

$$h/S \leq 10 \text{ мм.}$$

Установлено, что напряжение в начальной стадии вытяжки с прижимом имеет наибольшее значение при высокой степени деформации ($m = 0,5-0,4$)

При вытяжки с пониженной степени деформации $m > 0,6$ начальные напряжения достигают небольшой величины, а при вытяжке без прижима практически равны нулю.

Фактическая величина напряжений в опасном сечении, а следовательно, а величина усилия прижима зависит от сопротивления металла деформированию σ_B , степени деформации $\beta_3 = D_3/d$, относительно точности листа $\beta = S/d$, радиуса закругленная матрица r_m и смазки. Принимая допустимое напряжение в опасном сечении $\sigma_q \leq 1,1\sigma_B$

Широкое внедрение гидроударной штамповки при выполнении формообразующих операции листовой штамповки сдерживается из-за отсутствия научно-обоснованных данных по точностным возможностям этого метода.

Для определения точностных возможностей гидроударной штамповой операции вытяжки проведено специальное исследование с использованием «метода случайного баланса».

На основании анализа условий эксплуатации установок для гидроударной штамповке на предприятии отрасли, а также результатов вышеизложенных экспериментальных исследований, для аналитического исследования точности процесса вытяжки, были выбраны следующие параметры штампуемых деталей: величины отклонений геометрических размеров и формы штампуемых деталей с учётом доминирующих факторов, влияющих на величину этих параметров.

Решение интерполяционной задачи сводилось к нахождению математической модели, отражающей связь между входными независимыми переменными и функцией отклика. Была установлена связь между конструктивными – технологическими особенностями процесса вытяжки и его точностью. Экспериментальная задача сводилась к поиску таких значений входных параметров, при которых входная функция имела максимальное или минимальное значение.

Вывод факторов осуществлялся методом экспериментального отсеивания и представлен в табл. 2

Таблица 2

Исследуемые факторы

U_0	Свободный член.
U_1	Толщина штампуемого материала – [мм] (нормируется)
U_2	Диаметр заготовки, [мм] (нормируется)
U_3	Прочные характеристики штампованного материала, [МПа] (нормируется)
U_4	Усилие прижима, [Н] (нормируется)
U_5	Количество отштампованных деталей, [тыс. шт.] (нормируется)

Матрица планирования эксперимента приведена в табл. 3.

При планировании эксперимента все факторы варьировались в каждом опыте одновременно.

В результате эксперимента функция отклика получена в виде полином:

$$X_p = \sum \beta_i U_i, \quad (1)$$

где β_i – коэффициенты полинома; x – функция отклика (показатель точности); U_i – факторы влияния на x .

Поставленная задача состоит в определении величины и знаков коэффициентов полинома.

Образуем сумму квадратов отклонений экспериментально полученной величины I_i от линии регрессии:

$$S = \sum_{i=1}^{\tau} (x_i - \beta_0 - \beta_i U_i)^2 \quad (2)$$

Значение β_i выбираем так, чтобы минимизировать сумму S .

Определим β_i дифференцированием уравнения (2) по β_i и приравниваем частных производных к нулю, откуда имеем:

$$\beta_0 \sum_{i=1}^{\tau} U_i = \beta_i \sum_{i=1}^{\tau} U_i^2 = \sum_{i=1}^{\tau} U_i x_i \quad (3)$$

Это уравнение называется нормальным, их решение относительно β_0, β_1 и даёт иско-
мые коэффициенты регрессии.

Применение матричных подходов к решению линейной регрессии.

Введение следующие обозначения:

\bar{x} – вектор наблюдения;

U – матрица независимых переменных;

$\bar{\beta}$ – вектор параметров, подлежащих оценке.

Тогда нормальное уравнение записывается как:

$$U^T \cdot U^T \cdot \bar{\beta} = U^T \cdot \bar{x}. \quad (4)$$

Решив которое относительно β , найдем:

$$\bar{\beta} = (U^T \cdot U)^{-1} \cdot U^T \cdot \bar{x}. \quad (5)$$

Таблица 5

Матрица планирования эксперимента

№ эксперимента	U1	U2	U3	U4	U5	Томность внутреннего диаметра, мкм			
						X1	X2	X _{ср}	X _{расчетное}
1.	2,0	250	600	25	6000	30	32	31,0	30,7
2.	0,5	100	400	20	5000	20	19	19,5	19,9
3.	2,0	250	100	15	2000	8	9	8,5	10,7
4.	0,5	100	600	25	6000	25	25	25	24,9
5.	2,0	250	400	20	5000	26	28	27	25,7
6.	0,5	100	100	15	2000	6	7	6,5	5
7.	2,0	250	600	25	6000	32	30	31,0	30,6
8.	0,5	100	400	20	5000	18	20	19,0	19,9
9	2,0	250	100	15	2000	10	12	11,0	10,8
10	0,5	100	600	25	6000	23	25	24,0	24,8
11	2,0	250	400	20	5000	25	27	26,0	26
12	0,5	100	100	15	2000	5	6	5,5	4,9

Для наших экспериментальных данных (табл. 5) проведем нормирования по параметрам и матрицам U для нашего случая примет вид:

Матрица $X_{ср} = [31 \ 19,5 \ 8,5 \ 25 \ 27 \ 6,5 \ 31 \ 19 \ 11 \ 24 \ 26 \ 5,5]$.

Решая равнение (5) получим значение коэффициентов β_i для теоретического определения отклонения внутреннего контура детали при выполнении операции вытяжки.

Таким образом, расчётная зависимость:

$$X_p = \beta_1 U_1 + \beta_2 U_2 + \beta_3 U_3 + \beta_4 U_4 + \beta_5 U_5. \quad (6)$$

С учётом коэффициентов примет вид:

$$X_p = 19,55U_1 - 15,7U_2 - 0,23U_3 + 0,63U_4 + 5,1U_5. \quad (7)$$

Известно, что при проектировании специальных вытяжных штампов с применением традиционных методов формообразования деталей матрицы, оформляют наружный контур, а размеры пуансона – внутренний контур штампуемых деталей. Это правило лежит в основе существующих методик расчета исполнительных размеров рабочих частей штампа. Основное внимание при расчете уделяют правильному назначению допусков, которые должны обеспечить получение при сборке специализированных штампов оптимальных зазоров между рабочими частями штампа. Кроме того, за счет допуска на штампуемую деталь, при расчете учитывают изменения размеров рабочих частей штампов в результате изнашивания, при котором размеры матрицы увеличиваются, а размеры пуансона уменьшаются.

В тоже время при пневмоударной штамповке существующие методики расчета исполнительных размеров формообразующих частей штампов не могут быть применимы, так как жесткий пуансон отсутствует, а его функции выполняют жидкость или эластичная среда. В существующих методиках не учитывается величина отклонений размеров отштампованных деталей влиянием факторов согласно зависимости (6), что позволяет оценить величины этих отклонений в любой момент времени эксплуатации штампа, прогнозируя величину.

Поэтому, при пневмоударной штамповке, предлагается рассчитывать исполнительные размеры вытяжных матриц с учетом результирующей точности штампуемых деталей по следующим зависимостям:

$$DM = d_q - \Delta q - x - \sigma_m, \quad (8)$$

где DM – исполнительный размер матрицы; Δq – допуск на изготавливаемые детали; x – величина отклонения размеров штампуемых деталей, под влиянием комплекса доминирующих факторов (6); σ_m – допуск на изготавливаемые матрицы; d_q – исполнительный размер детали.

Тогда, после изготовления вытяжного штампа для пневмоударной штамповки размеры отштампованной детали можно определить по зависимости:

$$d = DM + d_q - \Delta q - x - \delta_m. \quad (9)$$

Обозначив, $D_m^\phi = DM + d_q - \Delta q - x - \sigma_m$, получим:

$$D_q^\phi = D_m^\phi + x, \quad (10)$$

где D_m^ϕ – фактический размер вытяжной матрицы после её изготовления; D_q^ϕ – фактический размер отштампованной детали.

ВЫВОДЫ

В результате экспериментально-аналитических исследований точностных параметров деталей, получаемых вытяжкой методом пневмоударной штамповки, установлено, что точность штампуемых деталей соответствует 7–9 квалитетом.

По сравнению с штамповкой в инструментальных штампах и статическими методами штамповки жидкой или эластичными средами пневмоударная штамповка позволяет получить следующие преимущества:

- повышение точности и чистоты обрабатываемых деталей;
- увеличение предельных технологических возможностей штампуемых материалов;
- возможность эффективной обработки сложнорельефных деталей из труднодеформируемых и малопластичных материалов и сплавов;
- высокая стабильность технологических процессов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Оборудование для ударной импульсной штамповки / Е. А. Фролов, А. Е. Аулов, В. П. Усанин, Ю. М. Сверидов // *Передовой опыт*. – 2007. – № 11. – С. 7–9.
2. Седяко Г. К. Исследования процесса гидроударной штамповке конусов / Г. К. Седяко, И. И. Марченко // *Импульсные методы обработки материалов*. – Минск : Наука и техника, 1979. – С. 15–19
3. Штамповка импульсная ударная листовых деталей сложных форм / Е. А. Фролов, В. С. Петраковский, И. Я. Мовшович, А. Ю. Журавлевский. – М. : Изд. ЦНИТИ, 1997. – 214 с.
4. Зубцов М. Е. Листовая штамповка. – Л. : Машиностроение, 1980. – 286 с.

Мовшович А. Я. – д-р техн. наук, проф. НПП «Оснастка»;

Кузнецова Л. Г. – канд. техн. наук, доц. УИПА;

Фролов Е. А. – д-р техн. наук, проф. «ХАИ»;

Монаенков И. В. – инженер Кременчугского Вагоно – строительного завода.

УИПА – Украинская инженерно-педагогическая академия, г. Харьков.

E-mail: @ edu.mrp.ua

УДК 670.191.33

Марущак П. О.
Біщак Р. Т.
Пилипенко А. П.
Гладь В. Б.

ЗМІНА ДЕФОРМІВНОЇ ЗДАТНОСТІ МАТЕРІАЛУ ПІСЛЯ ТЕРМОЦИКЛЮВАННЯ

За термовтоми найінтенсивніше мікропластичне деформування відбувається в поверхневому шарі. Це обумовлено змінами мікроструктури, які визначають неоднорідний напружений стан в найбільш напружених мікрооб'ємах металу [1]. Внаслідок мікропластичного деформування зростає густина дислокацій і неоднорідність розподілу мікродфектів [2]. Форми, розміри і швидкість накопичення дефектів визначаються властивостями матеріалу і термомеханічними умовами навантажування на мікро-, мезо- та макрорівні.

Водночас, в об'ємі матеріалу відбувається гомогенізація мікронапружень, рівномірніше розподіляються мікродфекти, зменшується різниця властивостей тіла зерна і його меж, обумовлена процесами термічного повороту.

Таким чином, важко прогнозувати вплив термоциклювання на тримку здатність матеріалу, оскільки зміни в поверхневих шарах і внутрішніх об'ємах матеріалу істотно відрізняються [3, 4].

Мета цієї праці – дослідити сумісний вплив термоциклювання та статичного деформування на тримку здатність сталі 25X1M1Ф.

Циліндричні зразки з ферито-перлітної сталі 25X1M1Ф діаметром 5,0 мм термоциклювали з частотою 0,013 Гц в діапазоні температур $13 \leftrightarrow 500$ °C протягом 1000, 2000, 2500 циклів, фіксуючи розподіл температури поверхні зразка та кількість термоциклів [4]. За допомогою скануючого мікроскопу РЕМ-106И вимірювали розміри мікропластичних зсувів обумовлених термонапруженнями, фіксувався час початку їх зародження.

Термоцикльовані зразки розтягували за умов рівноважного деформування із послідовним розвантажуванням (рис. 2) на випробувальній установці ZD-100Pu з комп'ютеризованою вимірювальною системою до стадії, що передує утворенню макротріщини [5]. Одержані повні діаграми зразків у вихідному стані та після термоциклювання.

Досліджено закономірності деформування сталі 25X1M1Ф при різних рівнях термоциклічного напрацювання. Виявлено, що із зростанням термоциклічного напрацювання відбувається зміна форми повної діаграми деформації, знижується модуль активного розвантаження.

Мірою деградації пружних властивостей матеріалу є дефект модуля пружності [5]:

$$\frac{\Delta E}{E_0} = [(E_i(\varepsilon) - E_0) / E_0], \quad (1)$$

де $E_i(\varepsilon)$ – модуль пружності 1-го роду деформованого матеріалу; E_0 – модуль пружності вихідного матеріалу.

Вплив розсіяних пошкоджень в термоцикльованому матеріалі, на закономірності статичного деформування оцінювали за деформацією розпушення матеріалу ε_p . В якості основного параметру прийнято поточне значення коефіцієнта поперечної деформації.

Деформацію розпушення матеріалу визначали [5]:

$$\varepsilon_p = [1 - 2\mu(\varepsilon)]\varepsilon, \quad (2)$$

де $\mu(\varepsilon)$ – поточне значення коефіцієнта поперечної деформації зразка; ε – поточна деформація.

Кінетику накопичення розсіяних пошкоджень термоцикльованого матеріалу, при статичному навантаженні описували деформацією розрихлення ε_p оціненою за коефіцієнтом поперечного деформування:

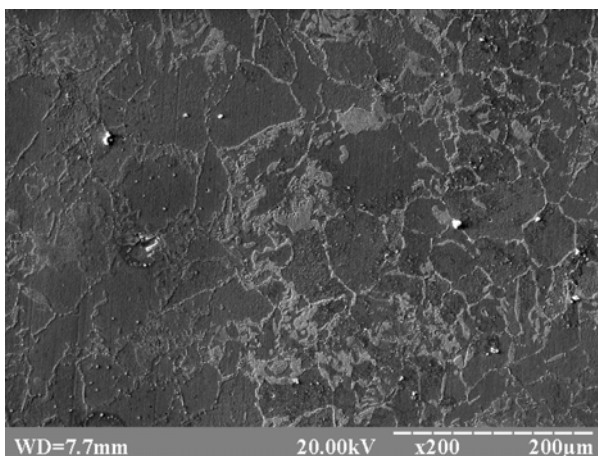
$$\mu = -\frac{\varepsilon'}{\varepsilon}, \quad (3)$$

де $\varepsilon = \ln(L/L_0)$ - повздовжня деформація; $\varepsilon' = \ln\left(\frac{d}{d_0}\right)$ – поперечна деформація; L, L_0 – початкова і біжуча довжина робочої ділянки зразка; d, d_0 – початковий і біжучий діаметр робочої ділянки зразка;

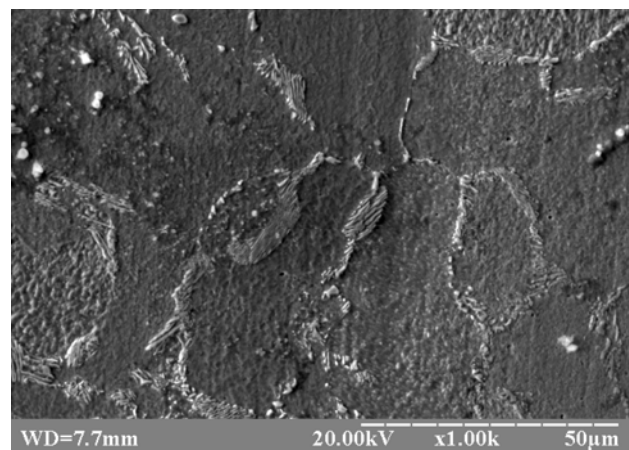
Зміна модуля пружності при деформуванні сталей визначається кількома механізмами. Зокрема термоциклювання порушує взаємозв'язки атомів кристалічної ґратки, що знижує модуль пружності матеріалу. За умови релаксації термонапружень (при утворенні мікропластичних зсувів), спостерігали релаксацію модуля пружності.

Мікроструктура вихідного матеріалу

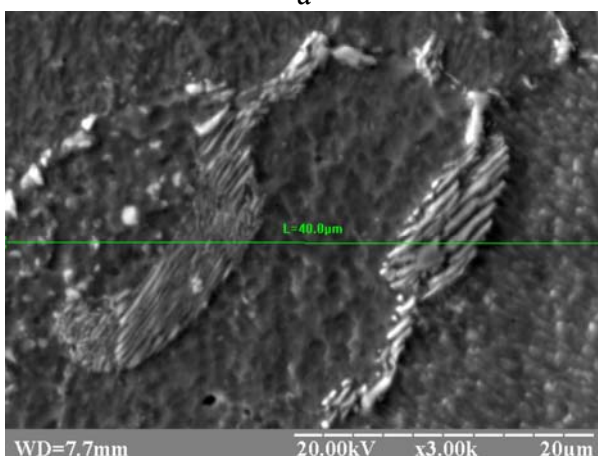
Досліджувана сталь 25X1M1Ф, утворена литтям із наступним куванням, містить перлітні та феритні зерна, рис. 1. Структура є дрібнозернистою із високими механічними властивостями. Перлітні зерна обумовлюють зміцнення феритної матриці [6].



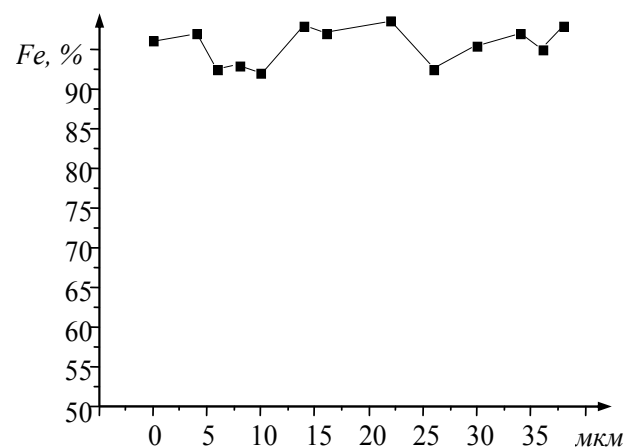
а



б



в



г

Рис. 1. Мікроструктура сталі 25X1M1Ф:

а, б – ферито-перлітна структура; в – перлітне зерно; г – розподіл заліза по поперечному перерізу зразка (в)

На рис. 1 зображено мікротруктуру сталі 25X1M1Ф. Помітно пластинчасту будову перліту, у вигляді сірих смуг на темному фоні фериту (рис. 1, б). Внаслідок значної дисперсності цементитних пластинок, за малих збільшень мікроскопу, смугаста будова перліту не помітна (рис. 1, а). У цьому випадку перліт виявляють за відтінками сірого кольору [7].

Деформівна здатність матеріалу визначається релаксаційними властивостями кожного компоненту. Оскільки вони значно відрізняються, то за незначного навантаження релаксація відбувається за рахунок менш міцного фериту.

Матеріал має рівномірно розподілений склад Fe, що свідчить про його гомогенність у вихідному стані, (рис. 1, г).

Вплив термоцикування на зміну модуля пружності.

Неоднорідність нагрівання та охолодження поверхневих та внутрішніх шарів матеріалу спричиняє появу поверхневих термонапружень (внаслідок відмінностей коефіцієнтів термічного розширення складових). Це обумовлює відмінності деформівної здатності матеріалів із різним напрацюванням. Термоциклічне напрацювання впливає на фізичні закономірності розвитку мікропошкоджень, особливо в поверхневих і приповерхневих шарах, де кінетика накопичення і, як наслідок, їх концентрація значно більша, ніж в об'ємі матеріалу. Підвищення густини дислокацій у поверхневому шарі спричиняє зростання твердості локальних ділянок поверхневого шару [8].

Виявлено дві особливості пластичного деформування матеріалів після термоциклічного напрацювання. Зокрема, це зростання неоднорідності деформування поверхні при незначних пластичних деформаціях, що обумовлено відмінностями механічних властивостей поверхневого та внутрішнього шарів. Зростання макродеформації супроводжується насиченням матеріалу мікродефектами. Спільним для усіх випробуваних зразків є те, що протягом деформування коефіцієнт поперечної деформації зменшується, що свідчить про інтенсивний процес накопичення пошкоджень, рис. 2.

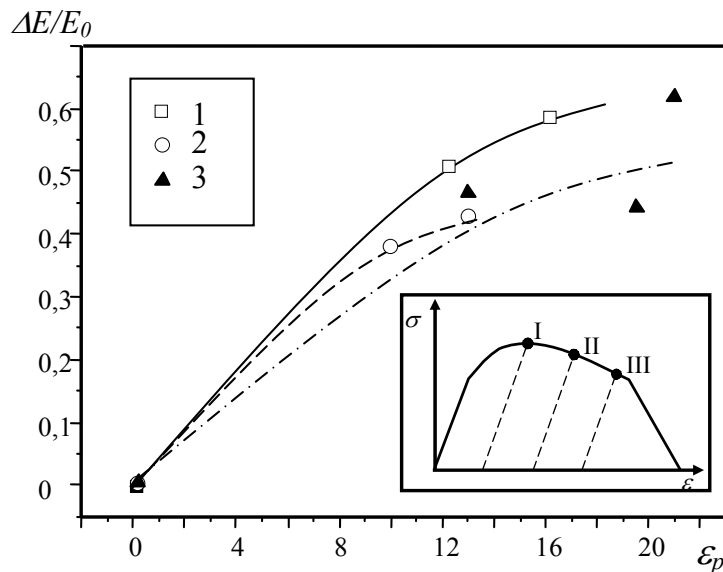


Рис. 2. Зміна дефекта модуля пружності сталі 25X1M1Ф із зміною деформації розпушування матеріалу :

1 – вихідний стан, $E_0 = 2,10 \cdot 10^5$ МПа; 2 – напрацювання 1000 термоциклів, $E_0 = 2,11 \cdot 10^5$ МПа; 3 – напрацювання 2500 термоциклів, $E_0 = 2,11 \cdot 10^5$ МПа

За значних деформацій матеріалу виявлено перелом кривих $\Delta E/E_0 - \varepsilon_p$ (рис. 2). Згідно одержаних даних, інтенсивність пошкодженості матеріалу, яка визначається тангенсом кута нахилу одержаних залежностей, для вихідного матеріалу є вищою ніж для термоцикльованого.

Такий підхід дозволяє на підставі аналізу параметрів матеріалу оцінити кінетику зміни його властивостей незалежно від виду накопичених структурних пошкоджень.

Кількість останніх залежить від розміру зерен, їх здатності до структурних і фазових перетворень, наявності, розподілу, величини та властивостей карбідів.

Зниження тримкості термоцикльованого матеріалу.

Відмінність властивостей поверхневого шару та внутрішніх шарів обумовлює підвищення схильності матеріалу до крихкого руйнування із зростанням термоциклічного напрацювання. Поверхня зразка перебуває за умов складного напруженого стану, що підвищує дефектність матеріалу.

Мікрodefекти зменшують деформівну здатність матеріалу $k_l = \sigma_{0,2}/\sigma_{0,2}$, де $\sigma_{0,2i}$, σ_{Bi} – відповідно умовна межа текучості та межа міцності матеріалу після термоциклювання, і обмежують рух дислокацій в приповерхневому шарі (рис. 3, а). Накопичуючи дислокації, вони стають концентраторами напружень, а отже й найімовірнішими місцями зародження тріщин. Так для напрацювання 2500 термоциклів, умовна межа текучості сталі 25Х1М1Ф знизилась з 650 до 410 МПа, умовна межа міцності знизилась з 700 до 550 МПа відповідно [9].

Початкове зростання міцності матеріалу $k = \sigma_{Bi}/\sigma_B$ вказує на наявність сегрегації атомів легуючих елементів біля дислокацій, а також на вплив цементитних частинок, що перерізаються ними. Зростання σ_B свідчить, що ці виділення ефективно блокують дислокації за незначного термоциклічного напрацювання [10].

З рис. 3, б помітно, що зниження відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ свідчить, про деформаційне знеміцнення матеріалу.

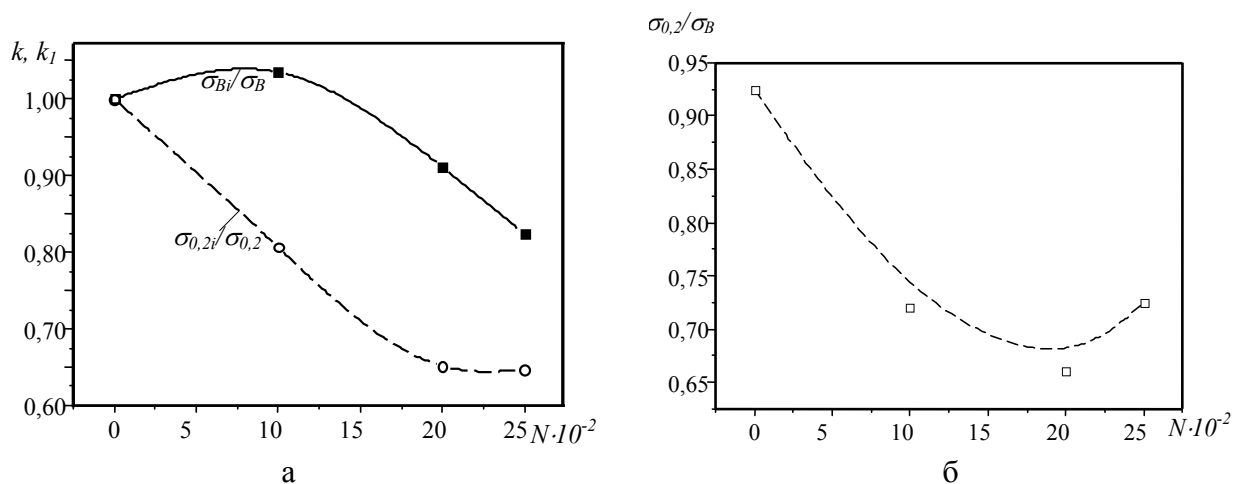


Рис. 3. Зміна деформівної здатності матеріалу а) та відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ – б) від кількості термоциклів

Значне зниження умовних меж міцності та текучості після 1000 термоциклів не пов'язане із зміною форми та дисперсності карбідної фази, а обумовлене усуненням зміцнення фериту і зниженням густини дислокацій в матеріалі внаслідок термічного повороту. Накопичення пошкоджень спостерігали на межі перліт-ферит. Проте, межі зерен мають добру пластичність, що перешкоджає поширенню мікропластичних зсувів на сусідні зерна [8].

ВИСНОВКИ

Досліджено механізми впливу термоциклічного напрацювання на деформаційне знеміцнення та механізми термічного повороту теплостійкої сталі. Встановлено, що термоциклічне напрацювання спричиняє незворотну деградацію пластичних, міцнісних і пружних властивостей матеріалу.

Виявлено, що за статичного деформування найінтенсивніше дефект модуля пружності накопичується у вихідному стані сталі 25Х1М1Ф. Із збільшенням термоциклічного напрацювання сталі інтенсивність накопичення дефекту модуля пружності знижується.

Із зростанням термоциклічного напрацювання знижуються тримка здатність матеріалу, проте зростає його пластичність. Співвідношення $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ знижується з 0,93 до 0,75.

Відмінності руйнування зразків за різних термінів напрацювання пов'язані, очевидно, із анізотропією розподілу мікрodefektів в поверхневих та внутрішніх шарах матеріалу.

Дослідження виконано в рамках Україно-Словенського проекту «Використання детерміністичних та статистичних підходів для оцінки залишкової довговічності конструкцій».

ЛІТЕРАТУРА

1. *Thermal fatigue material degradation of caster rolls' surface layers* / P. Yasniy, P. Maruschak, Y. Lapusta [et all] // *Mech. of Adv. Mater. and Struct.* – 2008. – Vol. 15. – Issue 6 & 7. – P. 499–507.
2. Желдубовский А. В. Особенности накопления усталостных повреждений в поверхностном слое конструкционных материалов / А. В. Желдубовский, А. Д. Погребняк // *IV Международный симпозиум по трибофатике* (23–27 сентября, Тернополь). – Тернополь: ТГТУ им. Ивана Пулюя, 2002. – Том. 1. – С. 306–311.
3. Малыгин Г. А. Роль анизотропии теплового расширения и тепловых микронапряжений / Г. А. Малыгин, В. А. Лихачев // *Зав. лаборатория.* – 1966. – № 3. – С. 335–347.
4. Марущак П. О. Автоматизированный стенд для оценки термической усталости материалов / П. О. Марущак, Р. Т. Бищак, М. В. Либерман // *Материалы 8-й Международной научно-технической конференции «Инженерия поверхности и реновация изделий»* (27–29 мая, Ялта). – К.: АТМУ. – 2008. – С. 159–161.
5. Лебедев А. А. Новые методы оценки деградации механических свойств металла конструкций в процессе наработки / А. А. Лебедев, Н. Г. Чаусов. – К., ИПМ им. Г.С. Писаренко НАНУ, 2004. – 133 с.
6. Эволюция структуры пластинчатого перлита углеродистой стали при отжиге. I. Кристаллография сфероидизации цементита / Яковлева И. Л., Карькина Л. Е., Хлебникова Ю. В. [и др.] // *ФММ.* – 2001. – Т. 92. – Вып. 6. – С. 81–88.
7. Перлит в углеродистых сталях / Счастливцев В. М., Мирзаев Д. А., Яковлева И. Л. [и др.] // *Екатеринбург : УрО РАН, 2006.* – 312 с.
8. Марущак П. О. Влияние термоциклической наработки на свойства стали 25Х1М1Ф / П. О. Марущак, В. Б. Гладь, Р. Т. Бищак // *Труды IV Международной научно-технической конференции «Современные проблемы машиностроения»*, 26–28 ноября. – Томск: Изд-во ТПУ. – 2008. – С. 246–250.
9. Кінетика руйнування теплостійкої сталі після термоциклічного напрацювання / П. О. Марущак, Р. Т. Біщак, О. П. Ясній, А. П. Пилипенко // *Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства ім. П.Василенка.* – 2008. – Вып. 75. – Т. 1. – С. 493–497.
10. Смирнов С. В. Накопление поврежденности при пластической деформации в условиях монотонного нагружения / С. В. Смирнов, Т. В. Домилевская // *Металлы.* – 2002. – №5. – С. 68–76.

Марущак П. О. – канд. техн. наук, доц. ТГТУ им. И. Пулюя;

Бищак Р. Т. – аспирант ТГТУ им. И. Пулюя;

Пилипенко А. П. – канд. техн. наук, доц. НУБП;

Гладь В. Б. – канд. техн. наук, доц. ТГТУ им. И. Пулюя.

ТГТУ – Тернопольский государственный технический университет им. И. Пулюя,
г. Тернополь;

НУБП – Национальный университет биоресурсов и природопользования, г. Киев.

E-mail: Maruschak@tu.edu.te.ua

УДК 621.771.63

Ахлестин А. В.

О ВИНТООБРАЗНОМ СКРУЧИВАНИИ Z - ОБРАЗНЫХ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ ПРИ ФОРМОВКЕ

Повышение качества отечественной металлопродукции, в том числе одного из наиболее эффективных ее видов – гнутых профилей, изготавливаемых формовкой в валках, расширение сортамента, снижение затрат энергии, трудовых и материальных ресурсов являются основными направлениями развития производства, обеспечения конкурентоспособности продукции.

Одно из этих направлений – расширение сортамента продукции – в настоящее время осуществляется преимущественно за счет разработки и применения новых гнутых профилей сложной конфигурации, изготовленных из более тонкого металла. Большую часть из них составляют несимметричные профили, к числу которых относят также любые Z – образные, отличающиеся подгибкой крайних элементов заготовки в одну сторону. Наличие в составе профиля большего числа элементов, в том числе различных упрочняющих (гофров, отбортовок, местных утолщений металла и др.) позволяет значительно повысить его прочностные характеристики и компенсировать негативный эффект от уменьшения толщины металла.

Характерной особенностью процесса валковой формовки несимметричных гнутых профилей является их винтообразное скручивание. У швеллеров оно направлено с большей полки на меньшую, а у Z-образных профилей – в сторону подгибки полок. Как правило, скручиванию сопутствуют другие дефекты профилей, в том числе продольный изгиб и серповидность.

Известно [1–2], что величина угла скручивания зависит от геометрических параметров формуемого профиля и валков, механических свойств заготовки и режима формовки. С увеличением степени несимметричности профиля и угла подгибки, уменьшением толщины металла и высоты стенки профиля, а также с повышением прочностных характеристик заготовки интенсивность скручивания возрастает.

Скручивание – наиболее трудно устранимый дефект гнутых профилей. И если при непрерывном процессе формовки возможна правка (раскручивание уже отформованного профиля в правильном устройстве), то при поштучном изготовлении профилей такой возможности нет. Устранение скручивания и сопутствующих ему дефектов связано с весьма сложной и продолжительной настройкой стана, требующей постоянной корректировки. Это обусловлено тем, что устранение одного дефекта неизбежно приводит к появлению другого. Так, например, при уменьшении скручивания увеличивается продольный прогиб и серповидность [2].

Разработка эффективных способов и технологических приемов, направленных на предупреждение скручивания в процессе формовки, затруднена по той причине, что до настоящего времени нет четкого представления о причинах возникновения дефектов в продольном направлении, механизме их образования.

В современной теории валковой формовки механизм образования скручивания трактуется следующим образом [1, с. 253-254]. «При симметричной формовке, например равнополочных швеллеров, изгибающие моменты $M_{изг}$, приложенные к каждой из полок, равны между собой и направлены в противоположные стороны. Каждый из изгибающих моментов (при рассмотрении относительно продольной оси) одновременно является и крутящим – скручивающим полку в сторону ее подгибки. Поскольку крутящие моменты равны и противоположно направлены, скручивания симметрично формуемых швеллеров не наблюдается. При формовке несимметричных профилей к каждой из полок прикладываются неодинаковые моменты. Для скручивания и одновременной подгибки большей полки прикладывается и больший момент $M_{кр1}$. Поэтому скручивание полосы происходит в сторону подгибки большей полки под действием разности моментов $M_{кр} = M_{кр1} - M_{кр2}$.

При формовке профилей с подгибкой крайних элементов в одну сторону (например, Z-образных) моменты, скручивающие полки, направлены в одну сторону и скручивание профиля в валках происходит под действием суммы моментов $M_{кр} = M_{кр1} + M_{кр2}$ ».

Таким образом, согласно [1] первопричиной скручивания несимметричных профилей является неодинаковое скручивание их полок. Но на вопросы как и за счет каких сил образованы моменты, скручивающие полки, что происходит со стенкой профиля, как связано скручивание с продольным изгибом и серповидностью, как влияют конструктивные параметры оборудования и технологические режимы на проявление указанных дефектов, в теории формовки ответов пока нет.

Это полностью подтверждается также анализом результатов теоретических исследований процесса формовки прямошовных сварных труб, которые имеют существенное расхождение с экспериментальными данными [3]. В частности, это относится и к неопределенности приложения деформирующих усилий и моментов. Так, при силовом анализе процесса формовки рассматриваемые поперечный (формующий) и продольный изгибающие моменты и силы, их образующие, указаны условно без привязки к поверхности контакта валков с формуемой полосой.

Известно [1], что усилия, которые деформируют полосу и перемещают ее в стане, передаются валками только в местах контакта, а формоизменение металла, не ограничиваясь участками контакта, распространяется на внеконтактные зоны.

Получить же объективное представление о его закономерностях невозможно без наличия достоверных данных о параметрах контактного взаимодействия валков с формуемой полосой. Однако таких данных очень мало из-за сложности их экспериментального получения. А те, что имеются - например, о форме и размерах фактической поверхности контакта, удельных усилиях и силах трения, полученные различными методами (отпечатков красителей, электротензометрии, оптического моделирования) практически не использовались для анализа формоизменения металла, в том числе выявления причин возникновения указанных дефектов.

Фактическую поверхность контакта наиболее просто и эффективно можно определить с помощью валков из прозрачного материала по методике [4].

Благодаря выявленным особенностям пространственного расположения поверхности контакта стало возможным впервые рассмотреть силовое воздействие валков в трех взаимно перпендикулярных плоскостях при формовке несимметричного швеллера [5]. При этом определены силы и моменты, под воздействием которых осуществляется формообразование профиля. Аналогичный подход может быть использован при рассмотрении процесса формовки Z – образных профилей.

Целью работы является разработка более совершенной версии механизма образования винтообразного скручивания Z – образных профилей.

Рассмотрим формоизменение полосы при формовке Z-образного профиля с разными по ширине полками 1 и 2 (рис. 1, а) в одном из промежуточных технологических переходов при установившемся процессе. Принятая схема формовки заключается в выдерживании в калибрах валков стенки 3 профиля в горизонтальном положении на всех этапах его формообразования. Оба валка – верхний 4 и нижний 5 содержат по одному цилиндрическому 6, 7 и одному коническому 8, 9 формующему элементу.

Формуемый профиль контактирует с цилиндрическими элементами 6 и 7 в местах его изгиба 10 и 11, а также на горизонтальных участках 12 и 13, расположенных по обе стороны от стенки профиля. Следует отметить, что условия контактирования (число площадок контакта и их расположение) на цилиндрических элементах валков (площадки 12 и 13) при формовке Z-образного профиля существенно отличаются от тех, что имеют место при формовке швеллера (площадка контакта одна, и расположена она между нижним валком и стенкой профиля).

Площадки контакта 14, 15 полосы контактируют с коническими элементами 8, 9 (рис. 1, б, в). Они имеют пространственную ориентацию, причем участки 16, 17 контакта, примыкающие непосредственно к местам изгиба 10 и 11 соответственно, расположены по обе стороны осевой плоскости валков вдоль указанных мест изгиба. Другие части контакта 14 и 15 наклонены к его участкам 17 и 16, а также к осям конических формующих элементов (рис. 1, б, в). Угол наклона контакта тем больше, чем больше угол подгибки полки в данном технологическом переходе. Следует иметь ввиду, что упомянутые углы (наклона и подгибки) это – совершенно разные углы.

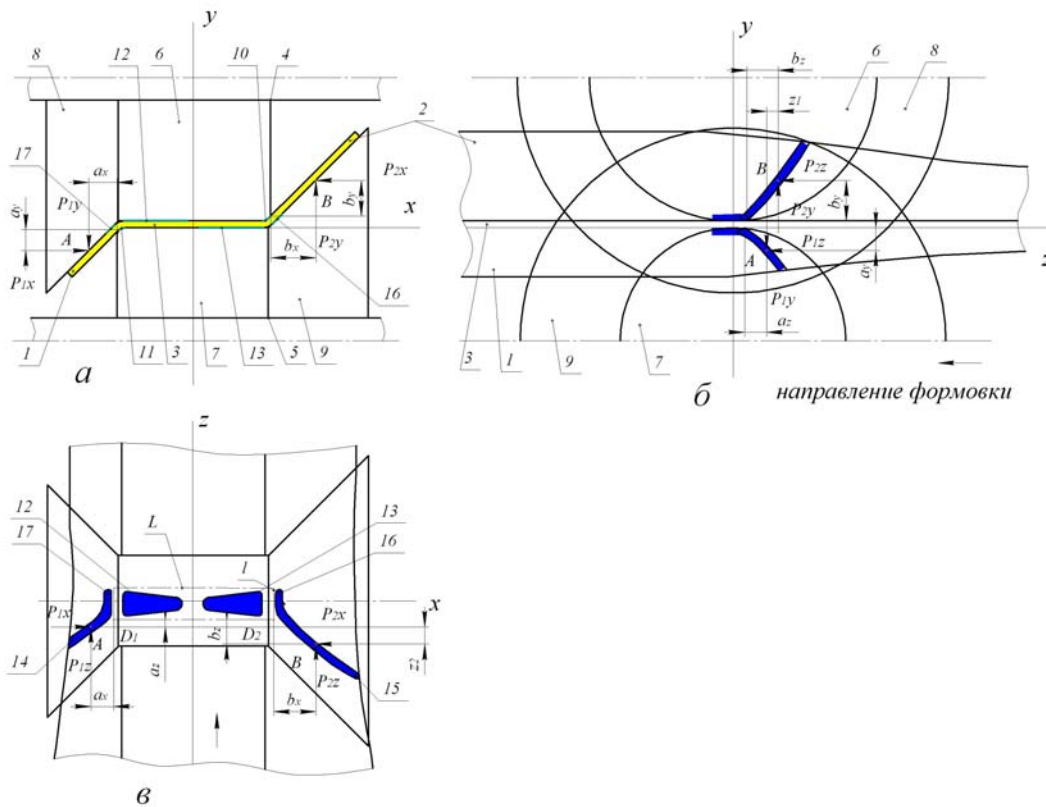


Рис. 1. Схема расположения площадок контакта и приложения сил к формируемой полосе в плоскостях: а – x - y ; б – y - z ; в – x - z

При формовке усилия от валков передаются к полосе через контактную поверхность. С целью упрощения и акцентирования внимания на результатах взаимодействия конических элементов с подгибаемыми полками профиля силы, действующие на цилиндрических элементах и местах изгиба обоих валков, не рассматриваются. А эффект от их действия можно считать соответствующим заземлению полосы в зоне (рис. 1, в), ограниченной условными линиями L (контакт по стенке) и l (контакт по полке). Не рассматриваются также силы трения, тяги, натяжения и др.

Пусть равнодействующая P_1 удельных усилий, распределенных на поверхности контакта конического элемента 8 с полкой 1 профиля, приложена в точке A (рис. 1, в) на расстоянии a (P_1 и a не показаны) от точки D_1 пересечения границ L и l зоны заземления. Сама же точка A расположена на середине полки. Оно зависит от многих факторов, в том числе и настройки оборудования. Составляющие P_{1x} , P_{1y} и P_{1z} равнодействующей расположены на расстояниях ax , ay , и az от границ зоны заземления и создают моменты в соответствующих плоскостях, под действием которых происходит формоизменение металла.

Так, в плоскости x - y (рис. 1, а) моментом $M_{1A} = P_{1x} \cdot ay + P_{1y} \cdot ax$ подгибается полка 1 относительно места изгиба по границе l заземления полосы. При этом в зависимости от величины угла подгибки полки влияние каждой из сил, образующих момент, на его значение различно. При малом угле больший вклад приходится на силу P_{1y} , а с увеличением угла – ее влияние уменьшается, но в то же время растет вклад силы P_{1x} . Кроме того, одновременно с подгибкой эти силы искривляют полку и прилегающую к ней часть стенки в поперечном направлении перед зоной заземления.

При подгибке большей полки 2 равнодействующая P_2 приложена в точке B на расстоянии b от точки D_2 пересечения границ L и l . Составляющие равнодействующей образуют момент $M_{1B} = P_{2x} \cdot by + P_{2y} \cdot bx$, направленный в ту же сторону, что и момент M_{1A} .

Следует отметить, что схема приложения сил в плоскости x - y обычно применяется при анализе формоизменения металла [1, с. 79-81]. Действие сил в других плоскостях ранее не рассматривалось.

Сила P_{1z} (плоскость $y-z$) направлена в сторону движения полосы (рис. 1, б) и наряду с тяговыми силами, создаваемыми при взаимодействии валков с другими элементами профиля (стенка, места изгиба) способствует ее продольному перемещению при формовке. Эта сила способствует увеличению момента $M_{2A} = -(P_{1y} \cdot az + P_{1z} \cdot ay)$, который изгибает полку 1 с прилегающей к ней частью стенки в продольном направлении относительно зоны защемления. Знак «-» свидетельствует об изгибе вниз относительно уровня формовки, совпадающего с осью z .

Момент $M_{2B} = P_{2y} \cdot bz + P_{2z} \cdot by$ продольно изгибает большую полку 2 с прилегающей частью стенки в направлении, противоположном действию момента M_{2A} , т. е. вверх относительно уровня формовки. Противодействие этих моментов приводит с одной стороны к уменьшению продольного изгиба профиля в целом, а с другой – к одновременному увеличению его скручивания. При этом перед валками профиль изгибается вверх моментом $M_{1uz2} = (P_{2y} - P_{1y}) \cdot z_1$.

В плоскости $x-z$ (рис. 1, в) действуют моменты $M_{3A} = P_{1x} az - P_{2z} ax$ и $M_{3B} = -P_{2x} bz + P_{2z} bx$, скручивающие преимущественно полки профиля. Разные знаки перед составляющими этих моментов указывают на различное направление скручивания. При этом сила Pz способствует уменьшению обоих моментов M_{3A} и M_{3B} . Аналогично продольному изгибу в вертикальной плоскости, создаваемому моментом M_{1uz2} , в горизонтальной плоскости $x-z$ под действием момента $M_{2uz2} = (P_{2x} - P_{1x}) \cdot z_2$ образуется продольный боковой изгиб (серповидность). В данном случае он как и скручивание направлен с большей полки на меньшую.

Таким образом, из-за всестороннего удаления точек A и B приложения равнодействующих P_1 и P_2 , подгибающих полки профиля, от границ защемления полосы образуются моменты, которые одновременно изгибают формуемую полосу в поперечном направлении (плоскость $x-y$), а также в продольном – (плоскости $y-z$ и $x-z$). Это приводит к образованию скручивания, продольного изгиба и серповидности профиля. Изменение геометрических параметров как самого профиля, так и формирующего инструмента, режимов формовки и др. приводит соответственно к изменению величины и направления распространения указанных дефектов. Их полное устранение может быть достигнуто при условии уравнивания всех действующих сил при формовке, в том числе и не рассматриваемых в данной работе.

Идеальный случай для выполнения указанных условий – изготовление симметричного Z -образного профиля при расположении его в валках таким образом, чтобы характерные точки M и N элементов профиля (рис. 2) находились на уровне формовки на всех технологических переходах. Это можно сделать путем поворота центрального участка профиля вокруг точки N (в данном случае по часовой стрелке). При этом периферийные его участки перемещаются на встречу друг другу вдоль указанного уровня.

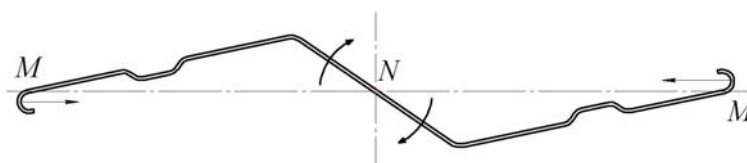


Рис. 2. Специальный Z – образный гнутый профиль для объектов энергетики

Поскольку полки и стенка профиля наклонены к горизонтали в разные стороны, площадки контакта также расположены под наклоном (их ориентация – пространственная), то силы, действующие на этих площадках, взаимно уравниваются во всех плоскостях, и формовка осуществляется без скручивания и других дефектов в продольном направлении. Рассмотренный способ формовки известен и применяется на практике.

Однако для большинства профилей подобные условия формовки обеспечить невозможно. Разработать же методику расчета калибровки валков с учетом выявленного механизма образования скручивания профиля, применение которой позволило бы избежать появления указанных дефектов, пока не представляется возможным. Нет для этого достаточного количества достоверных данных о расположении поверхности контакта, распределении удельных усилий и соответственно расположении точки приложения их равнодействующей

на подгибаемых элементах, а также о влиянии конструктивных и технологических факторов на изменение этих параметров.

При изготовлении тонкостенных профилей предлагается подгибку их полок производить не коническими элементами валков, как обычно, а неприводными цилиндрическими роликами, установленными с возможностью изменения угла наклона относительно профиля. Разработанная для этой цели новая конструкции рабочей клетки [6] может использоваться для изготовления любых профилей, в том числе и Z – образных. Преимущества применения таких роликов заключаются в следующем:

- возможность изменения угла наклона ролика относительно формируемого профиля позволяет расширить диапазон оперативного воздействия на процесс формовки, упростить и ускорить настройку стана;

- благодаря малому диаметру роликов поверхность их соприкосновения с полосой наклонена к горизонтали под небольшим углом и не выходит за границы зоны защемления ее в валках, что уменьшает моменты, приводящие к появлению дефектов в продольном направлении профиля;

- изменяется кинематика контактных скольжений: вместо увеличивающегося по высоте калибра скольжения реализуется трение качения;

- реализуется способ формовки, заключающийся в разделении функций подгибки элементов профиля и транспортировки его в стане: первое осуществляется роликами, а второе – валками;

- сокращается расход валкового материала и обеспечивается унификация роликов.

Все это подтверждается результатами промышленной эксплуатации профилегибочного стана с рабочими клетями, в которых реализовано схема совместного использования валков и неприводных цилиндрических роликов [7].

ВЫВОДЫ

Впервые с позиций рассмотрения процесса контактного взаимодействия валков с формируемым металлом представлена более совершенная версия механизма образования дефектов формы профилей в продольном направлении (скручивание, продольный изгиб, серповидность). Это будет способствовать дальнейшему развитию теории процесса формовки, совершенствованию технологии и оборудования для производства гнутых профилей и повышению их качества.

ЛИТЕРАТУРА

1. Тришевский И. С. Теоретические основы процесса профилирования / И. С. Тришевский., М. Е. Докторов. – М. : Металлургия, 1980. – 287 с.
2. Тришевский И. С. Винтообразность холодногнуемых зетовых профилей и методы ее устранения / И. С. Тришевский, Н. М. Воронцов, В. И. Мирошниченко и др. // Теория и технология производства экономических гнутых профилей проката. Сб. трудов. Вып. XV. - Харьков: УкрНИИМет, 1970. – С. 308–315.
3. Фурманов В. Б. Развитие теории процесса непрерывной валковой формовки прямошовных электросварных труб / В. Б. Фурманов // Розвиток теорії процесів виробництва труб. – Дніпропетровськ : Системні технології, 2005. – С. 206–230.
4. Ахлестин А. В. Методика определения формы и размеров поверхности контакта при моделировании процессов ОМД / А. В. Ахлестин, В. Н. Левченко // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : сб. наук. праць. – Краматорськ, ДДМА, 2005. – С. 114–118.
5. Тришевский О. И. О силовом воздействии валков на полосу при формовке гнутых профилей / О. И. Тришевский, А. В. Ахлестин // Наукові вісті. Сучасні проблеми металургії : Том 8. Пластична деформація металів – Дніпропетровськ : Національна металургійна академія, 2005. – С. 238–241.
6. Патент 48629 України, МПК В 21 D 05/06. Робоча кліть профілезгинального стана / О. В. Ахлестін (Україна). - № 2001107313 ; Заявл. 26.10.2001 ; Опубл. 15.03.2005, Бюл. № 3.
7. Ахлестин А. В. Совершенствование технологии и оборудования для валковой формовки профилей из тонколистового металла с покрытием / А. В. Ахлестин // КИП. ОМД. – 2008. - № 3. – С. 22–26.

Ахлестин А. В. – нач. отдела профилегибочного оборудования, аспирант ХНТУСХ.

ХНТУСХ – Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства.

E-mail: av2112@mail.ru

УДК 612.431.75

Титов В. А.
Никитенко В. А.
Титов А. В.
Пливак А. А.
Лавриненков А. Д.

ОСОБЕННОСТИ АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ СПЛАВА ВТ-22 С ДОПОЛНИТЕЛЬНЫМ УЛЬТРАЗВУКОВЫМ ВОЗДЕЙСТВИЕМ НА ИНСТРУМЕНТ

В современных изделиях авиационной техники все большее применение находят титановые сплавы. За последние два десятилетия использования титановых сплавов в конструкции планера самолета неуклонно росло, так: Боинг-707 – около 0,5 %, Ан-24 – 0,48 %, Ту-154 – 2 %, Боинг-777 – 8,5 %, Ту-334 – 8,7 %, АН-148 – до 10 %, Ил-76 и Ил-76Т – 12 % от массы планера [1]. Такие детали и узлы самолета как стойки шасси, силовые элементы механизации крыла, части двигателя работают в агрессивных условиях и при высоких циклических нагрузках. Материалы, из которых они изготовлены, должны соответствовать ряду требований, таких как: малая плотность, высокая удельная прочность, жаропрочность, трещиностойкость, сопротивление усталостным нагрузкам. Этим требованиям отвечают сплавы на основе титана. В результате высоких циклических нагрузок, которые испытывают детали на протяжении длительной эксплуатации большинство разрушений и поломок начинается с формирования усталостных трещин в поверхностном и приповерхностном слоях детали. Решение этой проблемы заключается в формировании качественного поверхностного слоя поверхностно-пластическим деформированием (ППД) на финишных стадиях процесса изготовления деталей. Одним из наиболее эффективным методом ППД является алмазное выглаживание, в результате применения которого сглаживаются неровности поверхности, происходит упрочнение поверхностного слоя, формируются остаточные напряжения сжатия, улучшается микроструктура металла (формируется более мелкое зерно). Но в случае применения алмазного выглаживания к титану возникает ряд трудностей, связанных с высокой адгезией титана. Она является причиной ухудшения условий трения между поверхностью детали и обрабатывающим инструментом – выглаживателем. В результате ухудшения условий трения происходит более активный износ головки выглаживателя, появляются надрывы на поверхности детали, резко ухудшается шероховатость обработанной поверхности.

В работе [2] алмазное выглаживание титана проводили с предварительно нанесенной на его поверхность твердой смазкой. Показано, что применение твердых смазок не снижает эффективность алмазного выглаживания и обеспечивает формирование качественного поверхностного слоя. Но применение твердых смазок делает технологический процесс изготовления детали более дорогостоящим, так как надо обеспечить удаление твердой смазки с поверхности детали без изменения её физико-механических свойств.

Одним из способов улучшения условий трения является использование ультразвукового дополнительного воздействия на обрабатывающий инструмент. Применение ультразвука для упрочнения поверхностного слоя деталей из высокопрочного титанового сплава ВТ-22 было проведено в работе [3], что подтвердило уменьшение шероховатости поверхности, а также предела выносливости на 10 %. Однако, в данном исследовании при тех же усилиях обработки диаметр сферы упрочняющего инструмента был больше в 3 раза, что позволяет сделать вывод о меньших контактных напряжениях и меньшей глубине упрочненного слоя.

Поэтому целью настоящей работы являлось исследование процесса алмазного выглаживания титанового сплава ВТ-22 с дополнительным ультразвуковым воздействием на инструмент.

Экспериментальные исследования проводились на образцах из сплава ВТ-22 цилиндрической формы, с наружным диаметром 30 мм. Механические свойства и химический состав сплава приведены соответственно в табл. 1 и табл. 2. Перед выглаживанием образцы обрабатывались чистовым точением.

Таблица 1

Физико-механические свойства сплава ВТ-22

Сплав	Вид полуфабриката	Стан	$\sigma_{0,2}$	σ_B	δ_5	ψ	НВ, МПа
			МПа		%		
ВТ-22	Прутки катаний	отожженный	1050	1100-1250	10	35	285

Таблица 2

Химический состав сплава ВТ-22

Сплав	Ti	Al	Mo	V	Cr	Fe	C	Si	O ₂	Zr	N ₂	H ₂	Другие
							не больше						
ВТ-22	осн.	4,4-5,9	4,0-5,5	4,0-5,5	0,5-2,0	0,5-1,5	0,10	0,15	0,20	0,30	0,05	0,015	0,30

Для обработки выглаживанием использовалась специально спроектированная и изготовленная установка, представленная на рис. 1. В состав установки входят генератор ультразвуковых колебаний 1 и связанное с ним устройство для передачи ультразвуковых колебаний на инструмент – стандартную головку для выглаживания 2. Головка жестко установлена на волноводе 3, а статическое усилие его воздействия на заготовку контролировалось индикатором часового типа 4.



Рис. 1. Установка для выглаживания с дополнительным ультразвуковым нагружением

В качестве материала рабочего элемента выглаживателя использован алмазный композит АКТМ, который был впаян в металлическую головку (рис. 2) и заточен радиусом $R = 3$ мм. В табл. 4 приведены физико-механические свойства АКТМ.

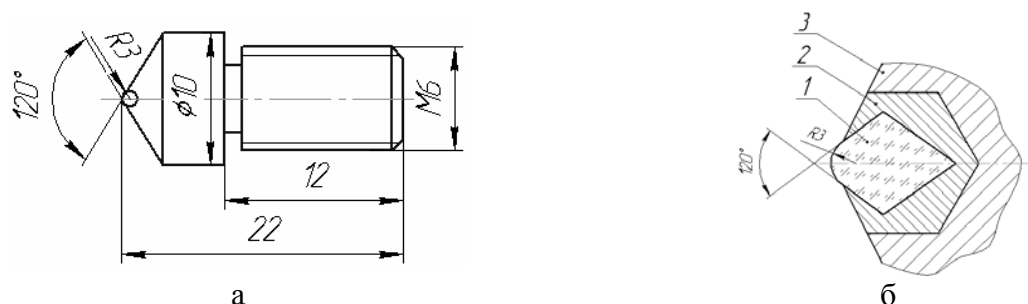


Рис. 2. Конструкция головки для выглаживания:
а – общий вид; б – способ крепления кристалла АКТМ в головке; 1 – кристалл АКТМ, 2 – припой, 3 – головка

Таблица 3

Физико-механические свойства материала АКТМ

Характеристика	АКТМ
Твердость по Кнуппу, ГПа	52
Плотность, г/см ³	3,46
Прочность, ГПа:	
на сжатие	0,49
на изгиб	0,80-0,85

Выглаживание проводилось на токарном станке 16К20. Устройство для выглаживания устанавливалось в суппорте токарного станка, а заготовка зажималась в патроне станка и поджималась задним центром (рис. 3).

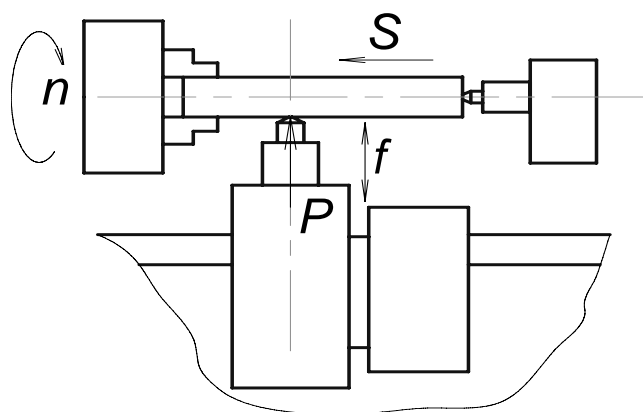


Рис. 3. Схема проведения исследования

Обработка титановых сплавов выполнялась по режимам обычного выглаживания и выглаживания с использованием дополнительного ультразвукового нагружения (табл. 4). При выглаживании в качестве смазки использовалось промышленное масло И-20.

Таблица 4

Режимы проведения эксперимента

Скорость вращения образца – n , об/мин	8,3
Подача инструмента – S , мм/об	0,75
Линейная скорость выглаживания – V , м/с	0,785
Усилие выглаживания – P , Н	50
Частота колебаний – f , кГц	22
Количество проходов – N	1

После выглаживания оценивалось состояние и замерялась шероховатость поверхности образца с использованием специальной установки. В состав установки входят измерительный модуль, разработанный на базе профилометра цехового с цифровым отсчетом и индуктивным приспособлением, модели 296 ТУ2-034-4-83, модуль сопряжения – 12-ти разрядный аналого-цифровой преобразователь, который был установлен в системный блок компьютера, и вычислительный модуль, роль которого выполняет компьютер с установленным соответствующим математическим и программным обеспечением. Установка позволяет контролировать геометрические параметры качества поверхностей деталей, а именно параметры шероховатости.

Установлены особенности формирования поверхностного слоя в зависимости от режима выглаживания и состояния инструмента. Фактура поверхности для характерных режимов выглаживания показана на рис. 4.

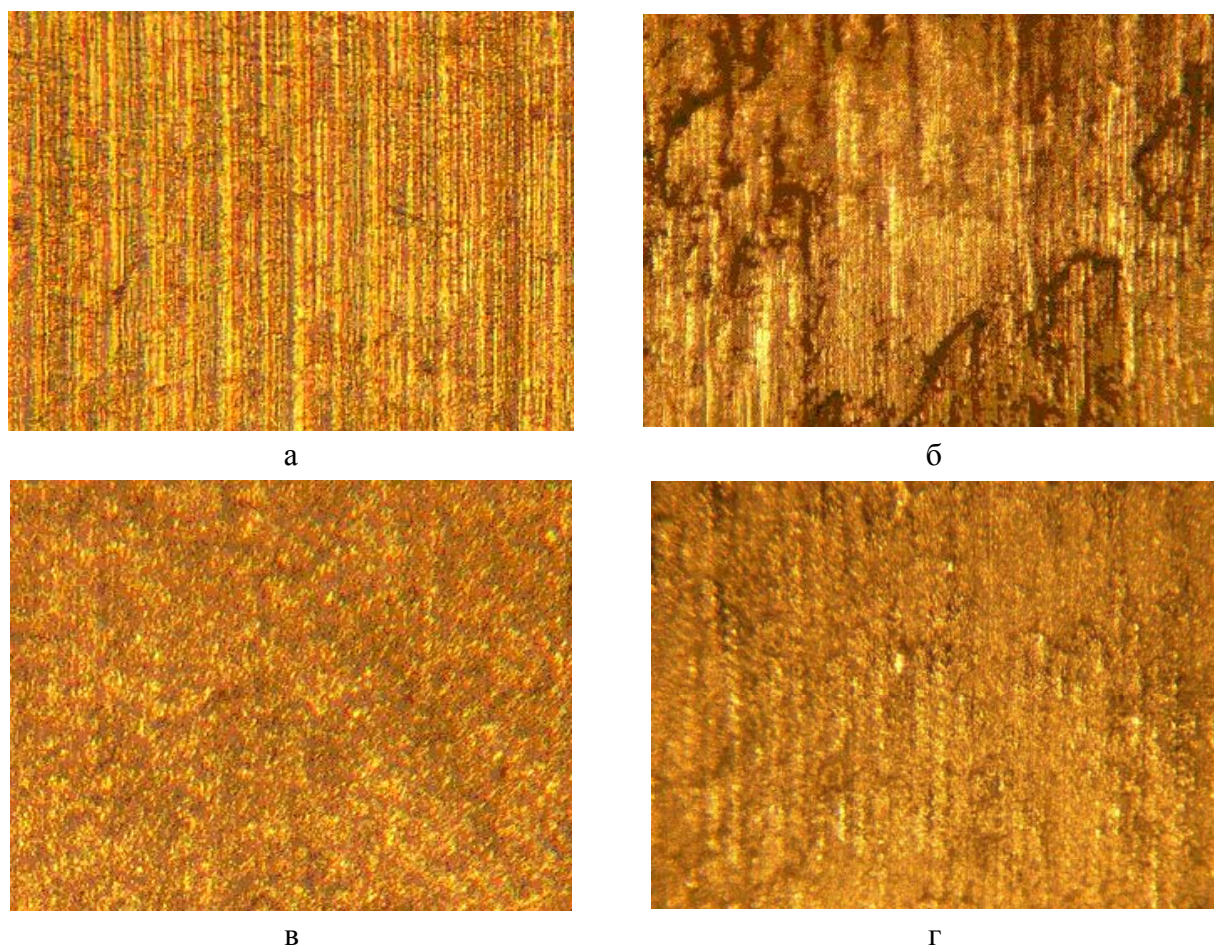


Рис. 4. Поверхность образца после различных режимов обработки (увеличение $\times 10$): а – чистовое точение; б – выглаживание без дополнительного ультразвукового нагружения; в – выглаживание с дополнительным ультразвуковым нагружением; г – выглаживание с дополнительным ультразвуковым нагружением инструментом со следами износа

Исходная поверхность образца после чистового точения характеризуется направленным макрорельефом в виде канавок – следов режущего инструмента (рис. 4, а). В результате обычного нагружения на поверхности образца наряду с выглаживанием рельефа предыдущей обработки образуются следы налипания материала, массоперенос на обрабатываемой поверхности и появляются надрывы (рис. 4, б), что свидетельствуют о нарушении сплошности поверхностного слоя. Это происходит ввиду наличия значительного трения между инструментом и обрабатываемой поверхностью. В результате такого взаимодействия происходит также налипание титанового сплава на поверхность инструмента [2].

Использование дополнительного ультразвукового нагружения при выглаживании улучшает условия взаимодействия инструмента с поверхностью образца из титанового сплава за счет уменьшения сил трения. При этом фактура поверхности имеет сформированный однородный микрорельеф как в продольном так и в поперечном направлениях (см. рис. 4, в). Следы предыдущей обработки отсутствуют. Налипание титана на рабочую поверхность не наблюдается.

Тем не менее, в результате наличия сил трения при взаимодействии инструмента и образца происходит износ рабочей поверхности алмазного композита АКТМ более интенсивно, чем при выглаживании алюминиевых сплавов и сталей. На поверхности рабочего элемента появляются выработка в виде площадки (рис. 6.). Это приводит к увеличению площадки контакта между инструментом и деталью, и как следствие, к уменьшению удельных усилий обработки. Фактура поверхности такого образца содержит как выглаженные участки, так и остаточные следы предыдущей обработки. Можно предположить, что параметры упрочнения поверхностного слоя также распределены не равномерно по поверхности образца.

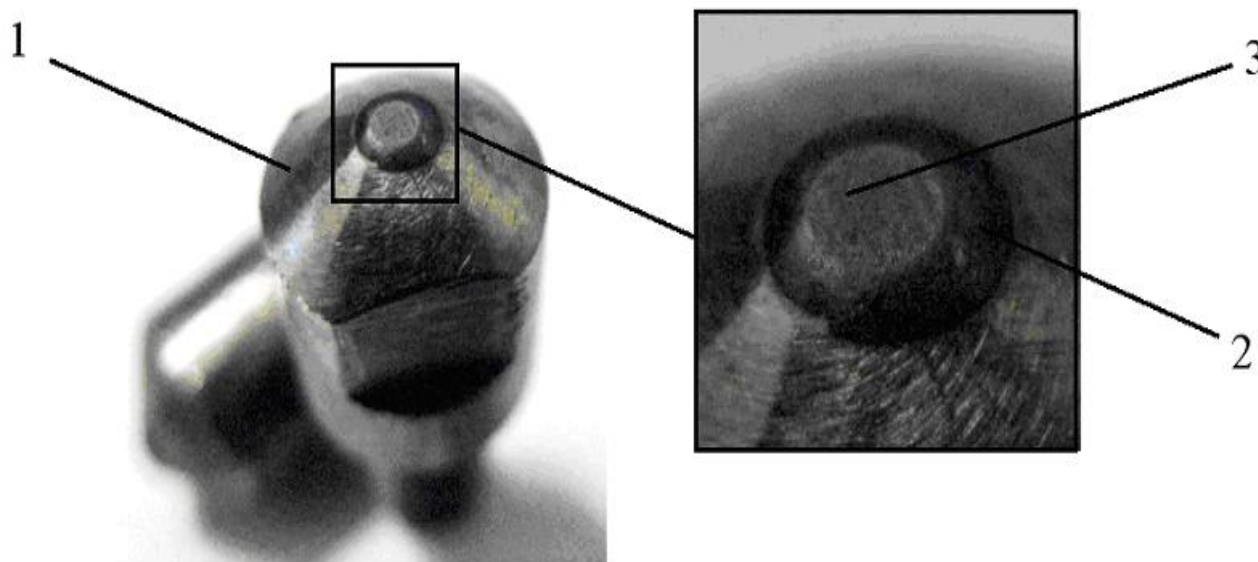


Рис. 6. Следы износа рабочего элемента головки выглаживателей при обработке:
1 – головка выглаживателя; 2 – кристалл АКТМ; 3 – пятно износа на кристалле

На рис. 7 показаны профилограммы для характерных видов обработки, а на рис. 8. диаграмма расчетных значений шероховатости поверхности.

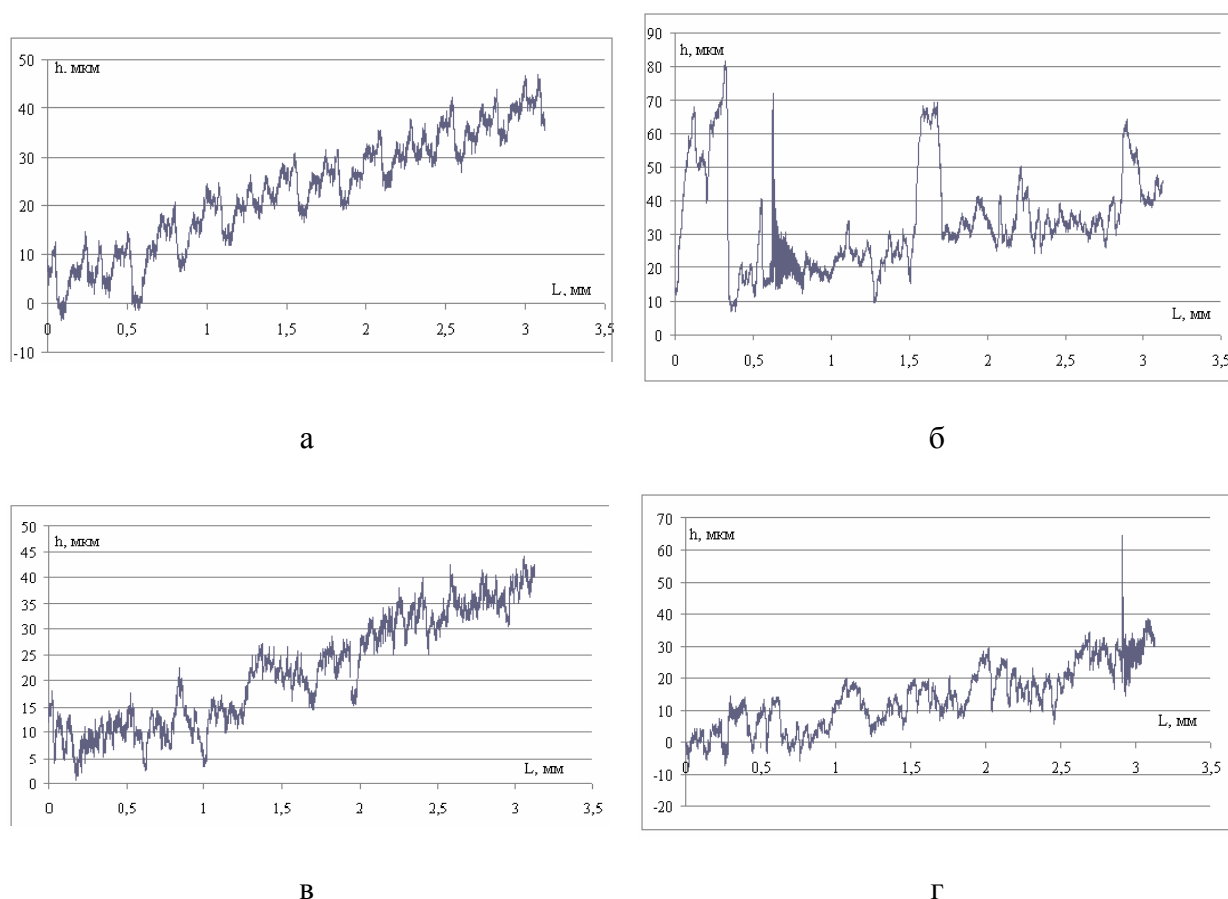


Рис. 7. Профилограммы поверхностей ВТ-22 после обработки:
 а – чистовым точением; б – выглаживанием без дополнительного ультразвукового нагружения;
 в – выглаживанием с дополнительным ультразвуковым нагружением; г – выглаживанием с дополнительным ультразвуковым нагружением инструментом со следами износа

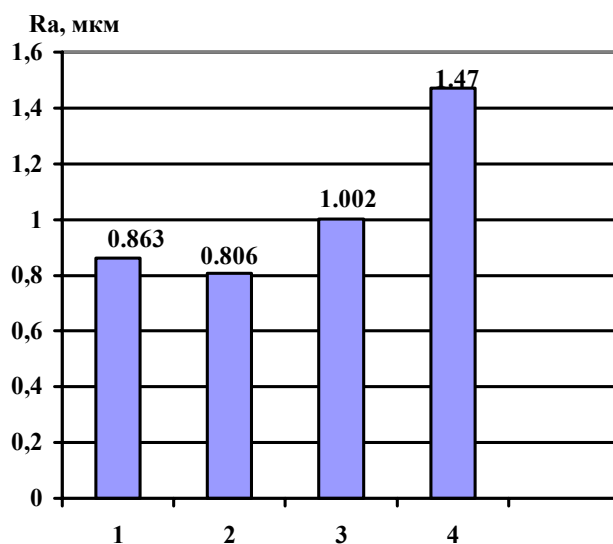


Рис. 8. Значение шероховатости (R_a) поверхностей ВТ-22 в зависимости от вида и условий обработки:
 а – чистовым точением; б – выглаживанием с дополнительным ультразвуковым нагружением;
 в – выглаживание с дополнительным ультразвуковым нагружением инструментом со следами износа; г – выглаживание без дополнительного ультразвукового нагружения

Показано, что минимальная шероховатость поверхности образца соответствует выглаживанию с дополнительным ультразвуковым нагружением. По мере износа рабочего элемента выглаживателя увеличивается шероховатость поверхности. Это ставит задачи последующих исследований в направлении уменьшения трения между заготовкой и инструментом для обеспечения качества поверхности и высокого ресурса инструмента. Важным направлением дальнейших исследований является также детальное изучение параметров качества приповерхностного слоя (его упрочнения и остаточных напряжений).

ВЫВОДЫ

В результате выполненной работы обоснована возможность получения качественной поверхности деталей из титанового сплава BT22 с использованием выглаживания с дополнительным ультразвуковым воздействием на инструмент. Для проведения экспериментальных работ была спроектирована и изготовлена специальная установка. Разработана методика экспериментальных исследований процесса выглаживания с дополнительным ультразвуковым воздействием на инструмент. Сформированы направления дальнейшего исследования условий трения и параметров качества приповерхностного слоя.

ЛИТЕРАТУРА

1. Братухин А. Г. *Современные авиационные материалы: технологические и функциональные особенности* / А. Г. Братухин. – М. : Авиатехинформ, 2003. – 440 с.
2. Титов А. В. *Особенности алмазного выглаживания сплава BT-23 с использованием твердой смазки* / А. В. Титов, Т. М. Лабур, А. Л. Пузырев // *Вестник НТУУ «КПИ», серия «Машиностроение»*. – 2008. – № 53. – С. 202–207.
3. Полоцкий И. Г. *Упрочнение титанового сплава с помощью ультразвука* / И. Г. Полоцкий, В. М. Белецкий, Г. И. Прокопенко, В. И. Табачник // *«Вестник машиностроения»*. – 1977. – № 4. – С. 74–75.

Титов В. А. – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой НТУУ «КПИ»;
Никитенко В. А. – нач. исслед.-технол. лабор. АНТК им. О. К. Антонова;
Титов А. В. – мл. науч. сотрудник НТУУ «КПИ»;
Пливак А. А. – ассистент НТУУ «КПИ»;
Лавриненков А. Д. – магистрант НТУУ «КПИ».

НТУУ «КПИ» – Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт», г. Киев;

АНТК им. О. К. Антонова – Авиационный научно-технический комплекс им. О.К. Антонова, г. Киев.

E-mail: titov@users.ntu-kpi.kiev.ua

УДК 621.983; 539.374

Черняев А. В.
Крылов Д. В.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РАЗДАЧИ ТОНКОСТЕННЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК ИЗ АНИЗОТРОПНОГО МАТЕРИАЛА ЖЕСТКИМ ИНСТРУМЕНТОМ В РЕЖИМЕ ПОЛЗУЧЕСТИ

Целью работы является установить влияние технологических параметров на силовые режимы и предельные возможности деформирования операции раздачи тонкостенных цилиндрических оболочек из анизотропного материала жестким инструментом в режиме ползучести.

Рассмотрим изотермическое горячее деформирование тонкостенной круговой цилиндрической трубы постоянного поперечного сечения в жесткой конической матрице (рис. 1). Пренебрегаем изгибающими моментами, возникающими при деформации трубы. Задача решается на основе безмоментной теории оболочек вращения. Принимается, что на контактных поверхностях инструмента и заготовки реализуется закон трения Кулона. Остановимся на модели нелинейно-вязкого тела, уравнение состояния которого имеет вид [1]

$$\xi_e = B\sigma_e^n, \quad (1)$$

где ξ_e и σ_e – эквивалентные интенсивность скоростей деформации и напряжений, n и B – константы материала при заданных температурных режимах.

Материал заготовки принимается ортотропным, обладающим цилиндрической анизотропией механических свойств [2]. Деформация трубы осесимметричная. При безмоментном осесимметричном нагружении оболочки вращения напряженное состояние всех точек оболочки плоское, а меридиональные σ_δ и окружные σ_t напряжения являются главными напряжениями.

Уравнение равновесия элемента, вырезанного главными сечениями из осесимметрично нагруженной безмоментной оболочки вращения, имеет вид [1]:

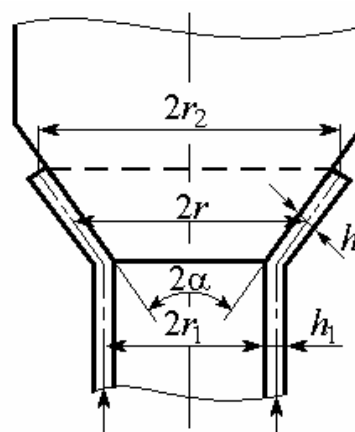


Рис. 1. Схема раздачи трубной заготовки

$$\frac{d}{dr}(\sigma_m r h) - \sigma_t h + \frac{q r}{\sin \alpha} = 0; \quad (2)$$

$$\frac{\sigma_m}{\rho_m} + \frac{\sigma_t}{\rho_t} = -\frac{p}{h}, \quad (3)$$

где ρ_m – радиус кривизны меридионального сечения; ρ_t – радиус кривизны сечения оболочки конической поверхности, перпендикулярной дуге меридиана; r – радиус окружности в сечении плоскостью, перпендикулярной оси оболочки; h – толщина стенки; p – контактное давление; q – интенсивность сил трения; α – угол между касательной к меридиану и осью оболочки.

Из уравнения (3) получаем формулу, связывающую давление между матрицей и оболочкой и окружное напряжение, в виде:

$$p = -\frac{\sigma_t h \cos \alpha}{r}, \quad (4)$$

т. к. в случае конической матрицы $\rho_m = \infty$, $\rho_t = r / \cos \alpha$. Закон Кулона запишется в таком виде:

$$q = \mu p, \quad (5)$$

где μ – коэффициент трения.

Уравнение (2) принимает вид:

$$r \frac{d\sigma_m}{dr} + \sigma_m + \frac{r}{h} \frac{dh}{dr} \sigma_m - k\sigma_t = 0, \quad (6)$$

где $k = 1 + \mu \operatorname{ctg} \alpha$; σ_m и σ_t – меридиональные и окружные напряжения.

Введем понятие эквивалентного напряжения и эквивалентной скорости деформаций для ортотропного материала с цилиндрической анизотропией в главных осях анизотропии m, t, v :

$$\sigma_e = \left\{ \frac{3[R_m R_t (\sigma_m - \sigma_t)^2 + R_m (\sigma_t - \sigma_v)^2 + R_t (\sigma_v - \sigma_m)^2]}{2(R_m + R_m R_t + R_t)} \right\}^{1/2}; \quad (7)$$

$$\xi_e = \sqrt{2(R_m + R_m R_t + R_t)} \left\{ R_m (R_m \xi_m - R_t \xi_t)^2 + R_m R_t (\xi_t - R \xi_v)^2 + R_m^2 (R_t \xi_v - \xi_m)^2 \right\}^{1/2} \left[\sqrt{3} R_m R_t^{1/2} (R_m + R_t + 1) \right], \quad (8)$$

где $R_m = H/G$; $R_t = H/F$ – коэффициенты анизотропии, F, G, H – параметры анизотропии.

Из ассоциированного закона течения устанавливаются уравнения связи скоростей деформаций от напряжений [2]:

$$\begin{aligned} \xi_m &= 3R_t \xi_e [R_m (\sigma_m - \sigma_t) + \sigma_m - \sigma_v] / [2(R_m + R_m R_t + R_t) \sigma_e]; \\ \xi_t &= 3R_m \xi_e [\sigma_t - \sigma_v + R_t (\sigma_t - \sigma_m)] / [2(R_m + R_m R_t + R_t) \sigma_e]; \\ \xi_v &= 3\xi_e [R_t (\sigma_v - \sigma_m) + R_m (\sigma_v - \sigma_t)] / [2(R_m + R_m R_t + R_t) \sigma_e]. \end{aligned} \quad (9)$$

Преобразуем выражение (7) с учетом, что в случае плоского напряженного состояния $\sigma_v = 0$:

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2(R_m + R_m R_t + R_t)}} [R_m R_t (\sigma_m - \sigma_t)^2 + R_m \sigma_t^2 + R_t \sigma_m^2]^{1/2}. \quad (10)$$

Используя условие несжимаемости в выражении (8) $\xi_v = -\xi_m - \xi_t$, получим:

$$\begin{aligned} \xi_e &= \sqrt{\frac{2(R_m + R_m R_t + R_t)}{3R_t R_m}} \left\{ \frac{(R_m \xi_m - R_t \xi_t)^2}{(R_m + R_t + 1)} + \right. \\ &\left. + R_t \left[(1 + R_m) \xi_t + R_m \xi_m \right]^2 + R_m \left[(1 + R_t) \xi_m + R_t \xi_t \right]^2 \right\}^{1/2} \\ &\quad \cdot \frac{1}{(R_m + R_t + 1)}. \end{aligned} \quad (11)$$

Приращение деформаций в окружном направлении $d\varepsilon_t$ и в направлении нормали к оболочке $d\varepsilon_v$ связаны с приращением радиуса и толщины соотношениями:

$$d\varepsilon_t = \frac{dr}{r}; \quad d\varepsilon_v = \frac{dh}{h}. \quad (12)$$

Эти приращения деформаций могут быть выражены через скорости деформаций ξ_t и ξ_v следующим образом:

$$d\varepsilon_t = \xi_t dt; \quad d\varepsilon_v = \xi_v dt. \quad (13)$$

Из соотношений (13) следует, что:

$$\frac{\xi_v}{\xi_t} = \frac{r}{h} \frac{dh}{dr}, \quad (14)$$

где

$$\xi_v = \frac{dh}{hdt}; \quad \xi_t = \frac{dr}{rdt}. \quad (15)$$

Скорость деформации в меридиональном направлении определяется по формуле:

$$\xi_m = \frac{dV}{dS_m}, \quad (16)$$

где V – скорость перемещения в меридиональном направлении; dS_m – элемент длины меридиана:

$$dS_m = + dr / \sin \alpha. \quad (17)$$

Из условия несжимаемости имеем:

$$V = V_1 r_1 h_1 / rh = V_2 r_2 h_2 / rh, \quad (18)$$

где h_1 и h_2 – толщины стенки оболочки; r_1 и r_2 – величины радиуса; V_1 и V_2 – скорости перемещения на входе и выходе соответственно.

Используя соотношения (17) и (18), преобразуем выражение (16) к виду:

$$\xi_m = - \frac{V_1 r_1 h_1 \sin \alpha}{r^2 h} \left(1 + \frac{r}{h} \frac{dh}{dr} \right). \quad (19)$$

Для плоского напряженного состояния уравнения (9) примут вид:

$$\begin{aligned} \xi_m &= 3R_t \xi_e [R_m (\sigma_m - \sigma_t) + \sigma_m] / [2(R_m + R_m R_t + R_t) \sigma_e]; \\ \xi_t &= 3R_m \xi_e [\sigma_t + R_t (\sigma_t - \sigma_m)] / [2(R_m + R_m R_t + R_t) \sigma_e]. \end{aligned} \quad (20)$$

Используем уравнения (20) для определения выражения (14) и отношения ξ_m / ξ_t следующим образом:

$$\frac{r}{h} \frac{dh}{dr} = \frac{\xi_v}{\xi_t} = \frac{R_t \sigma_m + R_m \sigma_t}{R_m [R_t \sigma_m - (1 + R_t) \sigma_t]} = f; \quad (21)$$

$$\frac{\xi_m}{\xi_t} = \frac{R_t [R_m (\sigma_m - \sigma_t) + \sigma_m]}{R_m [\sigma_t + R_t (\sigma_t - \sigma_m)]}. \quad (22)$$

Выразим компоненту скорости деформаций ξ_t через ξ_m так:

$$\xi_t = \xi_m \frac{R_m [\sigma_t + R_t (\sigma_t - \sigma_m)]}{R_t [R_m (\sigma_m - \sigma_t) + \sigma_m]}. \quad (23)$$

Меридиональные σ_m и окружные σ_t напряжения на коническом участке очага деформации определяются путем решения приближенного уравнения равновесия [3]:

$$r \frac{d\sigma_m}{dr} + \sigma_m (1 + f) - k \sigma_t = 0 \quad (24)$$

совместно с уравнением состояния (1) при граничном условии:

$$\text{при } r = r_2, \quad \sigma_m|_{r=r_2} = 0. \quad (25)$$

Граничное условие (25) позволяет определить величину окружного σ_t напряжения из уравнения состояния (1) при $r = r_2$. Для этого необходимо рассчитать компоненты скоростей деформаций ξ_m по формуле (19) с учетом выражения (21) и формулы

$$h = h_1 e^{\int f \frac{dr}{r}}. \quad (26)$$

Как следствие интегрирование уравнения (21), ξ_t по формуле (23), определить ξ_e по соотношению (11), найти величину σ_e по выражению (10). Зная величину σ_m , определенную из уравнения (24), можно найти окружное напряжение σ_t .

Интегрирование уравнения (24) выполняется численно методом конечных разностей от краевой части заготовки, где известны все входящие в уравнение величины.

После определения σ_m находят σ_t из уравнения состояния (1), предварительно вычислив величину эквивалентной скорости деформации ξ_e и эквивалентного напряжения по выражению:

$$\sigma_e = \left(\frac{1}{B} \xi_e \right)^{1/n} . \quad (27)$$

Сила раздачи определяется по выражению:

$$P = 2\pi r_1 h_1 |\sigma_m| . \quad (28)$$

На основе приведенных выше соотношений выполнены теоретические исследования силовых параметров раздачи трубных заготовок из анизотропного материала в режиме ползучести. Исследовано влияние степени деформации, геометрии и скорости перемещения инструмента, анизотропии механических свойств материала заготовки и условий трения на инструменте на силу раздачи трубных заготовок из титанового ВТ6С ($T = 930^\circ\text{C}$) и алюминиевого АМг6 ($T = 450^\circ\text{C}$) сплавов. Механические характеристики исследуемых материалов приведены в работе [2]. Расчеты выполнены при $r_1 = 100\text{ мм}$; $h_1 = 4\text{ мм}$.

На рис. 2 представлены графические зависимости изменения относительной силы $\bar{P} = P / (2\pi r_1 h_1 \sigma_{e0})$ при раздаче трубных заготовок из алюминиевого сплава АМг6 от угла конусности инструмента α , коэффициента раздачи K_p , скорости перемещения инструмента V и коэффициента трения на контактной поверхности рабочего инструмента и заготовки μ .

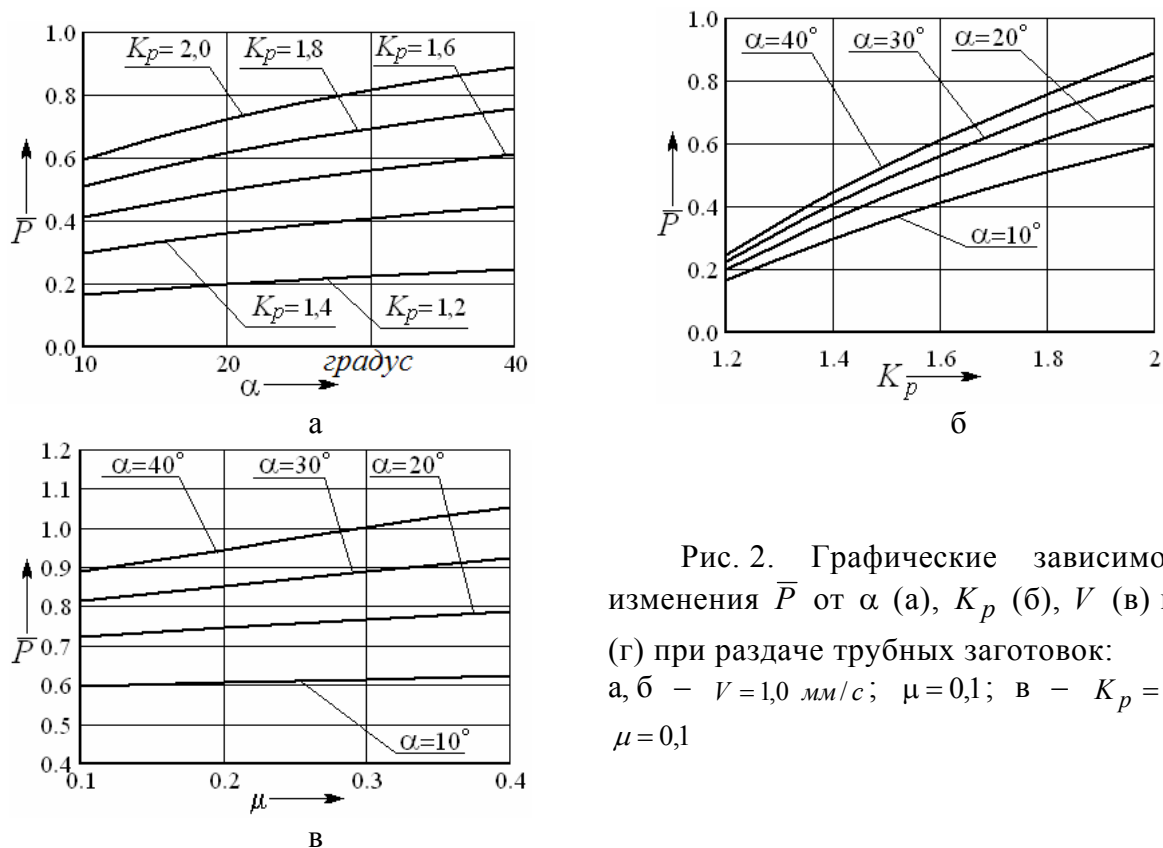


Рис. 2. Графические зависимости изменения \bar{P} от α (а), K_p (б), V (в) и μ (г) при раздаче трубных заготовок: а, б – $V = 1,0\text{ мм/с}$; $\mu = 0,1$; в – $K_p = 2,0$; $\mu = 0,1$

Анализ графических зависимостей показывает, что с увеличением угла конусности пуансона α , коэффициента раздачи K_p , скорости перемещения инструмента V и коэффициента трения на контактной поверхности рабочего инструмента и заготовки μ относительная сила \bar{P} возрастает.

Установлено, что с увеличением угла конусности пуансона с 10° до 40° сила раздачи увеличивается на 48 % при $K_p = 2,0$. При увеличении коэффициента раздачи с 1,2 до 2,0 при $\alpha = 40^\circ$ \bar{P} возрастает в 3,6 раза. Показано, что с ростом скорости перемещения инструмента V относительная сила \bar{P} существенно возрастает. Так для сплава ВТ6С увеличение скорости с 0,05 мм/с до 0,5 мм/с приводит к увеличению относительной силы \bar{P} в 3 раза, а для алюминиевого сплава АМг6 увеличение скорости с 0,1 мм/с до 1,0 мм/с – в 1,8 раза.

При увеличении коэффициента трения на пуансоне μ с 0,1 до 0,4 рост силы раздачи трубных заготовок из сплавов ВТ6С и АМг6 составляет 18 % при $K_p = 2,0$.

Оценено влияние коэффициента нормальной анизотропии механических свойств на силовые режимы процесса раздачи трубных заготовок.

На рис. 3 представлены графические зависимости изменения относительной силы \bar{P} при раздаче трубных заготовок от коэффициента нормальной анизотропии R . Анализ графических зависимостей показывает, что с увеличением коэффициента анизотропии R относительная сила раздачи \bar{P} уменьшается. Так при увеличении коэффициента анизотропии R с 0,2 до 2, относительная сила процесса уменьшается на 34 %.

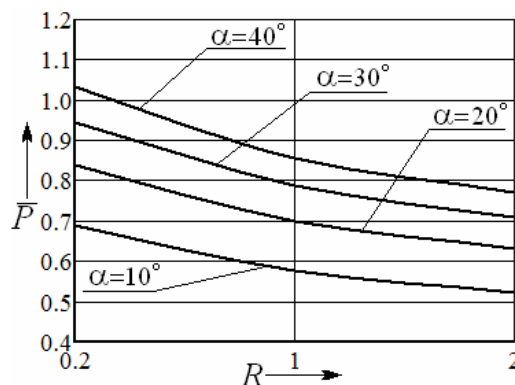


Рис. 3. Графические зависимости изменения \bar{P} от R ($V = 1,0$ мм/с; $K_p = 2,0$; $\mu = 0,1$)

Полученные уравнения и соотношения для оценки кинематики течения материала, деформированного и напряженного состояний заготовки, позволили оценить предельные возможности деформирования при раздаче трубных заготовок из высокопрочных анизотропных материалов в режиме кратковременной ползучести.

Критерии деформируемости.

Предельные возможности формоизменения в процессах обработки металлов давлением, протекающих при различных температурно-скоростных режимах деформирования, часто оцениваются на базе феноменологических моделей разрушения. В зависимости от условий эксплуатации или последующей обработки изготавливаемого изделия уровень повреждаемости не должен превышать величины χ :

$$\omega_A = \int_0^t \frac{\sigma_e \xi_e dt}{A_{np}} \leq \chi. \quad (29)$$

Для материалов, подчиняющихся энергетической теории ползучести и повреждаемости, и для группы материалов, подчиняющихся кинетической теории ползучести и повреждаемости:

$$\omega_e = \int_0^t \frac{\xi_e dt}{\varepsilon_{enp}} \leq \chi. \quad (30)$$

Здесь $A_{np} = A_{np}(\sigma/\sigma_e)$, $\varepsilon_{enp} = \varepsilon_{enp}(\sigma/\sigma_e)$ – удельная работа разрушения и предельная эквивалентная деформация; ω_A и ω_e – величина накопленных микроповреждений по энергетической и кинетической теории ползучести и повреждаемости; σ – среднее напряжение; $\sigma = (\sigma_m + \sigma_t)/3$; χ – величина, которая учитывает условия эксплуатации изделия или вида последующей термической обработки [3–5].

Величина удельной работы разрушения A_{np} при вязком течении анизотропного материала определяется по выражению:

$$A_{np} = D(b_0 + b_1 \cos \alpha + b_2 \cos \beta + b_3 \cos \gamma),$$

где D, b_0, b_1, b_2, b_3 – константы материала; α, β, γ – углы ориентации первой главной оси напряжений σ_1 относительно главных осей анизотропии x, y и z соответственно. Аналогичным образом находится предельная величина эквивалентной деформации ε_{enp} [2].

На основе постулата Друкера для реономных сред установлен критерий локальной потери устойчивости анизотропного материала при плоском напряженном состоянии заготовки ($\sigma_z = 0$) в режиме кратковременной ползучести [5]:

$$\left(\frac{1}{z_1} - \frac{a\xi_e}{A} \right) \left(\frac{a\xi_e}{A} + \frac{1}{z_2} \right) + m_1 \frac{b}{a} \left(\frac{1}{z_3} - \frac{b\xi_e}{A} \right) \left(\frac{b\xi_e}{A} + \frac{1}{z_4} \right) \geq 0, \quad (31)$$

где $A = \sqrt{a_t - 2a_{mt}m_1 + a_m m_1^2}$; $a = a_t - a_{mt}m_1$; $b = a_m - a_{mt}m_1$; $m_1 = \frac{\sigma_m}{\sigma_t}$;

$$a_m = \frac{3R_t(R_m + 1)}{2(R_m + R_t + R_m R_t)}; \quad a_t = \frac{3R_m(R_t + 1)}{2(R_m + R_t + R_m R_t)}; \quad a_{mt} = \frac{3R_m R_t}{2(R_m + R_t + R_m R_t)};$$

R_m и R_t – величины коэффициентов анизотропии при рассматриваемых условиях формирования; σ_m и σ_t – главные напряжения, которые совпадают с главными осями анизотропии x и y ; а z_1, z_2, z_3, z_4 – величины подкасательных к графикам зависимостей функций $\frac{\sigma_e}{A}$, $\frac{a\xi_e}{A}$, $\frac{m_1\sigma_e}{A}$ и $\frac{b\xi_e}{A}$ от времени:

$$\frac{1}{z_1} = \frac{A}{\sigma_e} \frac{d}{dt} \left(\frac{\sigma_e}{A} \right); \quad \frac{1}{z_2} = \frac{A}{a\xi_e} \frac{d}{dt} \left(\frac{a\xi_e}{A} \right);$$

$$\frac{1}{z_3} = \frac{A}{m_1\sigma_e} \frac{d}{dt} \left(\frac{m_1\sigma_e}{A} \right); \quad \frac{1}{z_4} = \frac{A}{b\xi_e} \frac{d}{dt} \left(\frac{b\xi_e}{A} \right).$$

Предельные возможности формоизменения также оценены из условия, что максимальная величина осевого напряжения $|\sigma_{m \max}|$, передающегося на стенку, не должна превышать величины напряжения σ_{sm} :

$$|\sigma_{m \max}| \leq |\sigma_{sm}|; \quad \sigma_{sm} = \sqrt{\frac{2}{3} \frac{R_m + R_m R_t + R_t}{R_t(R_m + 1)}} \sigma_e. \quad (32)$$

Предельные возможности деформирования.

Предельные возможности формоизменения при раздаче трубных заготовок из анизотропного материала в режиме ползучести могут ограничиваться величиной накопленных

микрповреждений ω_e , которая не должна превышать значение $\chi = 1$, что соответствует разрушению материала или значения $\chi = 0,65$, $\chi = 0,25$, что диктуется техническими требованиями получения и эксплуатации детали (первый критерий). Предельные коэффициенты раздачи могут также ограничиваться величиной осевой деформации ε_z материала стенки трубной заготовки. В расчетах принималось, что допустимая величина осевой деформации может достигать значений $\varepsilon_z = 0,02$ или $\varepsilon_z = 0,04$ в зависимости от заданных требований (второй критерий). Кроме того, технологические возможности раздачи в режиме ползучести могут лимитироваться потерей устойчивости трубных заготовок в виде шейкообразования (третий критерий).

Предельные возможности формоизменения определялись при раздаче трубных заготовок из сплавов ВТ6С ($T = 930^\circ\text{C}$) и АМг6 ($T = 450^\circ\text{C}$). Механические характеристики исследуемых материалов приведены в работе [2]. Расчеты выполнены при $r_1 = 100\text{ мм}$; $h_1 = 4\text{ мм}$.

На рис. 4 представлены графические зависимости изменения предельного коэффициента раздачи K_p^{np} от угла конусности пуансона α . Здесь кривыми 1, 2, 3 показаны результаты расчетов по первому критерию при $\chi = 1$, $\chi = 0,65$ и $\chi = 0,25$ соответственно, кривыми 4, 5 – по второму критерию при $\varepsilon_z = 0,04$ и $\varepsilon_z = 0,02$ соответственно и кривой 6 – по третьему критерию.

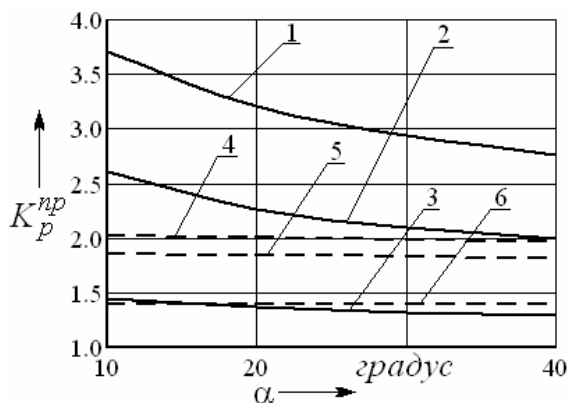


Рис. 4. Графические зависимости K_p^{np} от α ($V = 0,1\text{ мм/с}$; $\mu = 0,1$) (сплав АМг6)

Анализ графических зависимостей и результатов расчетов показывает, что с увеличением угла конусности инструмента α и коэффициента трения μ предельный коэффициент раздачи K_p^{np} уменьшается. Для сплава АМг6 наиболее заметно влияние угла α сказывается на результатах, полученных по первому критерию. Так, при увеличении α с 10 до 40 градусов K_p^{np} уменьшается для сплава АМг6 на 34%. По второму и третьему критериям для сплава АМг6 и по всем критериям для сплава ВТ6С влияние угла конусности инструмента на K_p^{np} составляет 1...3%. Увеличение коэффициента трения μ с 0,1 до 0,4 приводит к уменьшению K_p^{np} на 3% и 6% для сплава ВТ6С и на 5% и 9% для сплава АМг6 по первому и второму критериям соответственно и увеличению K_p^{np} на 3% по третьему критерию для сплава ВТ6С. Для сплава АМг6 изменение μ не оказывает влияния на результаты расчетов по третьему критерию.

При раздаче трубных заготовок из алюминиевого сплава АМг6 с увеличением скорости перемещения инструмента V предельные значения коэффициента раздачи K_p^{np} , полученные по первому критерию уменьшаются в 1,9 раза (рис. 5). На результаты, полученные по второму и третьему критериям, скорость движения инструмента влияния не оказывает.

Полученные результаты теоретических исследований могут быть использованы при проектировании технологических процессов раздачи трубных заготовок из высокопрочных анизотропных материалов в режиме кратковременной ползучести.

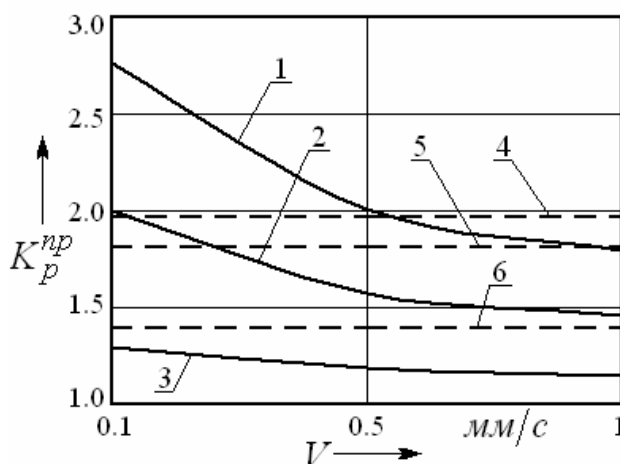


Рис. 5. Графические зависимости изменения K_p^{np} от V при раздаче трубных заготовок из сплава АМг6 ($\alpha = 40^\circ$; $\mu = 0,1$)

ВЫВОДЫ

Установлено влияние технологических параметров раздачи тонкостенных цилиндрических оболочек из анизотропного материала жестким инструментом в режиме ползучести на силовые режимы и предельных возможности формоизменения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Яковлев С. П. Обжим и раздача тонкостенных цилиндрических оболочек из анизотропного материала жестким инструментом в режиме ползучести / С. П. Яковлев, А. В. Черняев, Д. В. Крылов // Известия ТулГУ. Серия. Технические науки. – Тула: Изд-во ТулГУ. – 2007. – Вып. 2. – С. 133–137.
2. Изотермическое деформирование высокопрочных анизотропных металлов / С. П. Яковлев [и др.]. – М.: Машиностроение-1, изд-во ТулГУ, 2004. – 427 с.
3. Малинин Н. Н. Ползучесть в обработке металлов / Н. Н. Малинин. – М.: Машиностроение, 1986. – 221 с.
4. Колмогоров В. Л. Механика обработки металлов давлением / В. Л. Колмогоров. – Екатеринбург: Уральский государственный технический университет (УПИ), 2001. – 836 с.
5. Богатов А. А. Механические свойства и модели разрушения металлов / А. А. Богатов. – Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ-УПИ, 2002. – 329 с.

Черняев А. В. – канд. техн. наук, доц., докторант ТГУ;

Крылов Д. В. – аспирант ТГУ.

ТГУ – Тульский государственный университет, г. Тула, Россия.

E-mail: mpf-tula@rambler.ru

УДК 621.73

Диамантопуло К. К.
Кухарь В. В.**ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНО ВЫСОКИХ ПОЛОС
ПРИ ПРОФИЛИРОВАНИИ ОСАДКОЙ С ПРОДОЛЬНОМ ИЗГИБОМ**

Проблемы повышения качества и конкурентоспособности продукции машиностроения за счет внедрения прогрессивных энерго- и ресурсосберегающих технологий необходимо начинать решать ещё на начальных этапах изготовления деталей в заготовительном производстве. Одной из важнейших задач является приближение формы заготовки к форме поковки, что позволяет улучшать свойства изделия, экономить металл, снижать величину потребной силы деформирования, экономить энергоресурсы при нагреве меньшего объёма металла, повышать стойкость штамповой оснастки и т. д., а в конечном итоге снижать себестоимость поковок при обеспечении необходимого уровня качества. Учитывая, что выпуск штампованных поковок в странах СНГ составляет около 65 % [1] от количества всех поковок (в ведущих зарубежных странах эта цифра отличается не на много и составляет 67 % [1]), вопросы профилирования заготовок под последующую объемную штамповку следует отнести к особо актуальным. При этом структура технологического процесса должна быть гибкой, а задействованное оборудование соответствовать серийности выпуска поковок с учетом их материала, массы и эксплуатационных требований к деталям. В производственных условиях стремятся использовать имеющееся оборудование.

Наиболее целесообразным является поиск операции, позволяющей проводить профилирование в универсальном штамповом инструменте, исключая повышение его металлоёмкости. Такая операция, основанная на осадке заготовок с диапазоном отношения высоты H к диаметру D в пределах 3,5-6,0 с сопровождающимся продольным изгибом, предложена для получения профилированных полуфабрикатов под поковки с изогнутой осью [2-4]. Ранее исследования большинства авторов в области потери устойчивости относительно высоких заготовок на переходах штамповки были направлены в основном на разработку мероприятий, исключающих продольный изгиб; здесь в качестве примера можно указать на работы [5-7].

Среди известных технологических процессов штамповки поковок пластин с изогнутой осью отсутствуют единые принципы приближения формы заготовки к конфигурации поковок. К указанному типу поковок можно отнести вставки триангеля, пластины, клиновые поковки, суппорты, лопатки и др. Выбор переходов их штамповки должен осуществляться индивидуально, основываясь на принципах экономической целесообразности, причем в некоторых случаях рациональным будет введение профилирующей операции, основанной на осадке относительно высоких пластин с продольным изгибом. К исследованию данного процесса не применимы теоретические подходы, используемые при изучении формоизменения заготовок, сохраняющих при осадке форму параллелепипеда [8]. Близкими, по сути, являются эмпирические наблюдения в области деформирования оболочек различной формы, изложенные в источнике [9], с описанием качественных особенностей формоизменения концентрических слоёв определённых размеров. В нашем случае также целесообразным становится проведение экспериментального изучения показателей неравномерности деформации при осадке относительно высоких пластин с продольным изгибом.

Целью настоящей работы является экспериментальное исследование основных закономерностей формоизменения при осадке заготовок – пластин с продольным изгибом в диапазоне отношений начальной высоты H_0 к начальной ширине B_0 в пределах 3,5 – 8,0. Для исключения влияния продольного размера (длины) L_0 заготовок на показатели неравномерности деформации исходные образцы изготавливали с отношением $L_0/B_0 > 3,0$.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи: разработать методику проведения эксперимента с выбором вида основных показателей неравномерности деформации при осадке пластин с продольным изгибом, провести обработку

полученных данных и дать общие рекомендации по усовершенствованию технологий штамповки типовых поковок на основе изучаемой операции.

Опытные образцы изготавливали прессованием из слитков свинцово-сурьмянистого сплава ССу ГОСТ 1292-81Е с коэффициентом вытяжки > 3 для разрушения внутренней литой структуры и проводили их дальнейшую разрезку по размеру. Изготавливали по пять образцов на каждый типоразмер, усредненные данные о начальных размерах образцов приведены в табл. 1, причем, для ориентации в эксперименте, каждому типоразмеру присвоен индекс в соответствии с номером по порядку табл. 1.

Таблица 1

Исходные размеры опытных образцов

№ пп	$H_0 \times B_0 \times L_0$	$m_0 = H_0 / B_0$	L_0 / B_0
1	$80 \times 23 \times 69$	3,5	3
2	$45 \times 9,8 \times 35$	4,5	3,57
3	$55 \times 9,8 \times 45$	5,5	4,6
4	$60 \times 9,8 \times 50$	6,0	5,1
5	$110 \times 16 \times 94$	7,0	5,9
6	$80 \times 9,8 \times 64$	8,0	6,53

Осадку проводили на универсальной испытательной машине УММ-10. Деформирующим инструментом служили плоско-параллельные осадочные плиты из стали 5ХНВ ГОСТ 5960-74, термообработанные до HRC 40...44 с шероховатостью опорной поверхности $Ra = 0,63$ мкм. В качестве критерия степени осадки выбран показатель $\varepsilon_y = [(H_0 - H_k) / H_0] \times 100 \%$, где H_k – высота изогнутого образца после деформирования (см. рис. 1).

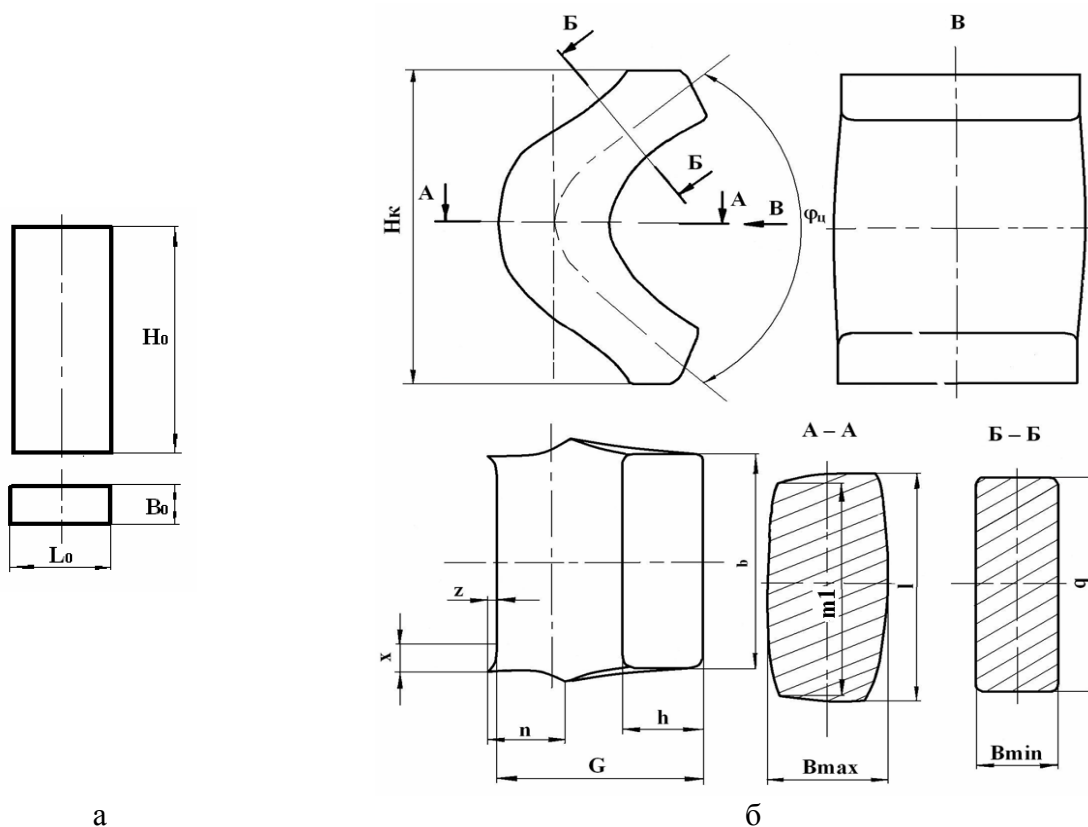


Рис. 1. Размеры экспериментальных образцов до (а) и после (б) осадки:

ϕ_c – центральный угол изогнутого образца; H_k , x , z , n , h , G , b , m_1 , q , B_{max} , B_{min} – линейные размеры, снимаемые с деформированных образцов

Диапазон исследований разбили на четыре ступени: каждый из образцов осаживали до $\varepsilon_y = 13\%$, 27% , 40% , и 53% . Замеры конечных размеров после каждой стадии осадки проводили угломером и штангенциркулем в соответствии со схемой рис. 1, а, длину изогнутой оси L_{Hk} заготовки измеряли гибкой измерительной лентой. Полученные данные замеров подвергали статистической обработке.

Осаженные образцы, примеры фотографий которых приведены на рис. 2 и рис. 3, имеют выраженный набор металла по биссектрисе угла изгиба, увеличивающийся с ростом параметра ε_y , и некоторое искажение приторцевых участков. Учитывая пренебрежимо малое приращение размера в направлении длины L_0 , целесообразно ввести показатели, подобные предложенным в работах [2-4], характеризующие технологическую неравномерность деформации и рассчитываемые из соотношения максимальных (B_{max}) и минимальных (B_{min}) линейных размеров по ширине образцов после осадки с их размерами до деформирования (B_0):

$$K_{no} = \frac{B_{max}}{B_{u\delta}}; k_2 = \frac{B_{min}}{B_0}; k_1 = \frac{B_{max}}{B_0}; k_3 = \frac{B_{max}}{B_{min}}, \quad (1)$$

где $B_{u\delta} = B_0 / (1 - \delta)$ - идеализированная ширина осаженной заготовки, вычисляемая для случая равномерной деформации, причем значение относительного укорочения оси δ определяют как:

$$\delta = [(H_0 - L_{Hk}) / H_0] \times 100\%. \quad (2)$$

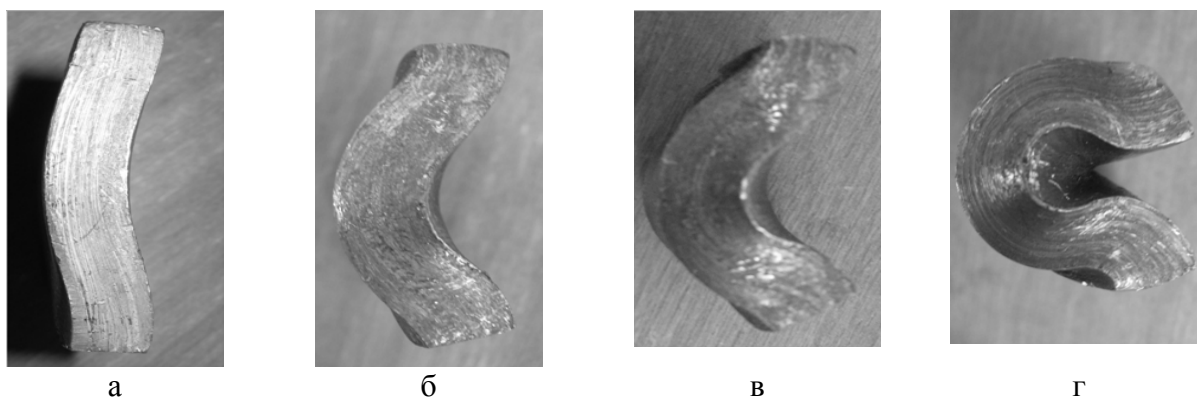


Рис. 2. Образцы с $m_0 = 5,5$, осаженные до различных условных степеней деформации: а - $\varepsilon_y = 13\%$; б - $\varepsilon_y = 27\%$; в - $\varepsilon_y = 40\%$; г - $\varepsilon_y = 53\%$

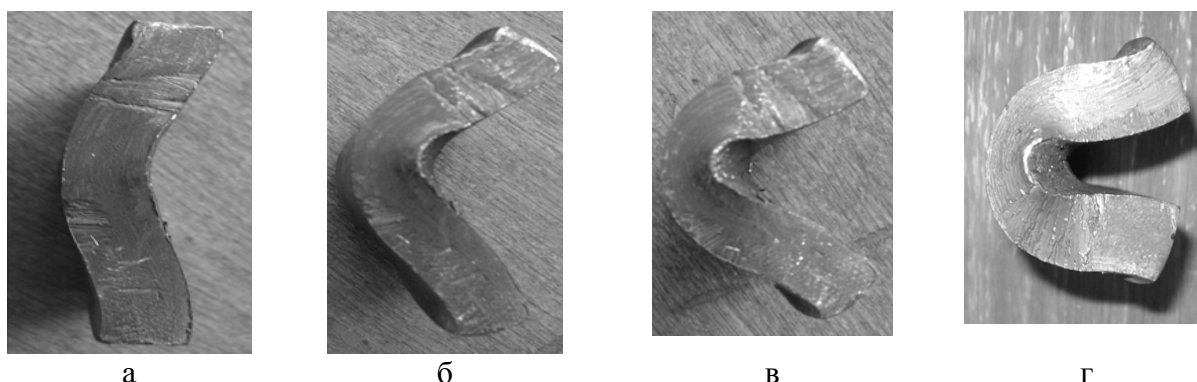


Рис. 3. Образцы с $m_0 = 7,0$, осаженные до различных условных степеней деформации: а - $\varepsilon_y = 13\%$; б - $\varepsilon_y = 27\%$; в - $\varepsilon_y = 40\%$; г - $\varepsilon_y = 53\%$

После обработки первичных экспериментальных данных по проведенным замерам линейных и угловых размеров и вычисления безразмерных показателей формоизменения по выражениям (1) были построены графические зависимости, приведенные на рис. 4. Данные графики позволяют прогнозировать формоизменение заготовок – пластин при их

профилировании осадкой с продольным изгибом для выбора размеров исходной заготовки и параметра ϵ_y в технологических расчетах, направленных на приближение формы заготовки к конфигурации поковки.

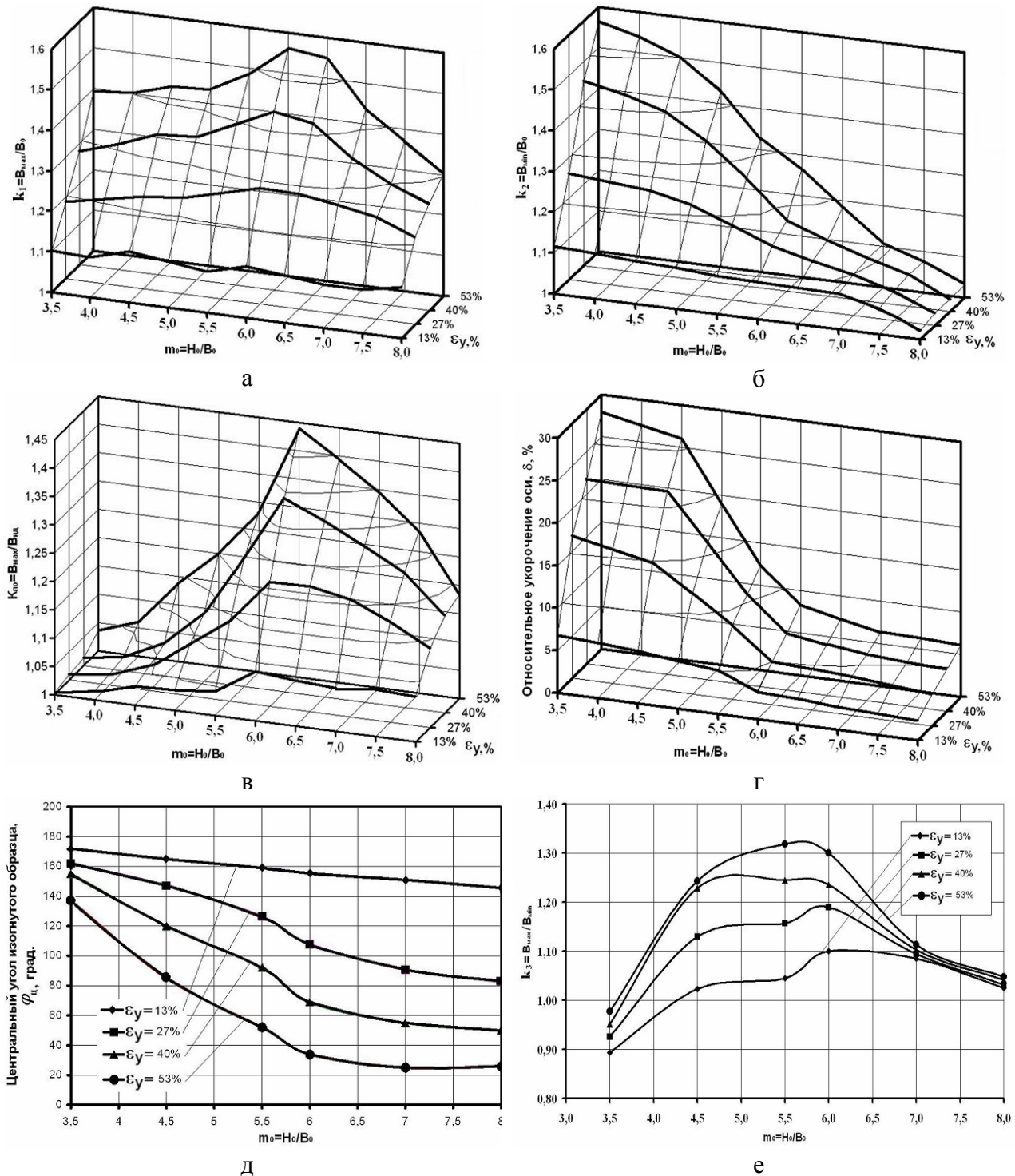


Рис. 4. Графические зависимости показателей неравномерности деформации от степени условной деформации ϵ_y и относительной высоты m_0 :
 а – $k_1 = f(\epsilon_y; m_0)$; б – $k_2 = f(\epsilon_y; m_0)$; в - $K_{по} = f(\epsilon_y; m_0)$; г - $\delta = f(\epsilon_y; m_0)$; д - $\varphi_{ц} = f(\epsilon_y; m_0)$;
 е - $k_3 = f(\epsilon_y; m_0)$

Анализ построенных зависимостей (см. рис. 4) свидетельствует о повсеместном наборе металла с увеличением степени осадки ϵ_y для образцов с любыми значениями m_0 . При возрастании величины относительной высоты заготовок m_0 регистрируется

практически линейное падение значений k_2 (см. рис. 4, б), а динамика изменения показателей k_1 (см. рис. 4, а) и $K_{по}$ (см. рис. 4, в) свидетельствует о наличии их максимумов в области $m_0 = 6,0$. Подобные изменения наблюдаются и для коэффициента k_3 (см. рис. 4, е), максимум значений которого для степеней осадки $\varepsilon_y = 13\%$ и 27% соответствует величинам $m_0 = 5,5-5,7$, а с увеличением ε_y до 40% и 53% смещается в сторону $m_0 = 6,0-6,1$. С увеличением степени осадки ε_y возрастает величина относительного укорочения оси δ (см. рис. 4, г), однако использование более высоких заготовок вызывает падение значений δ , что связано с уменьшением доли деформации сжатия и увеличением доли деформации изгиба при профилировании. Осадка заготовок с продольным изгибом сопровождается уменьшением величины центрального угла $\varphi_{ц}$ при возрастании степени осадки ε_y для всех значений m_0 (см. рис. 4, д), причем увеличение относительной высоты m_0 скажется на более интенсивном падении значений $\varphi_{ц}$ по ходу осадки, что связано с большими значениями абсолютных обжатий заготовок.

ВЫВОДЫ

На основе экспериментальных исследований процесса осадки заготовок-пластин с продольным изгибом за счет потери устойчивости получены графические зависимости основных параметров формоизменения от таких технологических факторов как относительная высота m_0 и степени осадки ε_y . Данные зависимости позволяют прогнозировать форму профилированной заготовки, приближая её к конфигурации поковки, причем целесообразным является определение подходящей номенклатуры поковок и области использования исследуемой операции профилирования. Перспективы исследований в данном направлении также могут заключаться в изучении энергосиловых характеристик процесса профилирования и в разработке обобщенной методики расчета заготовки и переходов штамповки с использованием профилирующей осадки заготовок-пластин с продольным изгибом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Семенов Е. И. Концепция восстановления и развития кузнечно-штамповочного производства в машиностроении России / Е. И. Семенов, Г. П. Трегубов // Вестник машиностроения. – 2000. – №2. – С. 50–61.
2. Диамантопуло К. К. Новая методика расчета заготовки для штамповки поковок типа «фланец кардана» / К. К. Диамантопуло, В. В. Кухарь // Защита металлургических машин от поломок: сб. науч. тр. – Мариуполь: ПГТУ, 1998. – Вып. 3. – С. 257–265.
3. Диамантопуло К. К. Исследование осадки с потерей устойчивости заготовки для приближения её формы к форме поковки / К. К. Диамантопуло, В. В. Кухарь // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії: зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, 1999. – С. 71–74.
4. Кухар В. В. Нерівномірність деформації при одержанні профільованої заготовки осаджуванням із утратою стійкості / В. В. Кухар, К. К. Диамантопуло // Вісник Технологічного університету Поділля. – Хмельницький, 2002. – № 1(37). – С. 109–114.
5. Хван Д. В. Осадка длинномерных заготовок как нетрадиционный способ обработки металлов давлением / Д. В. Хван, А. А. Воропаев // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ-Хмельницький, 2002. – С. 143–147.
6. Грайфер А. Х. Об устойчивости заготовок при осадке и высадке / А. Х. Грайфер // Кузнечно-штамповочное производство. – 1970. – № 11. – С. 11–13.
7. Зиновьев И. С. Многопереходная высадка в конических пуансонах при штамповке на горизонтально-ковочных машинах / И. С. Зиновьев // Кузнечно-штамповочное производство. – 1985. – №4. – С. 8–11.
8. Вайсбурд Р. А. Развитие исследований формоизменения в процессах, близких к осадке параллелепипеда / Р. А. Вайсбурд, А. Г. Залазинский // Кузнечно-штамповочное производство. – 1988. – № 8. – С. 16–22.
9. Могучий Л. Н. Обработка давлением труднодеформируемых материалов / Л. Н. Могучий. – М.: Машиностроение, 1976. – 272 с.

Диамантопуло К. К. – канд. техн. наук, ст. науч. сотрудник, доц. ПГТУ;
Кухарь В. В. – канд. техн. наук, доц., докторант НМетАУ.

ПГТУ – Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь;
НМетАУ – Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск.

E-mail: kvv_mariupol@mail.ru

УДК 621.7.01

Бейгельзимер Я. Е.
Сынков А. С.**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ДЛИННОМЕРНЫХ РАСХОДУЕМЫХ ЭЛЕКТРОДОВ ДЛЯ ЭЛЕКТРОШЛАКОВОГО ПЕРЕПЛАВА ИЗ ТИТАНОВОЙ ГУБКИ МЕТОДОМ ПОЛУНЕПРЕРЫВНОЙ ВИНТОВОЙ ЭКСТРУЗИИ**

В настоящее время единственным промышленным методом производства компактного титана и его сплавов из промежуточного продукта – губки является электродуговая плавка расходуемых электродов в вакууме или инертной среде [1, 2]. Эффективность применения электродугового переплава во многом определяется способом и трудоемкостью изготовления расходуемых электродов. В большинстве опытных работ по выплавке слитков из титана и его сплавов указанным методом в качестве расходуемых электродов используются электроды, прессованные из губки.

Известен способ получения длинномерных электродов методом прямой экструзии [3]. Способ позволяет получать длинномерные электроды, минуя сварку отдельных брикетов. Однако данному методу присущи следующие недостатки:

- отсутствие равномерного распределения прочности и плотности по длине и сечению, что отрицательно влияет на процесс плавки;
- в процессе экструзии имеют место растягивающие напряжения в очаге деформации, которые приводят к образованию пор, трещин и в конце концов приводят к поперечным расщеплениям брикета и его разрушению;
- загружаемые порции губки между собой не сцепляются, и для того чтобы добиться прочного сцепления необходимо дополнительно усложнять технологическое оборудование.

В работах [4, 5] был исследован процесс получения длинномерных электродов из титановой губки методом непрерывной винтовой экструзии. Метод позволяет создать в очаге деформации интенсивный сдвиг, который в комплексе с высоким давлением приводит к уплотнению материала, а также к равномерному распределению свойств по сечению и длине заготовки.

В работе [5] показано, что имеется начальный пороговый уровень противодействия, создание которого является обязательным условием стабильного протекания процесса. Была предложена модель непрерывной экструзии, которая позволяет качественно условия стабильной деформации порошковых материалов.

Целью данной работы являлось на основе теоретической модели экспериментально исследовать процесс компактирования длинномерных расходуемых электродов из титановой губки для электрошлакового переплава методом винтовой экструзии.

Для того чтобы подтвердить гипотезу о том, что кривая зависимости давления прямой экструзии от противодействия при, котором получены образцы, имеет S-образный характер, необходимо провести соответствующие эксперименты. А именно необходимо продеформировать заготовки, полученные винтовой экструзией порошкового материала при различных противодействиях через коническую матрицу.

Деформацию осуществляли на установке для прямой экструзии при следующих параметрах:

- исходное сечение образцов – $25 \times 40 \text{ мм}^2$;
- конечное сечение – $\varnothing 22,5 \text{ мм}$;
- вытяжка – 2,5;
- угол конуса матрицы 2α – 450.

Контейнер имел профильный канал с размерами сечения $25 \times 40 \text{ мм}^2$. Деформацию проводили при комнатной температуре.

При обработке образцов, полученных ВЭ с противодавлением 20–60 МПа процесс протекал неустойчиво. Губчатый титан либо просыпался через канал матрицы ($P_{\text{пд}} = 20 \text{ МПа}$), либо выходил из канала частично скомпактированными порциями разного размера ($P_{\text{пд}} = 60 \text{ МПа}$) при этом давление экструзии не превышало 50 МПа. При деформации заготовок, которые были получены при противодавлении 100 МПа, наблюдался рост давления до 500 МПа, однако процесс экструзии проходил скачкообразно. Материал из канала конической матрицы выпадал порциями с трещинами и расслоениями. Заготовки, деформированные ВЭ с противодавлением 200–300 МПа экструдировались устойчиво. Давление экструзии этих заготовок было в диапазоне 630–650 МПа. Титановые прутки, полученные в результате такой деформации, были без расслоений и трещин.

При экструзии губки значение давления деформации было максимальным в начале процесса и монотонно убывало к окончанию деформации рис. 1. Это обусловлено тем, что в начале деформации имеет место трение материала о стенки контейнера, которое вносит большую долю, составляющую давление деформации. Мы же при выборе значения давления при непрерывном процессе руководствовались тем, что имеет место только трение в очаге деформации, т. е. трение в калибрующем пояске и конической части матрицы. Поэтому при оценке давления во время прямой экструзии титановой губки выбиралось его минимальное значение.

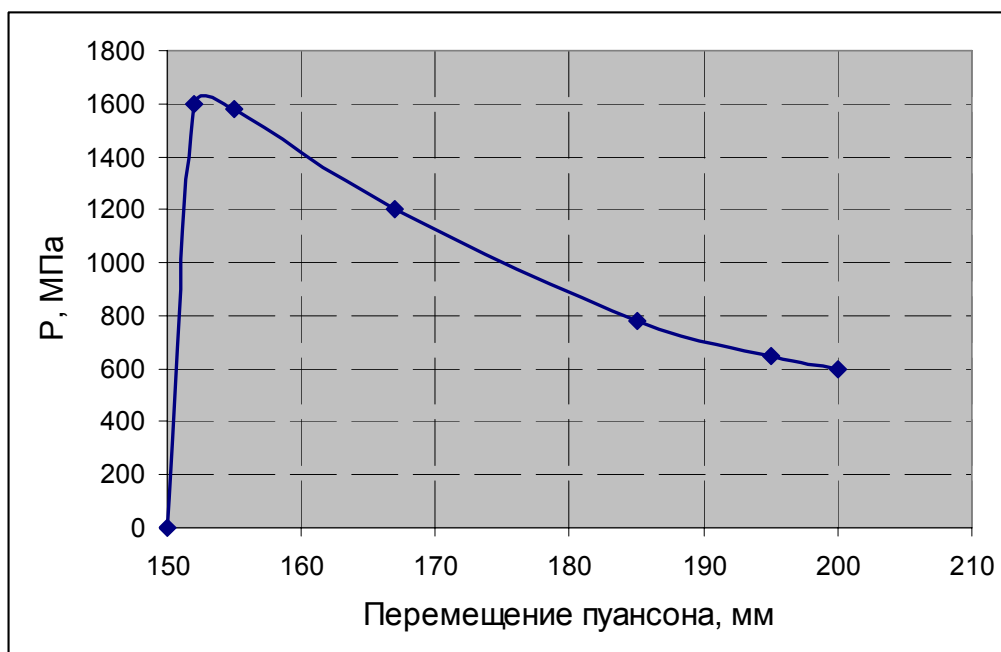


Рис. 1. Изменение давления прямой экструзии в процессе деформации

На рис. 2 построена зависимость давления прямой экструзии порошковых заготовок от противодавления, при котором они были скомпактированы в процессе винтовой экструзии. Здесь видно, что с ростом плотности и прочности характер роста давления прямой экструзии имеет S-образный вид.

Показано, что область ограниченная точками А и Б является областью стабильности процесса непрерывной винтовой экструзии. Это означает, что уровень противодавления созданный в пределах этой области обязательно приведет процесс к точке А (точка стабильности).

Отсюда следует, что для того чтобы процесс непрерывного компактирования титановой губки протекал стабильно, достаточно, для данных параметров инструмента, создать начальный уровень противодействия выше 60 МПа.

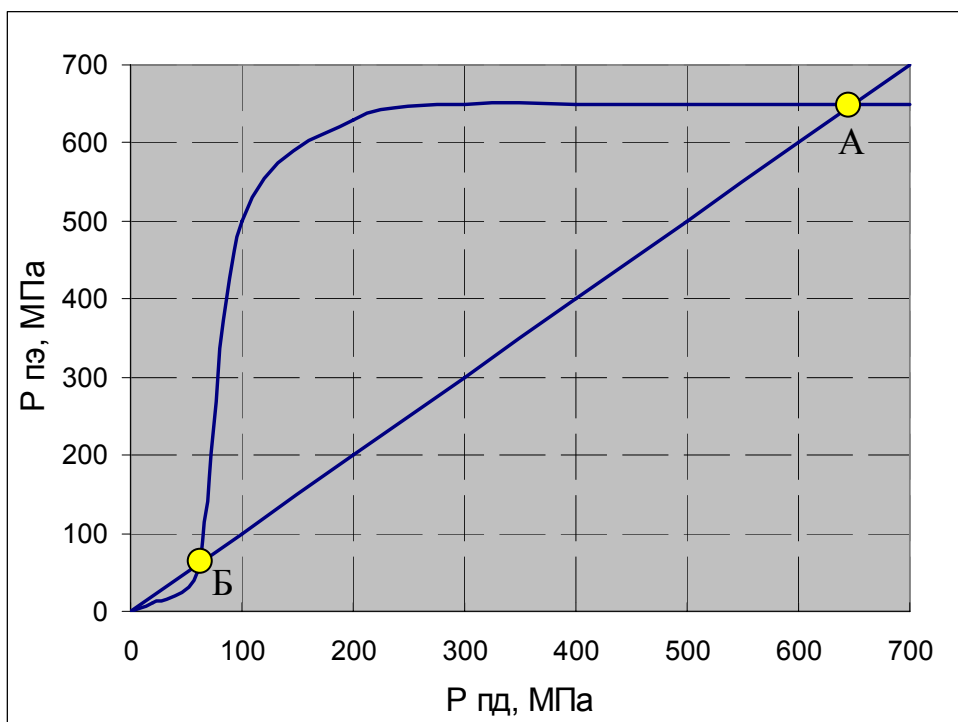


Рис. 2. Экспериментальная реализация процесса непрерывной ВЭ

ВЫВОДЫ

Проведенные исследования в рамках данной работы позволили не только качественно, но и количественно определить значение начального противодействия для стабильного протекания процесса уплотнения титановой губки методом полунепрерывной винтовой экструзии. Показано, что для данных параметров инструмента вначале процесса необходимо создать противодействие выше 60 МПа.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рябцев А. Д. Производство слитков титана, хрома и сплавов на их основе в камерных электрошлаковых печах под «активными» металлосодержащими флюсами. / А. Д. Рябцев, А. А. Троянский // Современная электрометаллургия. «Проблемы специальной электрометаллургии». – 2001. – № 4. – С. 6–11.
2. Гурьевич С. М. Электрошлаковая выплавка слитков титановых сплавов / С. М. Гуревич, В. П. Дидковский, Ю. К. Новиков // Автоматическая сварка. – 1963. – № 10. – С. 37–42.
3. Патон Б. Е, Переплав губчатых титановых расходоуемых электродов методами ЭШП и ДШП / Б. Е. Патон, Б. И. Медовар, В. Я. Саенко // Проблемы СЭМ. – 1994. – № 3–4. – С. 7–11.
4. Сынков А. С. Анализ параметров полунепрерывной винтовой экструзии прутков из титановой губки / А. С. Сынков // Вестник двигателестроения. – 2007. – № 2. – С. 142–145.
5. Бейгельзимер Я. Е. Анализ устойчивости полунепрерывной винтовой экструзии порошковых материалов. / Я. Е. Бейгельзимер, А. С. Сынков // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ, 2007. – С. 276–278.

Бейгельзимер Я. Е. – гл. науч. сотрудник, д-р техн. наук, проф. ДФТИ;

Сынков А. С. – мл. науч. сотрудник ДФТИ.

ДФТИ – Донецкий физико-технический институт.

E-mail: asynkov@mail.ru

УДК 539.434:621.791

Підгурський М. І.

ВПЛИВ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ ФОРМОУТВОРЕННЯ НА МАЛОЦИКЛОВУ МІЦНІСТЬ ХОЛОДНОГНУТИХ ПРОФІЛІВ ТА ЇХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ

У процесі виготовлення елементи металоконструкцій піддаються пластичній деформації (до 20 %), що обумовлена технологічними операціями гнуття, правки, вальцювання та ін. [1]. Додаткова поверхнева пластична деформація виникає в зонах конструктивних і технологічних концентраторів напружень елементів конструкцій при високих рівнях статичного і циклічного навантаження, при застосуванні технологій зміцнення поверхневих шарів [2–4].

Пластичне деформування матеріалів, що реалізується в результаті технологічних операцій формоутворення гнутих і гнутозварних профілів, суттєво впливає на характеристики їх міцності та довговічності. Так, за результатами випробувань зразків, вирізаних зі стінки гнутозварного профілю вздовж його осі, границя текучості σ_T металу (сталь 09Г2С, $t = 8$ мм) збільшилась в 1,35 рази при збереженні загальної пластичності [5].

Аналіз досліджень в області багатоциклової втоми матеріалів показує, що пластична деформація (до 40–45 %) має, як правило позитивний ефект [3, 6]. Для одного і того ж рівня циклічного навантаження зі збільшенням попередньої пластичної деформації при розтягу спостерігається збільшення числа циклів до зародження тріщин. Підвищення втомної довговічності пояснюється деформаційним зміцненням матеріалу. Проте відзначається, що на ранній стадії пластичного деформування (до 1,5–2 %) можливе деяке зниження втомної довговічності (до 20 %), що пов'язується з неоднорідністю деформаційного стану в поверхневому шарі, що й спричинює зародження тріщин. При більшій попередній пластичній деформації зміцнення матеріалу перешкоджає цьому процесу.

В області малоциклової міцності, як показує аналіз літературних даних та результати досліджень, вплив попередньої пластичної деформації в залежності від її величини і матеріалу має неоднозначний характер [7–9].

Метою роботи є дослідження впливу пластичної деформації при холодному формоутворенні гнутих і гнутозварних профілів на малоциклову міцність ($N < 5 \cdot 10^4 - 10^5$ циклів навантаження) при м'якому ($\sigma_a = \text{const}$) і жорсткому ($\epsilon_a = \text{const}$) навантаженні.

Відзначимо, що руйнування від малоциклової втоми – це руйнування в умовах повторного пружнопластичного деформування з числом циклів (до моменту утворення макротріщини чи остаточного руйнування) до $5 \cdot 10^4 - 10^5$, яке є умовною границею мало- і багатоциклової втоми для пластичних сталей і визначає середнє число циклів для зони переходу від пружнопластичного до пружного циклічного деформування [3].

При дослідженнях опору деформуванню і руйнуванню при малому числі циклів навантаження випробування проводять при м'якому (постійні значення циклічних напружень $\sigma_a = \text{const}$) і жорсткому (постійні значення циклічних деформацій $\epsilon_a = \text{const}$) навантаженнях. Ці випробування представляють достатньо контрастні навантаження, які охоплюють загальний випадок роботи за границею пружності будь-якого елемента конструкції, оскільки характер зміни напружень і деформацій в зонах концентраторів при повторному навантаженні знаходиться, як правило, в області між м'яким і жорстким навантаженнями.

Методика випробувань. Вплив попереднього об'ємного пластичного деформування, що моделює розвиток пластичних деформацій при формоутворенні гнутих і гнутозварних профілів досліджувався на зразках, вирізаних з прокату низьколегованих сталей 09Г2С і 16Г2АФ. Хімічний склад нітридно зміцненої сталі 16Г2АФ ($t = 8$ мм): С = 0,18 %; Мn = 1,3 %; Si = 0,48 %; Р = 0,024 %; S = 0,020 %; Cr = 0,09 %; Cu = 0,09 %; Ni = 0,08 %; V = 0,125 %. Механічні властивості сталі 16Г2АФ, визначені вздовж ($\sigma_T = 545$ МПа; $\sigma_B = 648$ МПа; $\delta = 28,2$ %; $\psi = 71,8$ %) і поперек прокату ($\sigma_T = 575$ МПа; $\sigma_B = 702$ МПа; $\delta = 22,3$ %; $\psi = 52,9$ %), свідчать, що вплив напрямку прокату суттєвіше впливає на зміну характеристик пластичності (δ , ψ) у бік їх зменшення в середньому на 25 %. У подальшому вплив попереднього об'ємного пластичного

деформування досліджувався на плоских зразках, вирізаних поперек прокату. Рівні попередньої пластичної деформації – 1,5; 5; 10 % досягались контрольованим розтягом. Зразки виготовлялись у два етапи. На першому етапі на відшліфованій поверхні центральної частини зразків наклеювались за спеціальною технологією ланцюжки малобазових фольгових тензорезисторів із загальною довжиною вимірювання 25 мм. Зразки з наклеєними датчиками закріплювались у випробувальній машині МУП–100 і піддавались навантаженню розтягом. Крім цього, частина зразків випробувалася без початкової пластичної деформації.

Після попереднього об'ємного пластичного деформування зразки доопрацьовувались: у їх центральній частині фрезерувалась плавна виточка радіусом 40 мм, яка створювала концентрацію напружень, що оцінюється теоретичним коефіцієнтом концентрації напружень $\alpha_\sigma = 1,25$. Центр виточки співпадав з центром ланцюжка малобазових тензорезисторів. Зразки з виточками піддавались втомним випробуванням на гідропульсаторі МУП–100 з частотою навантаження 450 циклів на хвилину і асиметрією циклу $R \approx 0,2$. Випробування зразків проводилось при напруженнях нижчих границі текучості металу.

Вплив об'ємного пластичного деформування на характеристики малоциклової втоми при жорсткому навантаженні (із заданою амплітудою деформації) досліджувався на суцільних лабораторних зразках вирізаних поперек прокату (сталь 16Г2АФ) та вирізаних із стінки профілю $180 \times 75 \times 7$ мм (сталь 09Г2С). Механічні властивості сталі 09Г2С ($\sigma_T = 380$ МПа; $\sigma_B = 540$ МПа; $\psi = 68$ %); хімічний склад – С = 0,10 %; Мn = 1,48 %; Si = 0,73 %; P = 0,018 %; S = 0,013 %; Cr = 0,05 %; Cu = 0,52 %; Ni = 0,11 %.

Вплив попередньої пластичної деформації досліджувався при різних її рівнях – 1,5; 5; 10 %, які досягались контрольованим розтягом. Випробування зразків на циклічну міцність проводились зразу ж після попереднього пластичного деформування для усунення впливу процесів релаксації. Частота навантажень $\nu \approx 1$ цикл/хв.; коефіцієнт асиметрії циклу $R = -1$. При дослідженнях розглядалися умови навантаження, при яких максимальні деформації при малоцикловому навантаженні досягали $\epsilon_a = 0,3-2,0$ %.

Встановлення закономірностей впливу однократних і циклічних навантажень високого рівня (але нижчих границі текучості матеріалу), що приводять до розвитку місцевої пластичної деформації (до 1,0–1,5 %) в зонах концентраторів напружень, проводилось на великогабаритних зразках із сталі 09Г2С (поперечний перетин 120×7 мм), що моделюють зварні з'єднання елементів конструкцій. Випробування проводились при м'якому навантаженні з коефіцієнтом асиметрії $R \approx 0,2$ і частотою навантажень $\nu \approx 4$ Гц.

Аналіз результатів досліджень. Обробка експериментальних даних показала, що за параметром числа півциклів діаграми циклічного пружнопластичного деформування утворюють узагальнену діаграму циклічного деформування, незалежно від величини попереднього пластичного деформування. Аналіз діаграм циклічного деформування продемонстрував, що сталь 16Г2АФ є слабо циклічно знеміцнювальною, незалежно від величини початкової деформації. Сталь 09Г2С за пружнопластичними властивостями є циклічно стабільною.

Встановлено, що зі збільшенням рівня об'ємного пластичного деформування відбувається значне деформаційне зміцнення сталі (до 30 %) і зменшення модуля пружності (на 30–35 %). Це приводить до початкового збільшення асиметрії циклу навантаження і зменшення гістерезисної петлі. Інтенсивність знеміцнення у півциклі розтягу обернено пропорційна попередній пластичній деформації й амплітуді циклічного навантаження ϵ_a . Подальше циклічне деформування приводить до зменшення асиметрії циклу. При цьому вплив попередньої пластичної деформації на ширину гістерезисної петлі нівелюється. Методами просвічуючої електронної мікроскопії досліджувалась структура сталей, що формується в процесі циклічного деформування. Результати досліджень свідчать, що структура сталей визначається, в основному, параметрами деформування матеріалу. Така поведінка сталей зумовлює, ймовірно, співпадання довговічності при випробуваннях попередньо деформованого і недеформованого матеріалу сталі 16Г2АФ (рис. 1, а) та 09Г2С (рис. 1, б). Таким чином, попередня об'ємна пластична деформація до 10 % не впливає на малоциклову міцність пластичних сталей в умовах жорсткого навантаження. Зниження малоциклової

міцності при жорсткому навантаженні слід очікувати тільки при значній пластичній деформації, що складає приблизно половину і більше від пластичності при статичному розриві зразка матеріалу [10].

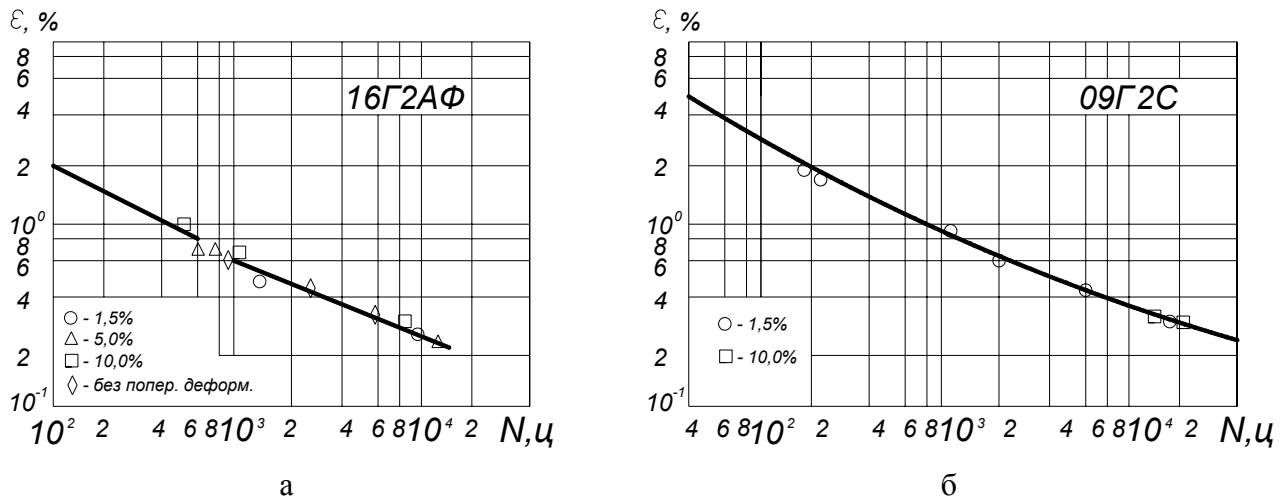


Рис. 1. Вплив попередньої пластичної деформації на малоциклову міцність сталей 16Г2АФ (а) та 09Г2С(б) при жорсткому навантаженні

На рис.2, а в координатах «логарифм максимального номінального напруження циклу σ_a – логарифм числа циклів до руйнування N » співставлені результати втомних випробувань плоских зразків сталі 16Г2АФ до і після попереднього пластичного деформування різного рівня за умов м'якого навантаження. Руйнування зразків у всіх випадках відбувалось внаслідок зародження у вершині виточки втомної тріщини і її розвитку в процесі навантаження до критичного значення.

Результати малоциклових випробувань зразків основного металу сталі 16Г2АФ, що не зазнали попереднього пластичного деформування, а також після об'ємного пластичного деформування до рівнів 1,5 і 5 %, знаходяться у загальній смузі розкиду результатів випробувань (різниця за довговічністю не перевищує двох раз). У той же час при пластичному деформуванні матеріалу на рівні 10 % довговічність зразків знижується в середньому у 2 рази. Очевидно, це пов'язано із характером пружнопластичного деформування за умов м'якого навантаження, при якому вичерпання початкової пластичності сталі (~ 20 %) при попередній пластичній об'ємній деформації стає суттєвим.

Як відомо, однократні і циклічні навантаження високого рівня (але нижчі границі текучості матеріалу) приводять до розвитку місцевої пластичної деформації (до 1,0–1,5 %) в зонах зварних з'єднань гнутих і гнутозварних профілів, пластичність матеріалу яких вже частково вичерпана при формоутворенні. У зв'язку з цим, співставлялись результати циклічних випробувань зразків (рис. 2, б), що піддавались однократному перевантаженню на рівні $\sigma_n = 0,92 \sigma_T$ з подальшим циклічним навантаженням нижчого рівня та зразки з ідентичним циклічним навантаженням без однократного перевантаження. Приведені дані показують, що малоциклова міцність зразків, що піддавались перевантаженню $\sigma_n = 0,92 \sigma_T$, зростає, причому тим інтенсивніше, чим нижчий рівень циклічного навантаження. Так, при $\sigma_a = 280$ МПа довговічність зразків зростає в 1,7 рази, при $\sigma_a = 0,5 \sigma_T = 190$ МПа – у 2,2 рази.

На основі експериментальних досліджень встановлено, що перевантаження викликає збільшення за абсолютною величиною залишкових стискаючих напружень в зоні зварного шва внаслідок розвитку локалізованих пластичних деформацій. Залишкові напруження, зумовлені перевантаженням, зменшують рівень розтягуючих залишкових зварних напружень та середне

напруження циклу, що приводить до зниження максимальних розтягуючих напружень в активному півциклі навантаження.

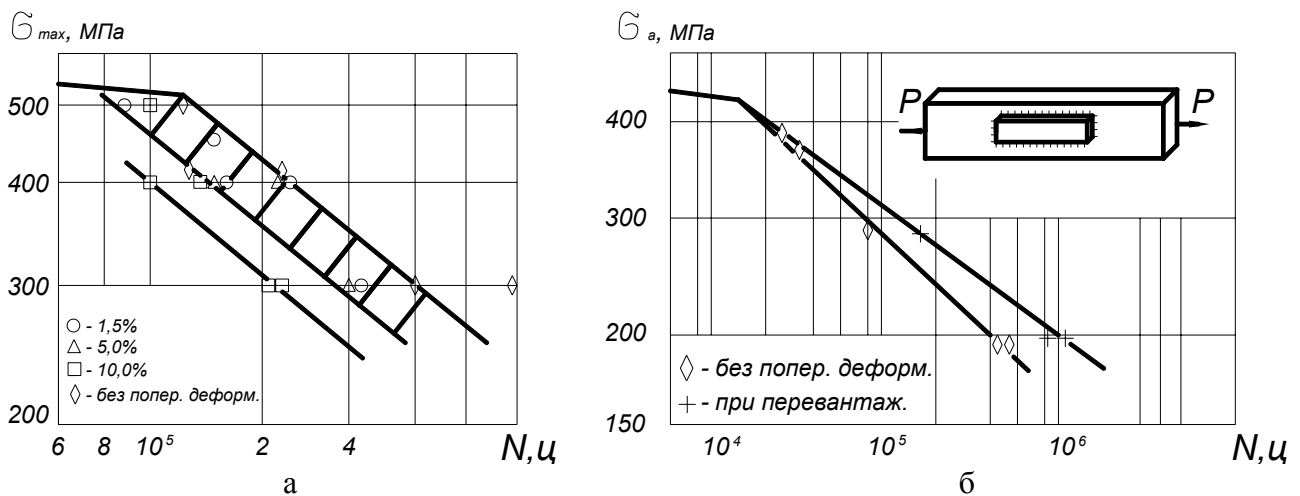


Рис. 2. Вплив попередньої пластичної деформації сталі 16Г2АФ (а) та локальної пластичної деформації у зоні зварного з'єднання сталі 09Г2С(б) на малоциклову міцність за умов м'якого навантаження.

ВИСНОВКИ

На основі експериментальних досліджень проведено оцінку впливу об'ємного і поверхневого пластичного деформування на малоциклову міцність сталей при жорсткому і м'якому навантаженнях. Отримані дані є важливими для оптимізації процесів холодної обробки матеріалів та розробки методів прогнозування ресурсу конструкцій при циклічному навантаженні.

ЛІТЕРАТУРА

1. Лобанів Л. М. Сварные строительные конструкции. Т.1. Основы проектирования / Л. М. Лобанов, В. И. Махненко, В. И. Труфяков. – К.: Наук. думка, 1994. – 416 с.
2. Патон Б. Е. Современные направления повышения прочности сварных конструкций / Б. Е. Патон // Автомат. Сварка. – 2000. – № 9–10. – С. 3–9.
3. Сопротивление материалов деформированию и разрушению. Справочник / под. ред. В. Т. Троценко. – К.: Наук. думка, 1994. – Т. 2. – 702 с.
4. Кныш В. В. Повышение циклической долговечности сварных тавровых соединений с поверхностными трещинами / В. В. Кныш, А. З. Кузьменко, С. А. Соловей // Автомат. Сварка. – 2009. – № 1. – С. 38–43.
5. Павлов Б. Г. Хладостойкость бесфасонных соединений из гнutosварных профилей / Б. Г. Павлов, Б. Ф. Беляева, И. Н. Черкасов // Трещиностойкость строительных металлических конструкций: сб. научн. тр. – М.: ЦНИИПСК им. Мельникова. – 1986. – С. 61–68.
6. Яковлева Т. Ю. Локальная пластическая деформация и усталость / Т. Ю. Яковлева. – К.: Наук. думка, 2003. – 238 с.
7. Ясній П. В. Пластично деформовані матеріали: втомі і тріцино тривкість / П. В. Ясній. – Львів: Світ, 1999. – 292 с.
8. Характеристики статической и циклической прочности и трещиностойкости сварных соединений конструкционных сталей при низких температурах. Сообщение 1/ В. В. Ларионов, Х. М. Ханухов, Н. И. Пидгурский, А. Е. Воронцов // Пробл. прочности. – 1992. – № 2. – С. 17–22.
9. Пидгурский Н. И. Оценка влияния поверхностного пластического деформирования на ресурс элементов сварных соединений конструкций / Н. И. Пидгурский // Технология отделочно-упрочняющей обработки в машиностроении. – Минск, 1994. – С. 99–101.
10. Udoguchi T. and all. Fatigue characteristics of type 304 stainless thin plate for LNG in ground storage tanks. – Proc. IV Int. conf. press. vessel technology. – London, May, 1980. – P. 231–239

Підгурський М. І. – д-р техн. наук, доц. ТДТУ.

ТДТУ – Тернопільський державний технічний університет імені Івана Пулюя, м. Тернопіль.
E-mail: pidhurskyu@gmail.com

УДК 621.762.4

Рябичева Л. А.
Гапонова О. П.**ВЗАИМОСВЯЗЬ ПАРАМЕТРОВ ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ
И СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ В ПОРОШКОВЫХ ПОРИСТЫХ ТЕЛАХ**

Пластическое поведение материалов при горячей и полугорячей деформации определяется структурообразованием, что влияет на изменение силовых и кинематических параметров деформирования. Поэтому важным остается решение взаимосвязи параметров деформирования и структурообразования. Этот вопрос достаточно полно решался в работах [1, 2] при деформировании компактных материалов. Было показано, что на параметры структурообразования влияют температура, скорость и степень деформации, которые обуславливают механизм разупрочняющих процессов [3]. Экспериментально и теоретически исследовано, что при малых степенях деформации и низких температурах пластичность материала обуславливают динамический возврат и полигонизация, с ростом температуры и степени деформации рост пластичности связывается с кинетикой динамической рекристаллизации. Увеличение скорости деформации приводит к росту сопротивления деформированию, снижению пластичности вследствие интенсификации процессов упрочнения. Очевидно, в порошковом пористом теле в твердой фазе можно наблюдать те же процессы динамического разупрочнения, что показано в работе [4]. Однако на кинетику разупрочняющих процессов должно оказывать влияние наличие в порошковом теле фазы пористости.

Целью данной работы является теоретический анализ кинетики разупрочняющих процессов, проходящих в порошковом пористом теле при деформировании в области повышенных температур, и определение взаимосвязи параметров деформирования и структурообразования.

Исходя из дислокационных представлений, при любых внешних условиях пластическое деформирование характеризуется изменением дислокационной структуры твердой фазы пористого тела, которое обуславливает развитие двух взаимно уравнивающихся процессов – упрочнения и разупрочнения. Изменение плотности дислокаций при деформировании можно записать как [5]:

$$\dot{\rho} = \eta \dot{\epsilon} - k\rho, \quad (1)$$

где ρ – плотность дислокаций; k – функция Больцмана; $\dot{\epsilon}$ – скорость деформации; η – коэффициент, описывающий способность материала твердой фазы к накоплению дислокаций при определенной скорости деформации.

Первый член правой части уравнения (1) описывает упрочнение твердой фазы и выражает увеличение плотности дислокаций в единицу времени с увеличением скорости деформации $\dot{\epsilon}$. Второй член характеризует разупрочнение и выражает скорость уменьшения плотности дислокаций вследствие термически активируемых процессов, которое может быть описано функцией Больцмана:

$$k = k_0 \exp(-E / kT), \quad (2)$$

где k_0 – частотный фактор, не зависящий от температуры; E – энергия активации разупрочняющих процессов; T – абсолютная температура.

При постоянной скорости деформации $\dot{\epsilon}(t) = \zeta = const$ и краевых условиях $\rho(0) = \rho_0$ уравнение (1) имеет решение [6]:

$$\rho = \left(\rho_0 - \frac{\eta \zeta}{k} \right) \exp \left(-k \frac{\omega}{\zeta} \right) + \frac{\eta \zeta}{k}, \quad (3)$$

где ω - накопленная деформация, учитывающая влияние пористости.

Накопленная деформация твердой фазы определяется [7]:

$$\omega = \int_0^{\tau} W d\tau, \quad (4)$$

где W – скорость изменения накопленной деформации пористого тела; τ – время.

Скорость изменения накопленной деформации пористого тела [7]:

$$W = \frac{1}{\sqrt{1-\theta}} \sqrt{\psi e^2 + \varphi \gamma^2}, \quad (5)$$

где ψ , φ – функции пористости, e – скорость изменения объема; γ – скорость изменения формы.

Функции пористости вычисляются по формулам [7]:

$$\psi = \frac{2}{3} \frac{(1-\theta)^3}{\theta}, \quad \varphi = (1-\theta)^2. \quad (6)$$

Исходя из (4) и (5):

$$\omega = \int_0^{\tau} \frac{1}{\sqrt{1-\theta}} \sqrt{\varphi \gamma^2 + \psi e^2} d\tau. \quad (7)$$

Для одноосного сжатия скорость изменения объема можно записать как:

$$e = e_z + 2e_r, \quad (8)$$

скорость изменения формы:

$$\gamma = \sqrt{\frac{2}{3}} |e_z - e_r|. \quad (9)$$

Из выражения (8), принимая во внимание, что:

$$\frac{e_r}{e_z} = \nu = \frac{r-1}{2+r}, \quad (10)$$

получим:

$$e = (1 + 2\nu)e_z. \quad (11)$$

Шаровая компонента тензора напряжений:

$$p = \frac{1}{3} \sigma_z, \quad (12)$$

интенсивность касательных напряжений:

$$\tau = \sqrt{\frac{2}{3}} |\sigma_z|. \quad (13)$$

Поверхность нагружения порошкового тела с учетом порообразования используем в виде:

$$\alpha(p-a)^2 + \beta\tau^2 = c^2, \quad (14)$$

где α , β , a , c – коэффициенты, зависящие от пористости [7].

Для определения изменений размеров при одноосном сжатии, исходя из условия пластичности (14) с учетом выражений (12) и (13), в работе [7] получено выражение:

$$r = \frac{1}{3} \frac{\alpha}{\beta} \left(1 - 3 \frac{\alpha}{\sigma_z} \right) = \frac{1}{3} \frac{\alpha}{\beta} \left[\frac{-6\alpha\beta - \sqrt{c^2(\alpha+6\beta) - 6\alpha\beta a^2}}{\alpha a - \sqrt{c^2(\alpha+6\beta) - 6\alpha\beta a^2}} \right]. \quad (15)$$

Выражение для осевого напряжения при одноосном сжатии имеет вид:

$$\sigma_z = \frac{3\alpha a}{\alpha + 6\beta} - \frac{\sqrt{6} \sqrt{c^2(\alpha + 6\beta) - 6\alpha\beta a^2}}{\alpha + 6\beta}. \quad (16)$$

Тогда изменение пористости и накопленной деформации при деформировании можно определить из выражений:

$$\begin{aligned} \frac{d\theta}{d\varepsilon_z} &= (1 - \theta)(1 - 2\nu), \\ \frac{d\omega}{d\varepsilon_z} &= \frac{1}{\sqrt{1 - \theta}} \sqrt{\frac{2}{3} \frac{1}{r^2} \varphi + \psi(1 - 2\nu)\text{sign}(e_z)}. \end{aligned} \quad (17)$$

Из выражений (16) и (17) можно получить величину осевого напряжения и накопленной деформации, Поскольку правые части в уравнениях (17) являются нелинейными функциями пористости, решение системы выполняется численным методом.

Функция (3) представляет собой выражение затухающего изменения плотности дислокаций [2]. При условии $\omega \rightarrow \infty$ и $\tau \rightarrow \infty$ величина ρ асимптотически приближается к предельной величине $\eta\zeta/k$. Согласно (2), при условии $\eta\zeta = \text{const}$ величина $\eta\zeta/k$ зависит от температуры деформации и энергии активации термически активируемого процесса разупрочнения.

Исходя из выражения (3), максимально достигаемая плотность дислокаций при заданных условиях деформирования стремится к величине $\eta\zeta/k$. Аналогично [3] при полученном за данную стадию деформирования максимальном напряжении течения среднюю плотность дислокаций определим как:

$$\rho_k = \chi \frac{\eta\zeta}{k}, \quad (18)$$

где χ – коэффициент, находящийся в пределах $0 < \chi < 1$.

Зависимость максимального напряжения течения за заданную стадию деформирования σ_k от плотности дислокаций ρ_k примем в виде [8]:

$$\sigma_z = A(\rho_k)^n, \quad (19)$$

где A и n – постоянные.

С учетом (18) имеем:

$$\sigma_z = A \left(\chi \frac{\eta\zeta}{k} \right)^n. \quad (20)$$

После логарифмирования, подстановки (2) и преобразований имеем:

$$\ln \sigma_z = \ln \left[A \left(\chi \frac{\eta\zeta}{k_0} \right)^n \right] + \frac{nE}{RT}. \quad (21)$$

Очевидно, максимальному напряжению течения за данную стадию деформирования σ_z соответствует определенная накопленная деформация ω_k . Тогда, подставляя в выражение (3) значение накопленной деформации и приравнявая (3) и (8), после преобразований получим:

$$\omega_k = \frac{\zeta}{k} \ln \left[\left(\rho_0 \frac{k}{\eta\zeta - 1} \right) (\chi - 1)^{-1} \right]. \quad (22)$$

Из уравнения (22) следует, что множитель $\ln \left[(\rho_0 k / (\eta\zeta - 1)) (\chi - 1)^{-1} \right]$ в случае, если процессы упрочнения и разупрочнения уравновешивают друг друга при некотором

напряжении течения, стремиться к некоторой постоянной величине. В связи с этим, скорость изменения плотности дислокаций $\dot{\rho}$ стремиться к нулю. Из уравнения (1) при постоянной скорости деформации можно получить:

$$\frac{I}{\rho_k} = \frac{k}{\eta \zeta}. \quad (23)$$

Тогда:

$$\ln \left[\left(\rho_0 \frac{k}{\eta \zeta} - I \right) (\chi - 1)^{-1} \right] = \ln \left[\left(\frac{\rho_0}{\rho_k} - I \right) (\chi - 1)^{-1} \right]. \quad (24)$$

Принимаем, что плотность дислокаций твердой фазы до деформации и после нее отличаются на 1–2 порядка [8], а $\chi \approx 0,8 \div 0,9$, то величину (24) можно приближенно определить как $\ln 10 \approx 2,3$.

Выражение (22) преобразовывается к виду:

$$\omega_k \approx 2,3 \frac{\zeta}{k} \cong 2,3 \frac{\zeta}{k_0} \exp \left(\frac{E}{RT} \right). \quad (25)$$

После логарифмирования:

$$\ln \omega_k = \ln \frac{\zeta}{k_0} - \frac{E}{RT}. \quad (26)$$

Уравнения (21) и (26) являются соотношениями, связывающими основные параметры деформации пористого тела (σ_z , ω_k , ζ , T) и структурные характеристики материала (η , k , E , ρ_k), которые характеризуют процессы разупрочнения при деформировании в интервале повышенных температур. Из этих уравнений следует линейный характер зависимости накопленной деформации и соответствующего напряжения течения от обратной температуры с тангенсом угла наклона прямой, равным энергии активации процесса динамического разупрочнения, проходящего по тому или иному механизму.

Тангенс угла наклона функции $\ln \omega_k = f(I/T)$ равен E/RT , т. е. соответствует выражению (26). Тангенс угла наклона функции $\ln \sigma_z = f(I/T)$ равен nE/RT , согласно (21). Отсюда следует, что тангенс угла наклона этих функций отличается на величину n , характеризующую возможную максимальную плотность дислокаций.

Проверку адекватности математической модели выполняли для оценки энергии активации динамических процессов разупрочнения при одноосном сжатии пористых медно-титановых тел. Использовали образцы из шихты порошков меди ПМС-1 и титана ВТ1-0 с массовой долей титана 0,5 %, пористостью 5 и 10 % после спекания при температуре 900–920 °С в течение 3 ч в среде генераторного газа. Образцы деформировали на испытательной машине ZD-4 при температурах 100, 300, 400 и 600 °С с записью индикаторных диаграмм. Скорость деформации составляла 0,01 с⁻¹.

Расчет накопленной деформации выполняли по формуле (17), осевого напряжения по формуле (16). Строили зависимости $\ln \sigma_z - I/T$ и $\ln \omega_k - I/T$ (рис. 1). Полученные зависимости представляют собой прямые линии, за исключением точек при 400 °С, в которых имеются разрывы функций, обусловленные деформационным старением. Прямые линии состоят из двух ветвей – низкотемпературной, характеризующих деформацию при 100–300 °С, и высокотемпературной, обусловленной деформацией при 400–600 °С. Тангенс угла наклона этих функций определяет энергию активации динамического разупрочнения, проходящего по тому или иному механизму. Степень деформации характеризуется стадией процесса N .

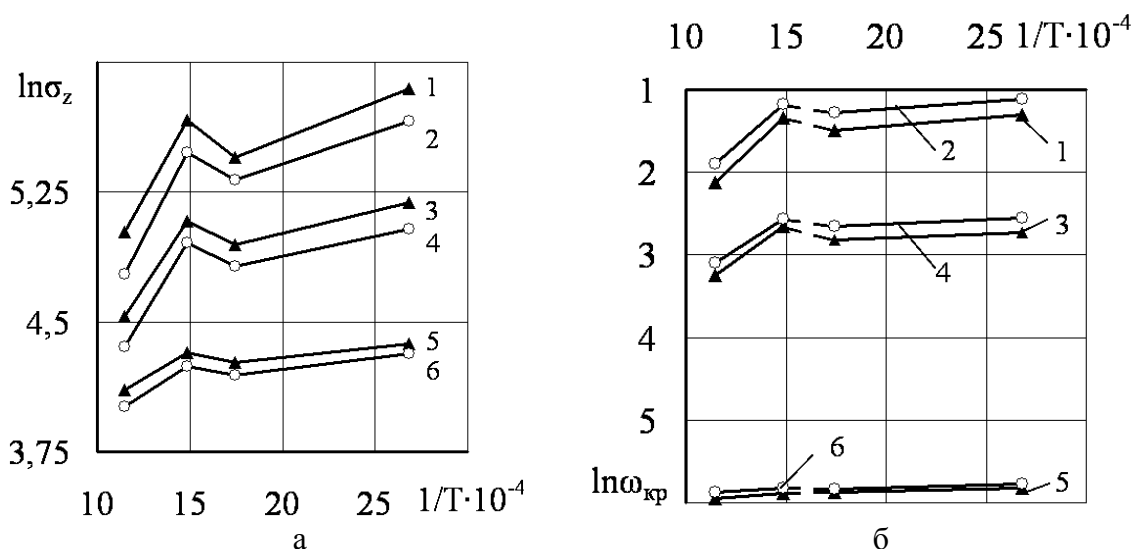


Рис. 1. Зависимости: а – $\ln \sigma_z - 1/T$; б – $|\ln \omega_k| - 1/T$; \blacktriangle – $\theta_0 = 5\%$; \circ – $\theta_0 = 10\%$; 1, 2 – $N = 1$; 3, 4 – $N = 2$; 5, 6 – $N = 3$

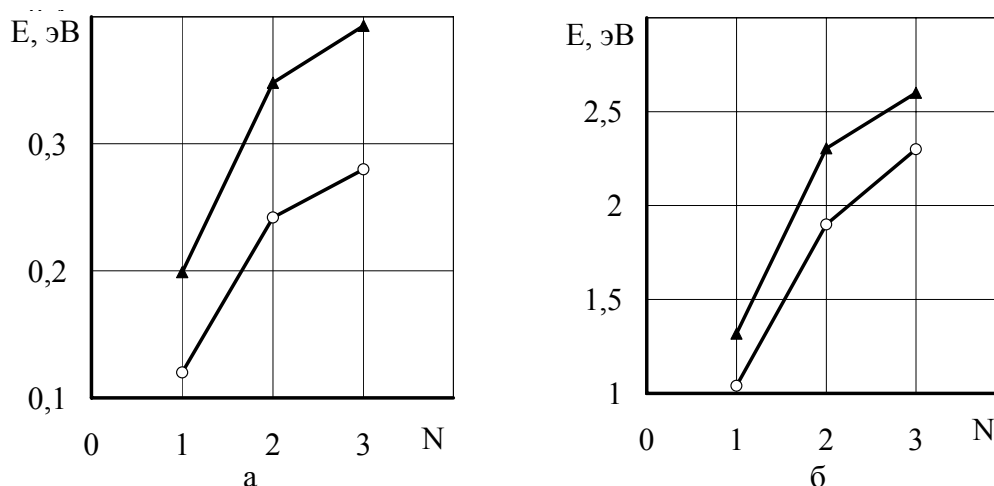


Рис. 2. Изменение энергии активации при разупрочнении: а – низкотемпературная ветвь; б – высокотемпературная ветвь; \blacktriangle – $\theta_0 = 5\%$; \circ – $\theta_0 = 10\%$

Низкотемпературная ветвь характеризуется минимальной энергией активации (рис. 2, а), значения которой находятся в пределах 0,2–0,39 эВ при пористости образцов 5 % и 0,12–0,28 эВ при пористости 10%, что является результатом динамического возврата и полигонизации [9].

В высокотемпературной области энергия активации возрастает на порядок (рис. 2, б), что свидетельствует о более интенсивном разупрочнении. Наибольший прирост энергии активации в высокотемпературной области наблюдается на третьей стадии и составляет 2,3–2,6 эВ. При этом, энергия активации разупрочнения сопоставима с энергией активации самодиффузии чистой меди, равной 2,79 эВ [9], поэтому можно принять, что разупрочнение на третьей стадии осуществляется за счет динамической рекристаллизации.

Следует отметить, что величина энергии активации процессов разупрочнения зависит от исходной пористости образцов и принимает большую величину при пористости 5 % (рис. 2). Наличие пор тормозит развитие динамического разупрочнения, что подтверждается экспериментальными исследованиями [10]. Например, при высокотемпературной деформации

на стадии разупрочнения динамической рекристаллизацией $E=2,6$ эВ при $\theta_0 = 5\%$ и $E = 2,3$ эВ при $\theta_0 = 10\%$.

ВЫВОДЫ

Исходя из дислокационных представлений пластической деформации и теории пластичности порошковых пористых тел, выполнен теоретический анализ кинетики разупрочняющих процессов, происходящих при деформировании в области повышенных температур. Получены определяющие уравнения, связывающие основные параметры деформации (σ_z , ω_k , ζ , T) и структурные характеристики материала (η , k , E , ρ_k), которые могут быть использованы для оценки механизма динамического разупрочнения при деформировании порошковых пористых тел в интервале повышенных температур.

Установлен линейный характер зависимостей $\ln \sigma_z - 1/T$ и $\ln \omega_k - 1/T$, который позволяет определить механизм процессов динамического разупрочнения пористых тел. По оценке энергии активации установлено, что в низкотемпературной области деформирования механизмом разупрочнения является динамический возврат и полигонизация, в высокотемпературной области – динамическая рекристаллизация. При этом наличие фазы пористости снижает энергию активации процессов разупрочнения и, следовательно, можно говорить об их менее интенсивном развитии.

ЛИТЕРАТУРА

1. Poliak E. I. *Initiation of Dynamic Recrystallization in Constant Strain Rate Hot Deformation* / E. I. Poliak, J. J. Jones // *ISIJ International*. – 2003. – Vol.43. – No. 5. – P. 684–691.
2. Рябичева Л. А. Феноменологический подход к оценке структуры по макроскопическим параметрам деформации / Л. А. Рябичева // *Известия вузов. Черная металлургия*. – 1998. – №7. – С. 26–30.
3. Рябичева Л. А. Поэлементное управление структурообразованием в технологических процессах горячей штамповки / Л. А. Рябичева. – Луганск: Изд-во ВУГУ, 1996. – 179 с.
4. *An analysis of hot deformation of an Al-Cu-Mg alloy produced by powder metallurgy* / F. Bardi, M. Cabibbo, E. Evangelista, S. Siggarelli, M. Vukcevic // *Materials Science and Engineering A*. – 2003. – Vol. 339. – No 1–2. – P. 43–52.
5. Zouhar G. *Beurteilung der Erholungs- und Rekristallisationsneigung der Stähle bei der Warmformgebung mit Hilfe des Warmtorsionsversuchs* / G. Zouhar // *Neue Hütte*. – 1974. – No 7. – S. 418–423.
6. Лецицкий В. М. Моделирование процесса динамической рекристаллизации / В. М. Лецицкий, Л. А. Рябичева // *Металловедение и термообработка*. – 1997. – № 1. – С. 9–11.
7. Штерн М. Б. Модель процессов деформирования сжимаемых материалов с учетом порообразования. Сообщение II. Одноосное растяжение и сжатие пористых тел / М. Б. Штерн // *Порошковая металлургия*. – 1989. – № 6. – С. 34–39.
8. Фридель Ж. *Дислокации* / Ж. Фридель. – М.: Мир, 1967. – 643 с.
9. Фрост Г. Дж. *Карты механизмов деформации* / Г. Дж. Фрост, М. Ф. Эшби. – Челябинск: Металлургия, Челябинское отделение, 1989. – 328 с.
10. Gaponova O. *Deforming of the copper-titanium powder materials at elevated temperatures* / O. Gaponova., L. Ryabicheva // *International Conference Deformation and fracture in structural pm materials DF PM 2008 Proceedings*. – Stará Lesná, High Tatras, Slovak Republic, 2008. – P. 202–206.

Рябичева Л. А. – д-р техн. наук, проф. ВНУ им. В. Даля;

Гапонова О. П. – аспирант ВНУ им. В. Даля.

ВНУ им. В. Даля – Восточноукраинский национальный университет им. Владимира Даля, г. Луганск.

E-mail: ryabic@gmail.com

УДК 621.762.4(03)

Калуцкий Г. Я.

ОБОБЩЁННЫЕ ДИАГРАММЫ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ КОНТАКТНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И УГЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ОЧАГА ДЕФОРМАЦИИ ПРИ АСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКЕ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОРОШКОВ

Одним из перспективных методов изготовления длинномерных полуфабрикатов является прокатка порошков. Прокатка порошков открывает широкие возможности изготовления листов и лент из нетрадиционных материалов со специальными свойствами, пористых листов, биметаллических и многослойных листов с высоким качеством соединения слоев.

Как правило, порошковые материалы прокатывают в симметричном очаге деформации. Однако изготовление полуфабрикатов и изделий методом прокатки порошков в симметричном очаге деформации сопряжено со значительными трудностями, вызванными, в основном, невозможностью создать как заднее, так и переднее натяжение ленты. Трудности получения проката особенно проявляются при прокатке ленты, плотность которой превышает $0,80 \div 0,85$ относительной плотности материала порошка, когда неравномерное распределение контактных нормальных напряжений в очаге деформации по ширине проката приводит к значительному росту напряжений растяжения и, как следствие, к разрушению проката на выходе из валков [1].

В последнее время рядом исследователей было установлено положительное влияние асимметричной прокатки, позволяющей коренным образом усовершенствовать технологию прокатки металлических порошков и гранул. Асимметричная прокатка позволяет устранить многие недостатки, присущие традиционной прокатке.

Авторами работ [2-4] изучалась асимметричная прокатка электролитического медного порошка с использованием валков одинакового диаметра, которые вращались с разной угловой скоростью. В результате проведенных экспериментов установлено значительное снижение общего давления прокатки в сравнении с симметричной прокаткой, что позволяет повысить точность и плоскостность прокатываемой ленты за счет снижения упругих деформаций рабочих валков прокатного стана.

В работах [1, 5] на примере прокатки ленты из отходов алюминиевого сплава показано, что асимметричная прокатка позволяет полностью избавиться от трещин на кромках и серповидности ленты.

Измерение контактных напряжений в очаге деформации [6] показало, что при асимметричной прокатке максимальное нормальное контактное напряжение со стороны меньшего валка всегда больше, чем со стороны большего валка независимо от прокатываемого материала.

Асимметричная прокатка осуществляется за счет рассогласования окружных скоростей рабочих валков, в основном, по двум вариантам: приводные валки имеют неодинаковые диаметры, но одинаковые угловые скорости, или приводные валки имеют одинаковые диаметры, но разные угловые скорости.

Несмотря на явные преимущества, приведенные выше, асимметричная прокатка изучена мало. Недостаточно изучено изменение силовых и угловых параметров в очаге деформации.

Целью настоящей работы является исследование изменения основных угловых параметров (угла прокатки σ_p , нейтрального угла γ) и максимального контактного нормального напряжения в очаге деформации σ_{\max} на двух валках одновременно.

Для изучения этих параметров в зависимости от рассогласования окружных скоростей рабочих валков был выбран вариант изменения диаметров валков при сохранении их одинаковой угловой скорости, что не требует реконструкции прокатного стана.

Для проведения эксперимента были изготовлены 6 прокатных валков диаметрами 198, 186 (2 валка), 168, 150 и 139 мм, что составило семь разных соотношений диаметров большего валка к меньшему валку D_6/D_M от 1,00 до 1,42.

Каждый из валков был оснащен точечной месдозой. Нагрузка в очаге деформации воспринималась измерительным штифтом диаметром 1,3 мм.

В качестве регистрирующего прибора использовался оптический осциллограф Н117/1. Запись осциллограмм осуществляли на фотобумагу УФ, которая не требует химического проявления.

Для исследования были выбраны следующие материалы: железный порошок производства Череповецкого металлургического завода (размер частиц менее 0,15 мм); титан электролитический (размер частиц менее 0,20 мм); алюминиевый порошок (размер частиц 0,05–0,15 мм); алюминиевые гранулы размером 1–2 мм.

Исследования проводились на стане ДУО 170, оси валков в котором располагались в горизонтальной плоскости. Угловая скорость валков составляла 17,1 об/мин. Ширина ленты – 16 мм.

Основными параметрами прокатки, которые позволяют в какой-то степени оценить процессы, происходящие в очаге деформации, являются контактные напряжения и основные угловые параметры, которые обозначают положение сил, воздействующих на сыпучее тело. При асимметричной прокатке, в отличие от симметричной, важно знать их значение и положение на каждом валке, поскольку они находятся в неуравновешенном состоянии, которое изменяется с изменением геометрических и силовых факторов.

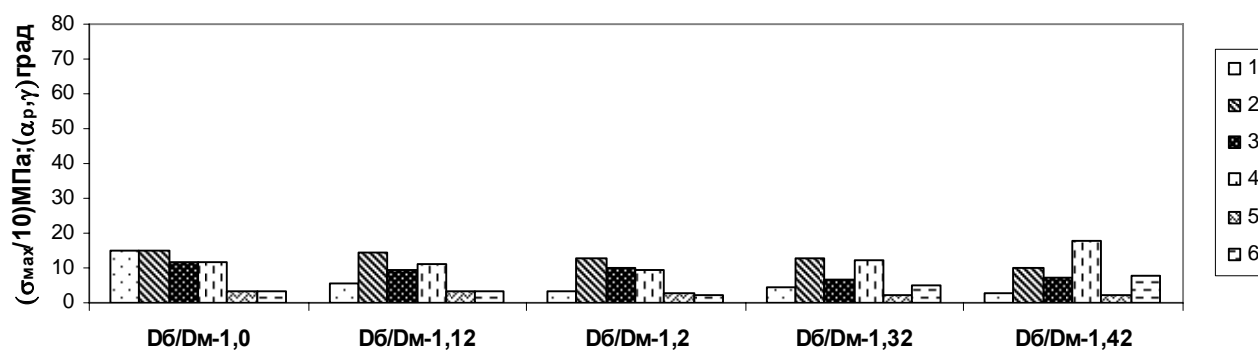
Для того, чтобы разобраться с происходящим в очаге деформации при изменении скоростной асимметрии за счет изменения диаметров валков была сделана попытка объединить все исследованные разрозненные факторы в одну диаграмму в зависимости от соотношения диаметра валков D_6/D_M .

Имея значительный объем экспериментальных данных для пяти разных соотношений диаметров валков (обработано порядка трех сотен осциллограмм), были построены диаграммы, приведенные ниже (рис. 1-3).

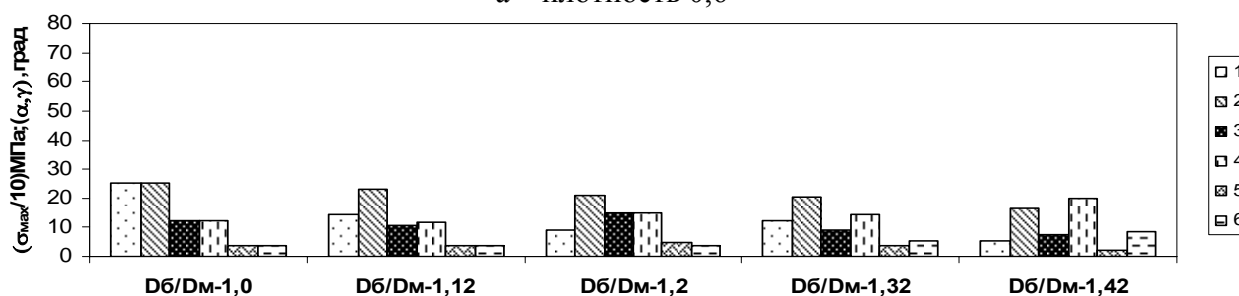
Диаграммы прокатки железного порошка были построены для относительных плотностей лент 0,6; 0,7; 0,8; 0,9, электролитического титана – для относительных плотностей лент 0,75 и 0,90. Отправной точкой для диаграмм по алюминиевым порошку и гранулам взята толщина проката в связи с тем, что пористый прокат из алюминиевого порошка, а тем более из гранул, при прокатке с нагревом получить практически невозможно. Из полученных экспериментальных данных взяты данные для лент одной толщины, полученные при разных соотношениях диаметров валков. А поскольку изменение давления при прокатке производили за счет изменения зазора между валками при одинаковой засыпке массы порошка в бункер, можно наглядно представить какие изменения происходят в очаге деформации при прокатке ленты одной и той же толщины при изменении соотношения диаметров валков.

Анализ диаграмм, приведенных на рис. 1, дает представление о том, какие изменения происходят в очаге деформации при прокатке железного порошка с разными соотношениями диаметров валков и разной плотностью получаемых лент.

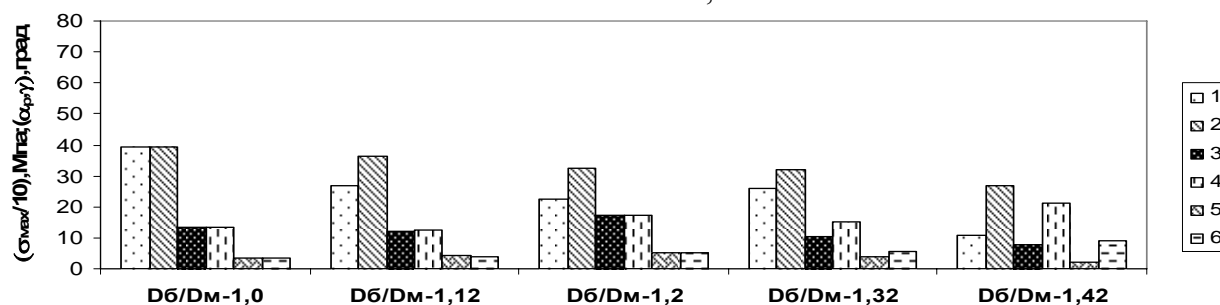
Вначале проследим, что же происходит при симметричной прокатке с изменением давления, т. е. с увеличением σ_{max} или увеличением плотности проката. Мы видим, что при увеличении давления угловые параметры практически не изменяются. Имеется лишь незначительное увеличение угла прокатки (на 3 градуса) при увеличении давления от 150 до 700 МПа.



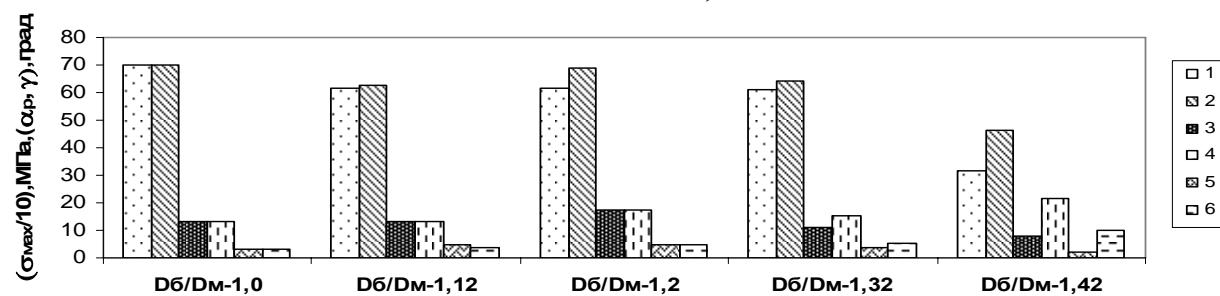
а – плотность 0,6



б – плотность 0,7



с – плотность 0,8



д – плотность 0,9

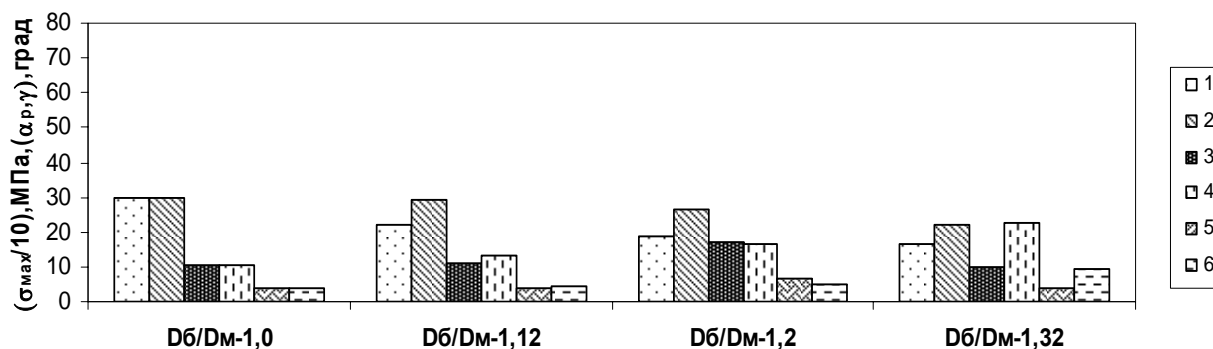
Рис. 1. Диаграммы распределения основных параметров прокатки ленты из железного порошка в зависимости от соотношения диаметров валков D_6/D_M :

1 – σ_{\max} на валке большего диаметра; 2 – σ_{\max} на валке меньшего диаметра; 3 – α_p на валке большего диаметра; 4 – α_p на валке меньшего диаметра; 5 – γ на валке большего диаметра; 6 – γ на валке меньшего диаметра

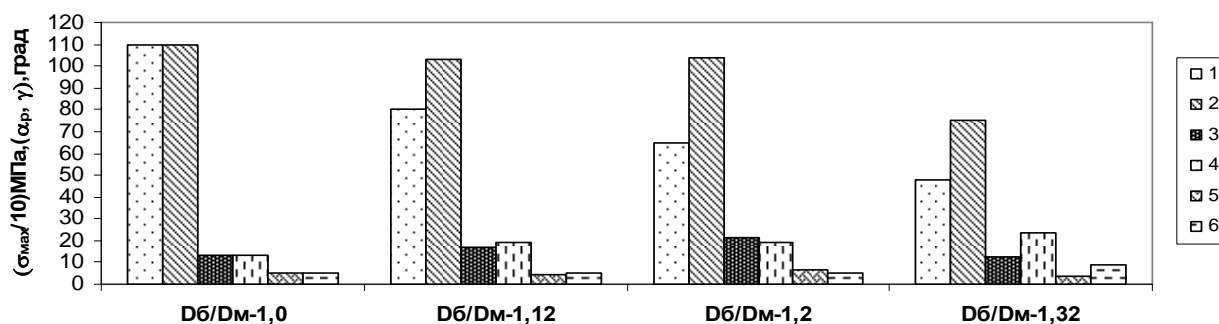
При разбалансировке скоростных параметров уже при соотношении диаметров валков 1,12 значительно (почти в два раза) уменьшается σ_{\max} на большем валке при плотности проката 0,6–0,7 (рис. 1, а, б). С увеличением соотношения диаметров валков до 1,42 при всех плотностях проката, по сравнению с симметричной прокаткой, происходит значительное уменьшение σ_{\max} на большем валке (более чем в 4 раза) и незначительное – на меньшем валке (на 30 %).

Значительное уменьшение σ_{\max} при асимметричной прокатке лент с относительной плотностью 0,6–0,7 объясняется тем, что формование пористого тела происходит в области

структурной деформации с незначительной пластической деформацией частиц сыпучей среды, а при разбалансировке скоростей валков создаются более благоприятные условия для разрушения арочных эффектов и заполнения пор частицами. При асимметричной прокатке изменениям подвержены и угловые параметры. Наиболее резкое изменение углов начинается с соотношения диаметров валков $D_6/D_M = 1,32$. Начинается рост угловых параметров на валке меньшего диаметра и уменьшение их на валке большего диаметра. И при соотношении диаметров валков $D_6/D_M = 1,42$ нейтральный угол на большем валке близок к нулевой отметке.



а – плотность 0,75

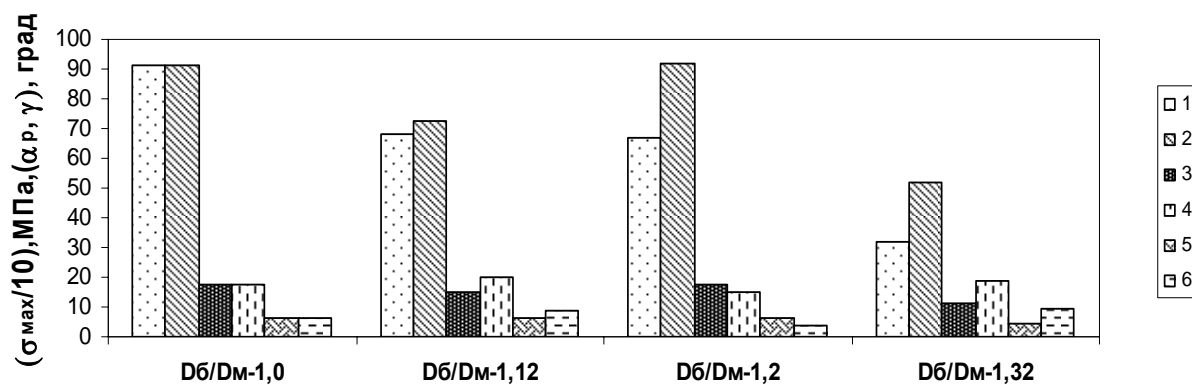


b – плотность 0,9

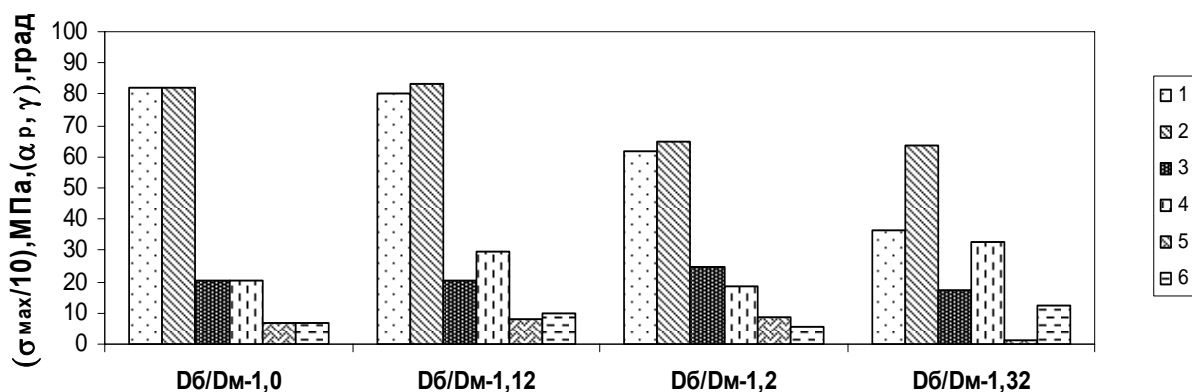
Рис. 2. Диаграммы распределения основных параметров прокатки ленты из порошка электролитического титана в зависимости от соотношения диаметров валков D_6/D_M : 1 – σ_{\max} на валке большего диаметра; 2 – σ_{\max} на валке меньшего диаметра; 3 – α_p на валке большего диаметра; 4 – α_p на валке меньшего диаметра; 5 – γ на валке большего диаметра; 6 – γ на валке меньшего диаметра.

Диаграммы распределения основных параметров прокатки порошка электролитического титана построены для плотности лент 0,75 и 0,90 (минимальная и максимальная плотности) (рис. 2). Данные, полученные на порошке титана, согласуются с экспериментальными данными, полученными при прокатке железного порошка.

На рис. 3 представлены диаграммы распределения основных параметров прокатки порошка и гранул алюминия.



а – алюминиевый порошок



b – алюминиевые гранулы

Рис. 3. Диаграммы распределения основных параметров прокатки ленты из алюминиевого порошка (а) и алюминиевых гранул (b) в зависимости от соотношения диаметров валков D_6/D_m :

1 – σ_{\max} на валке большего диаметра; 2 – σ_{\max} на валке меньшего диаметра; 3 – αp на валке большего диаметра; 4 – αp на валке меньшего диаметра; 5 – γ на валке большего диаметра; 6 – γ на валке меньшего диаметра.

Отличительной особенностью прокатки этих материалов является то, что их формирование осуществляется за счет значительной совместной деформации частиц. Для создания более благоприятных условий формирования этих материалов в ленту перед прокаткой их необходимо нагревать. В нашем случае температура нагрева порошка и гранул составляла 500°C . То, что происходит при прокатке этих материалов при различных соотношениях диаметров валков можно объяснить проанализировав приведенные диаграммы. Полученные результаты говорят о том, что и при значительной деформации частиц все происходит аналогично прокатке пористых лент из порошков железа и электролитического титана. Однако изменения угловых параметров начинаются немного раньше, чем при прокатке пористых лент из порошков железа и титана.

Таким образом, проанализировав полученные диаграммы, а также поведение материала при прокатке в зависимости от рассогласования окружных скоростей рабочих валков, можно сделать вывод, что асимметричную прокатку порошковых материалов при изменении рассогласования скоростных параметров рабочих валков за счёт использования валков разного диаметра можно представить в виде двух состояний, или периодов, – начального неустойчивого и устойчивого. Начальный неустойчивый период, когда измене-

ние исследованных параметров не подчиняется какой-то закономерности, возможно, связано с тем, что на процесс прокатки оказывает влияние, кроме рассогласования скоростных параметров, изменение конфигурации очага деформации при различных диаметрах валков. Значительное влияние рассогласование скоростей на устойчивое изменение параметров оказывает при соотношении диаметров валков $D_6/D_M > 1,2$ независимо от прокатываемого материала. Соотношение диаметров валков $D_6/D_M = 1,2$ является тем порогом, когда система из состояния неустойчивого равновесия переходит в активную фазу изменения параметров прокатки, создания такого баланса сил, когда в очаге деформации начинают оформляться дополнительные силы, которые выполняют роль переднего и заднего натяжения. Это состояние в идеале будет иметь место, когда нейтральный угол на большем валке будет равняться нулю или близким к нему.

Такое утверждение основано, в том числе, и на поведении ленты при прокатке с рассогласованием $D_6/D_M > 1,2$, когда удается избавиться от такого нежелательного явления как серповидность.

ВЫВОДЫ

Построены диаграммы изменения контактных нормальных напряжений и угловых параметров при асимметричной прокатке металлических порошков железа, титана и алюминия в зависимости от рассогласования окружных скоростей рабочих валков. Показано, что для устойчивой прокатки металлического порошка рассогласование скоростных параметров должно быть не менее 30 %.

ЛИТЕРАТУРА

1. Опыт прокатки металлических порошков и гранул с использованием асимметричных схем деформирования / Г. Я. Калуцкий, К. А. Гогаев, В. С. Воропаев, В. В. Непомнящий // Порошковая металлургия: – К., 2007. – №3/4. – С. 115–121.
2. Masaki S. Compacting metal powder differential speed rolling / S. Masaki, T. Hirohata, Q. B. Zhu // Adv. Technol. Plasticity. – 1(1993). – С. 182–187.
3. Masaki S. Characteristics of electrolytic copper powder compaction by differential speed rolling / S. Masaki, T. Hirohata, T. Haga // ISME Int. J. – 1997. – С 40(3). – С. 518–524.
4. Hirohata T. Experiment on metal powder compaction by differential speed rolling / T. Hirohata, S. Masaki, S. Shima // JMPT. – 2001. – v. 111, issues 1–3. – С. 113–117.
5. Пат. 77719 Украина, В22F 3/18. Способ получения листов, лент и полос из металлических порошков и гранул / Г. Я. Калуцкий, К. А. Гогаев, В. С. Воропаев; – № 20040504858; Заявл. 21.06.2004; Опубл. 15.01.2007; Бюл. № 1. – 2 с. ил.
6. Калуцкий Г. Я. Перспективы развития прокатки металлических порошков и гранул / Г. Я. Калуцкий, К. А. Гогаев, В. С. Воропаев // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: сб. научн. тр. – Краматорськ: ДГМА. – 2007. – С. 508–512.

Калуцкий Г. Я. – канд. техн. наук, ст. науч. сотрудник ИПМ НАНУ.

ИПМ НАНУ – Институт проблем материаловедения им. И. Н. Францевича Национальной академии наук Украины.

E-mail: kalutsky@ipms.kiev.ua

УДК 621.791.45

Чигарев В. В.
Шевченко А. В.
Грибкова С. Н.

АВТОМАТИЗИРОВАННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ ПРОИЗВОДСТВА ПОРОШКОВОЙ ПЛЮЩЕНКИ

Изнашивание деталей является закономерным процессом, неизбежно сопровождающим работу металлургического оборудования, и представляет одну из форм их физического старения [1]. Изнашивание приводит к изменению размеров формы и состояния рабочих поверхностей деталей и тем самым вызывает постепенное снижение функциональных качеств и производительности машин, а также возрастание вероятности их отказа [2]. Один из эффективных методов повышения сроков службы деталей металлургического оборудования, эксплуатируемых в жестких условиях термических теплосмен, высоких статических и динамических силовых воздействий, является восстановительная наплавка изношенных поверхностей порошковыми электродами большого сечения (плющенками, лентами). Технология изготовления порошковых электродов и порошковой плющенко, в частности, оказывает существенное влияние на сварочно-технологические свойства, на химический состав металла шва и его механические показатели. Качественные показатели процесса наплавки во многом определяются характеристиками порошковой плющенко, которые предопределяются на стадии ее изготовления [3]. Однако одна из устойчивых тенденций производства порошковых плющенко заключается в том, что их отсортировка как у изготовителя, так и потребителем является следствием несоответствия их сварочно-технологических свойств предъявляемым требованиям [4]. С точки зрения показателей качества при реализации процесса совместного обжатия сердечника и оболочки методы прогнозирования степени стабильности их коэффициентов заполнения, геометрических параметров, определяющих эффективность последующих наплавочных операций, представлены на эмпирическом уровне, на обобщении производственного опыта.

Цель работы заключается в разработке алгоритма расчета оптимальных технологических режимов волочения порошковой проволоки и её последующего плющения, обеспечивающих заданные потребителем физико-механические и геометрические характеристики порошковой плющенко.

Разработанные математические модели процессов волочения и плющения порошковой проволоки позволяют решать ряд задач оптимизационного плана, а именно: определять режимы обжатия по проходам, определять исходный диаметр проволоки и исходную плотность сердечника в зависимости от требуемых показателей готовых электродов. Были разработаны программные средства для автоматизированного расчета и проектирования технологии изготовления порошковой плющенко. Укрупненная блок-схема алгоритма представлена на рис. 1.

Для определения указанных показателей качества готовой металлопродукции было выполнено автоматизированное проектирование технологических параметров волочения и плющения. В качестве критериев проектирования при этом были выбраны необходимые значения $[h_1]$, $[b_1]$, $[\gamma_1]$. В качестве параметров проектирования – диаметр исходной порошковой проволоки с неуплотненным сердечником d_0 и диаметр порошковой проволоки после волочения d_1 . В качестве целевой функции – разработанные математические модели. Собственно решение включало два цикла, основанных на итерационном определении d_0 и d_1 .

Первый, внутренний, цикл обеспечивает получение требуемой ширины плющенной порошковой ленты:

$$d_{1(t+1)} = d_{1t} + A_{d_1} \text{sign} \{ [b_1] - b_{1t} \} . \quad (1)$$

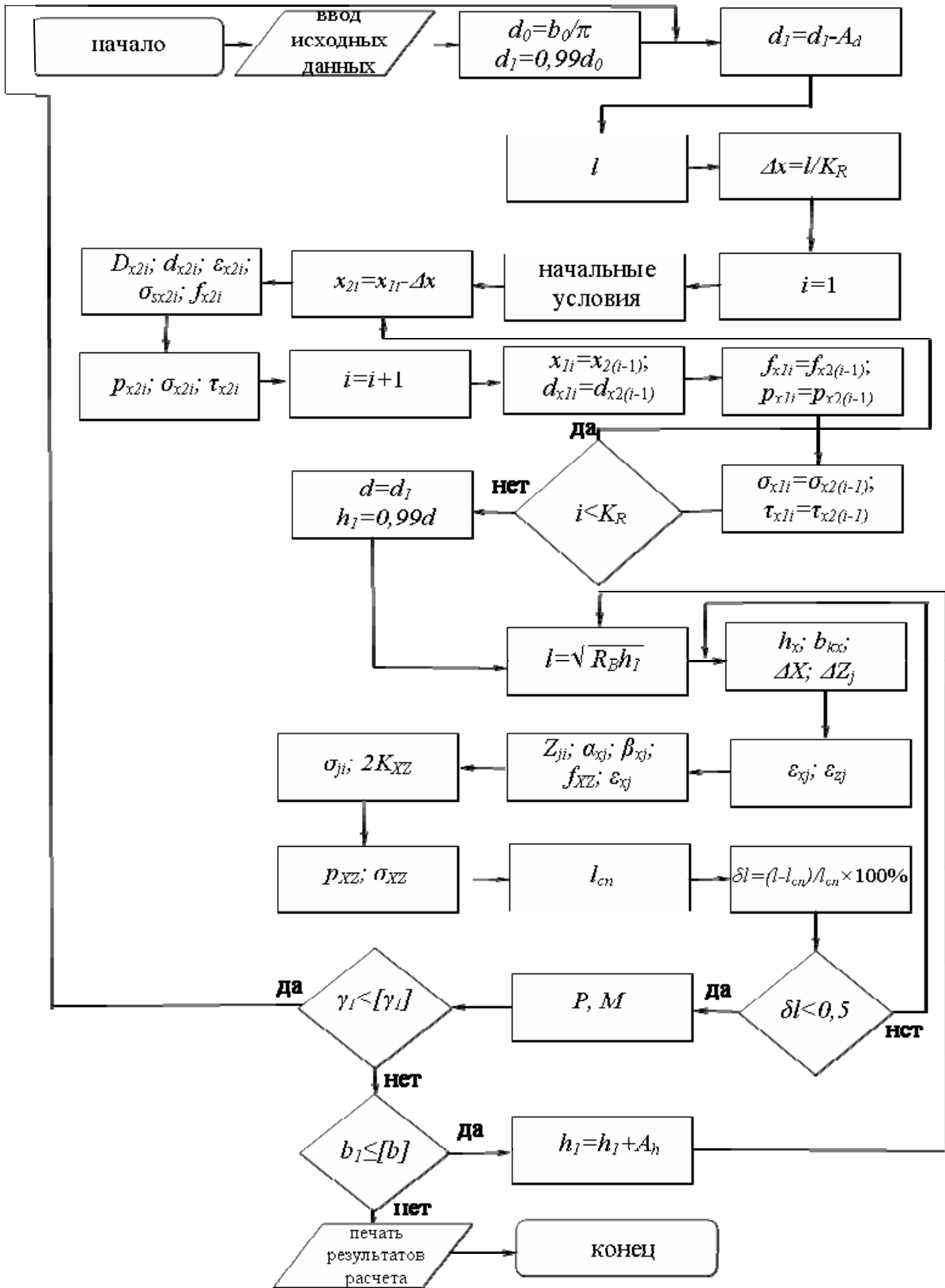


Рис. 1. Укрупненная блок-схема алгоритма автоматизированного расчета изготовления порошковой плющенки

Второй, внешний, цикл обеспечивает получение требуемой плотности плющенной порошковой ленты:

$$d_{0(t+1)} = d_{0t} + A_{d_0} \operatorname{sign} \{ [\gamma_1] - \gamma_1 \}_t . \quad (2)$$

При определении оптимальных исходных параметров был использован метод целенаправленного перебора.

Математическая модель напряженно-деформированного состояния в очаге деформации и при волочении и при плющении порошковой проволоки была основана на совместном анализе условия пластичности и дифференциального уравнения равновесия выделенного элементарного объема. Здесь следует отметить, что в данных моделях основным допущением является отсутствие пластической деформации оболочки, так как при реализации данной технологии задачей при волочении является формирование проволоки без значительных пластических деформаций, а при плющении уровень возникающих в очаге деформации напряжений недостаточен для пластической деформации монометаллической оболочки.

Согласно принятой методике модель была основана на разбиении очага деформации на множество элементарных объемов и анализе их напряженно-деформированного состояния. При этом геометрические характеристики, а именно текущие значения диаметра проволоки d_x (при волочении) и толщины ленты h_x (при плющении) были определены на основе степенных зависимостей:

$$d_x = d_1 + (d_0 - d_1)(x/L)^{a_d} ; h_x = h_1 + (h_0 - h_1)(x/L)^{a_h} , \quad (3)$$

где x – геометрическая координата, имеющая свое начало на выходе из очага деформации; L – протяженность очага деформации;

a_d, a_h – степенные показатели, учитывающие реальную форму волюки и вала.

Выразив компоненты напряженно-деформированного состояния в их конечно-разностном виде условие статистического равновесия выделенного i -го элементарного объема порошкового материала при проектировании всех сил на горизонтальную ось x можно представить для процесса волочения в виде:

$$\begin{aligned} \sum F_x = & \frac{\pi \sigma_{x2i} d_{x2i}^2}{4} - \frac{\pi \sigma_{x1i} d_{x1i}^2}{4} + \int_{x_{2i}}^{x_{1i}} \left[p_{x2i} + (p_{x1i} - p_{x2i}) \left(\frac{x - x_{2i}}{\Delta x} \right) \right] \cdot \left[d_{x2i} + (d_{x1i} - d_{x2i}) \left(\frac{x - x_{2i}}{\Delta x} \right) \right] \times \\ & \times \frac{\sin \alpha}{\cos \alpha} dx - \int_{x_{2i}}^{x_{1i}} \left[p_{x2i} f_{x2i} + (p_{x1i} f_{x1i} - p_{x2i} f_{x2i}) \left(\frac{x - x_{2i}}{\Delta x} \right) \right] \cdot \left[d_{x2i} + (d_{x1i} - d_{x2i}) \left(\frac{x - x_{2i}}{\Delta x} \right) \right] dx = 0 ; \end{aligned} \quad (4)$$

и для процесса плющения:

$$\sigma_{xzji} h_{xj} - \sigma_{xzj(i+1)} h_{xj} + 2 \frac{(\tau_{xzji} + \tau_{xzj(i+1)})}{2} \Delta Z_{ji} = 0 , \quad (5)$$

где положительные значения нормальных осевых напряжений σ_x соответствуют напряжениям сжатия, а цифровой индекс 1 свидетельствует о принадлежности данной компоненты начальному, в то время как цифровой индекс 2 – о принадлежности конечному граничному сечению выделенного i -го элементарного объема;

α – значение угла контакта порошковой и монометаллической составляющих деформируемой композиции;

f_{xi} – текущее значение коэффициента трения;

τ_x – касательные напряжения на контактной поверхности;

p_x – нормальные контактные напряжения;

j – индекс при разбиении элементарного объема по ширине (при плющении);

z – координата, направленная от оси прокатки к краю заготовки (при разбиении по ширине).

В то же время для порошкового материала нормальные напряжения σ_x можно выразить через нормальные контактные напряжения p_x преобразовав условие пластичности для

сыпучих сред, аналитическое описание которого с учетом допущения о плоскодеформированном состоянии порошковой среды имеет следующий вид:

$$p_{xzji}^2 - 2 \cdot \frac{1 - 2\alpha_{xi}}{1 + 4\alpha_{xi}} p_{xzji} \sigma_{xzji} + \sigma_{xzji}^2 = \frac{4}{3} \cdot \frac{1 + \alpha_{xi}}{1 + 4\alpha_{xi}} \beta_{xi} \sigma_{sxi}^2, \quad (6)$$

а при осесимметричном деформированном состоянии:

$$p_x^2 \frac{1 + 4\alpha_{xi}}{1 + \alpha_{xi}} - 2 \cdot \frac{1 - 2\alpha_{xi}}{1 + \alpha_{xi}} p_x \sigma_x + \sigma_x^2 = \frac{1}{1 + \alpha_{xi}} \beta_{xi} \sigma_{sxi}^2, \quad (7)$$

где α_x , β_x – текущие по длине очага деформации значения коэффициентов, учитывающих специфику деформации порошковой среды и определяемые в зависимости от текущего значения показателя относительной плотности γ_x как [3]:

$$\alpha_x = a_a (1 - \gamma_x)^{\tilde{m}_a}; \quad \beta_x = \gamma_x^{2n_a},$$

где a_a , \tilde{m}_a , n_a – постоянные для каждого конкретного состава значения коэффициентов, характеризующих интенсивность изменения α_x и β_x в зависимости от изменения показателя относительной плотности γ_x ;

σ_{sx} – текущее значение предела текучести твердой фазы порошковой композиции данного состава.

На основе совместного решения условий статического равновесия выделенного элементарного объема (4), (5) и соответствующих условий пластичности (6), (7) были определены все три компонента напряженного состояния, а именно нормальные, нормальные контактные и касательные контактные напряжения (при использовании закона сухого трения).

С учётом известных значений нормальных осевых и нормальных контактных напряжений может быть определено и текущее значение относительной плотности порошкового материала γ_{x2i} , знание которого необходимо для корректного учёта реального характера распределения коэффициентов α_x и β_x по длине очага деформации. Так, воспользовавшись зависимостями между главными скоростями пластической деформации и главными напряжениями, предоставляемыми теорией течения пористых материалов, соотношение скоростей, а вместе с этим и соотношение показателей соответствующих деформаций может быть определено как:

$$\text{при волочении } \varepsilon_{dx} = \ln \frac{d_{x1}}{d_{x2}}; \quad \varepsilon_{lx} = 2 \frac{3\sigma_x - (1 - 2\alpha_x)(\sigma_x + 2p_x)}{3p_x - (1 - 2\alpha_x)(\sigma_x + 2p_x)} \varepsilon_{dx}; \quad (8)$$

$$\text{при плющении } \varepsilon_{hx} = \frac{h_{x1} - h_{x2}}{h_{x1}}; \quad \varepsilon_{lx} = \frac{\sigma_x(1 + 4\alpha_x) - p_x(1 - 2\alpha_x)}{p_x(1 + 4\alpha_x) - \sigma_x(1 - 2\alpha_x)} \varepsilon_{hx}. \quad (9)$$

Следуя зависимостям (6) и (7) может быть определен показатель степени деформации ε_{lx} , с учётом чего результирующая в рамках каждого отдельного i -го элементарного объема относительная плотность порошкового материала будет соответствовать:

$$\gamma_{x2i} = \gamma_{x1i} F_{x1i}^2 / \left[F_{x2i}^2 (1 + \varepsilon_{lx2i}) \right], \quad (10)$$

где $F_{x1(2)i}$ – текущие значения площади поперечного сечения заготовки, которые при волочении определялись в зависимости от текущих значений диаметров проволоки, а при плющении на основе емких геометрических решений.

Энергосиловые параметры процессов определяли путем численного интегрирования полученных компонентов напряженного состояния.

В качестве примера на рис. 2 представлены расчетные распределения, позволяющие определять необходимый диаметр порошковой проволоки после волочения в зависимости от

конечной относительной плотности сердечника и ширины плющенко при фиксированных значениях ширины стальной ленты, из которой формируется порошковая проволока и толщины готовой плющенко. На рис. 3 представлены аналогичные распределения, только при фиксированном значении ширины плющенко и определяемом значении ее толщины. С практической точки зрения результаты автоматизированного проектирования технологических режимов волочения и плющения позволяют определить все исходные параметры процесса для получения заданного типоразмера порошковой плющенко.

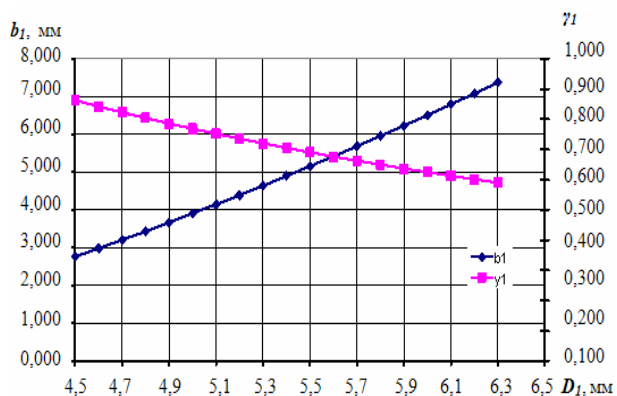


Рис. 2. Результаты автоматизированного проектирования процессов изготовления порошковой плющенко толщиной 3,0 мм, полученной из ленты шириной 20 мм

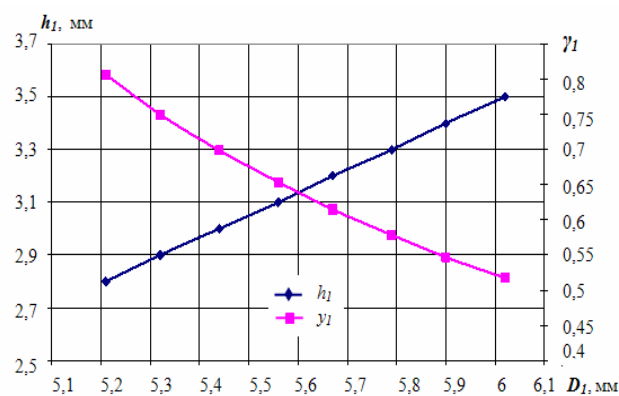


Рис. 3. Результаты автоматизированного проектирования процессов изготовления порошковой плющенко шириной 5 мм, полученной из ленты шириной 20 мм

ВЫВОДЫ

Разработан алгоритм автоматизированного проектирования технологических режимов изготовления порошковой плющенко, позволяющий учитывать напряженно-деформированное состояние и кинематические параметры процессов волочения и плющения порошкового сердечника.

ЛИТЕРАТУРА

1. Guardial A. The fundamental benefits in preventive rail grinding / A. Guardial // *Rail Engineering International*. – 1996. – №1. – P. 4–6.
2. Гаркунов Д. Н. анализ изнашивания и избирательный перенос при трении / Д. Н. Гаркунов, Г. А. Польцер // *Эффект безызносности и триботехнологии*. – 1992. – № 1. – С. 9–11.
3. Шевченко А. В. Повышение эффективности износостойкой наплавки деталей металлургического оборудования порошковой плющенко / А. В. Шевченко // *Сб. докл. Междунар. конференции «Оборудование и технологии термической обработки металлов и сплавов»*. – Харьков: ННЦ ХФТИ, 2006. – Ч. III. – С. 156–157.
4. Чигарев В. В. Исследование химической неоднородности при наплавке порошковой плющенко / В. В. Чигарев // *Тез. докл. научн.-техн. конференции «Университет – городу»*. – Мариуполь: ПГТУ, 2006. – Т. II. – С. 89–90.

Чигарев В. В. – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой ПГТУ;
 Шевченко А. В. – аспирант ПГТУ;
 Грибкова С. Н. – канд. техн. наук, доц. ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск;
 ПГТУ – Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

УДК 621.7

Миленин А. А.
Рец Т.
Карбовничек М.
Бернасовский М.

ОБОБЩЕННАЯ МОДЕЛЬ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ, МАКРОСЕГРЕГАЦИИ И НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ СТАЛЬНОГО СЛИТКА ПРИ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКЕ

Задача прогнозирования состояния металла при непрерывной разливке важна при разработке и оптимизации технологии разливки. Количество факторов и явлений, происходящих в металле в этом процессе очень велико [1], что обуславливает большое количество существующих работ в этой области [2-5]. Авторы существующих работ, как правило, выделяют часть данной задачи и строят свое решение. Не пытаясь дать полный обзор исследований в этой области, который можно найти в упомянутых выше работах, поставим задачу разработки такой модели, которая позволяла бы прогнозировать как металлургические параметры процесса (кристаллизация, развитие макросегрегации), так и возникновение напряженно-деформированного состояния, которое может привести к разрушению металла. Следствием такой формулировки цели является большое количество допущений, описанных ниже при разработке соответствующих подсистем модели.

1. Модель процесса кристаллизации

Модель кристаллизации основана на методе, получившем название «метод приведенной теплоемкости» [1]. В соответствии с ним рассматривается уравнение теплопроводности в следующем виде:

$$c_{eff}(T)\rho(T)\frac{dT}{d\tau} = \text{div}(k(T)\text{grad}(T)) \quad (1)$$

где $\rho(T)$ – плотность металла; T – температура; τ – время; $k(T)$ – коэффициент теплопроводности металла; $c_{eff}(T)$ – приведенная теплоемкость металла, которая рассчитывается следующим образом:

$$c_{eff} = c_S(T) \quad \text{при } T < T_S; \quad (2)$$

$$c_{eff} = c_f + L \frac{df_S}{dT} \approx c_f + \frac{L}{T_L - T_S} \quad \text{при } T = T_S; \quad (3)$$

$$c_{eff} = c_L \quad \text{при } T > T_L, \quad (4)$$

где c_f – теплоемкость в температурном интервале кристаллизации:

$$c_f = f_s c_s + (1 - f_s) c_L, \quad (5)$$

где T_L – температура ликвидус; T_S – температура солидус; L – скрытое тепло кристаллизации; f_s – доля твердой фазы в металле; c_s – теплоемкость твердой фазы; c_L – теплоемкость жидкой фазы.

В работе принята вариационная постановка задачи в виде условия минимума следующего функционала:

$$J = \int_V \frac{1}{2} \left[k(t) \left(\frac{\partial t}{\partial x} \right)^2 + k(t) \left(\frac{\partial t}{\partial y} \right)^2 - c_{eff} \rho(t) \frac{dt}{d\tau} \right] dV + \int_F \frac{\alpha}{2} (t - t_\infty)^2 dF, \quad (6)$$

где α – приведенный коэффициент теплообмена, F – площадь контакта металла с окружающей средой; V – объем металла; T_∞ – температура окружающей среды.

В модели учтено изменение граничных условий при прохождении сечением заготовки зоны кристаллизатора, вторичного охлаждения, контакт с роликами и спреерами охлаждающих устройств.

Как следует из уравнения (3), данная модель не применима для чистых металлов и во всех иных случаях, когда температура ликвидус равна или близка к температуре солидус. Более подробное описание примененной в данном случае модели можно найти в работе [6].

2. Модель процесса развития макросегрегации

Макросегрегация в слитке является одним из недостатков процесса непрерывной разливки стали и есть следствием особенности кристаллизации сплавов. В соответствии с известными закономерностями, первыми кристаллизуются объемы сплава с меньшим содержанием добавочных элементов. Содержание углерода в первой порции закристаллизовавшегося металла C_S можно определить по следующей формуле [7]:

$$C_S = C_L k, \quad (4)$$

где m – эмпирический коэффициент, отражающий перераспределение углерода между жидкой и твердой фазами ($m = 0,3$ для углерода в стали [7]).

На следующих временных шагах необходимо учесть, что в оставшейся жидкой фазе концентрация углерода возросла в соответствии с законом постоянства массы:

$$C_L = \frac{C_{0L}F - \sum_{e=1}^{N_e} f_{se}C_eF_e}{F_L}, \quad (5)$$

где F_L – поверхность поперечного сечения слитка, соответствующая жидкой фазе; F – площадь поперечного сечения слитка; f_{se} – доля твердой фазы в конечном элементе номер e ; C_e – концентрация углерода в текущем конечном элементе; F_e – площадь конечного элемента e ; N_e – число конечных элементов в сечении.

Диффузия углерода в процессе кристаллизацию (встречная диффузия) определяется на основе уравнения Фика:

$$\frac{dC}{d\tau} = \text{div}(D(T)\text{grad}(C)), \quad (6)$$

где $D(T)$ – коэффициент диффузии в твердой или жидкой фазе; C – концентрация углерода.

Коэффициент диффузии для жидкой фазы принят $10^{-7} \text{ м}^2/\text{с}$ в соответствии с данными работы [1], для твердой фазы воспользуемся уравнением из работы [2]:

$$D(T) = 0.0127 \exp\left(\frac{-81301}{RT}\right). \quad (7)$$

Решение сформулированной краевой задачи выполнялось с использованием вариационной формулировки в виде условия минимума следующего функционала:

$$J = \int_V \frac{1}{2} \left[D(T) \left(\frac{\partial C}{\partial x} \right)^2 + D(T) \left(\frac{\partial C}{\partial y} \right)^2 - \frac{dC}{d\tau} \right] dV. \quad (8)$$

Более подробное описание данного подхода приведено в работах [8–9].

3. Модель напряженно-деформированного состояния и прогноз разрушения металла

Описание модели напряженно-деформированного состояния металла при непрерывной разливке приведено в работах [6, 9], реологические свойства материалов в условиях непрерывной разливки, используемые в данной работе, исследованы в работах [6, 10, 11]. На основе полученных данных о напряженно-деформированном состоянии металла в модели выполняется прогноз разрушения твердой фазы слитка.

Разработанное решение основывается на подходе, опубликованном в работах [12–13, 9]. Использовано понятие ресурса пластичности ψ , который для неразрушенного состояния должен быть меньше 1:

$$\psi = \int_0^{\tau} \frac{\xi_i d\tau}{\varepsilon_p(k, T)} < 1, \quad (9)$$

где ξ_i – интенсивность скорости деформации; $\varepsilon_p(k, T)$ – зависимость критической деформации от коэффициента $k = \sigma_0 / \sigma_s$, и температуры T ; σ_0 – среднее напряжение; σ_s – напряжение текучести.

Функция $\varepsilon_p(k, T)$ определяется экспериментально. Для аппроксимации ε_p при одной температуре использована зависимость, предложенная авторами работы [12]:

$$\varepsilon_p = \frac{a}{(k + 0.66)^c}. \quad (10)$$

С целью учета температуры уравнение (10) было дополнено температурной функцией:

$$\varepsilon_p = \frac{a_1 T^3 + a_2 T^2 + a_3 T + a_4}{(k + 0.66)^c}, \quad (11)$$

где эмпирические коэффициенты были определены по результатам опытов на растяжение и равны для стали с 0.14 % углерода:

$$a_1 = 3,03 \times 10^{-8}; \quad a_2 = -1,163 \times 10^{-4}; \quad a_3 = 0,144753; \quad a_4 = -56,316; \quad c = 0,6557.$$

Методика определения коэффициентов формулы (11) основывалась на идее инверсного анализа и заключалась в следующем. Каждый эксперимент на растяжение при конкретной температуре моделировался с помощью программы FORGE. В результате были получены значения коэффициента k и величина интенсивности деформации, при которой наступило разрушение. Полученный набор данных был аппроксимирован уравнением (11). Пример образца после эксперимента и результаты моделирования соответствующего теста показаны на рис. 1–2.



Рис. 1. Образец после разрыва в опытах по определению критической деформации

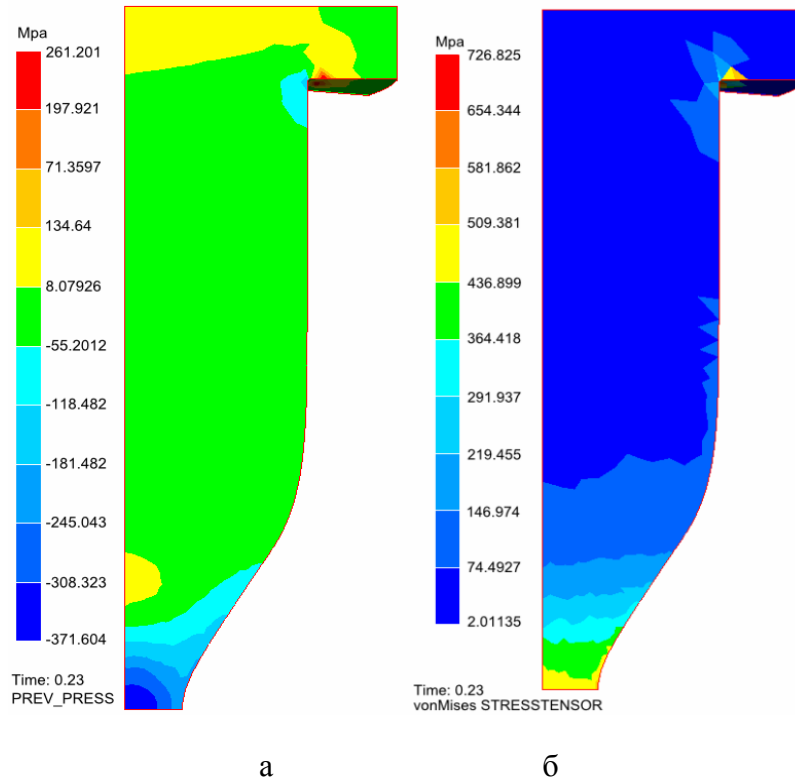


Рис. 2. Результаты моделирования теста на растяжение:
 а – среднее напряжение; б – интенсивность напряжений по Мизесу

Результаты расчета приведены на рис. 3–7 для слитка размером 300 × 400 мм для условий разливки в МНЛЗ криволинейного типа. Скорость разливки составляла 11,3 мм/с. На рис. 3 приведено изменение температуры поверхности слитка в центральной части и температура центра слитка. Колебания температуры поверхности соответствуют действию спреерных установок. Момент изгиба кривой охлаждения центра слитка соответствует завершению кристаллизации. Изменение концентрации углерода тех же точек сечения (рис. 4) характеризует в конечной точке сегрегацию углерода. Сближение кривых для центра и поверхности на рис. 4 обусловлено диффузией углерода. Конечное распределение углерода в слитке показано для сечения слитка на рис. 5.

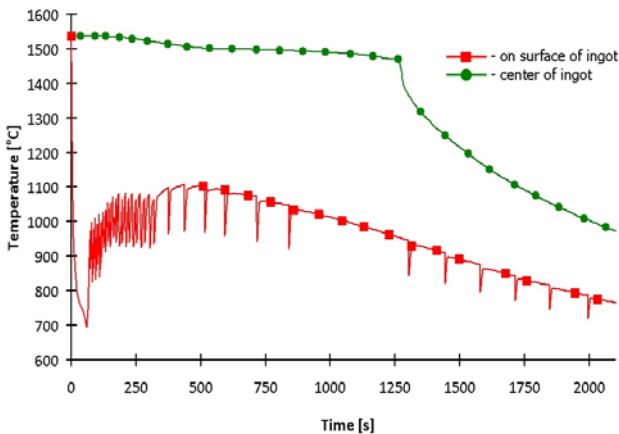


Рис. 3. Результаты расчета изменения температуры на поверхности и в центре слитка

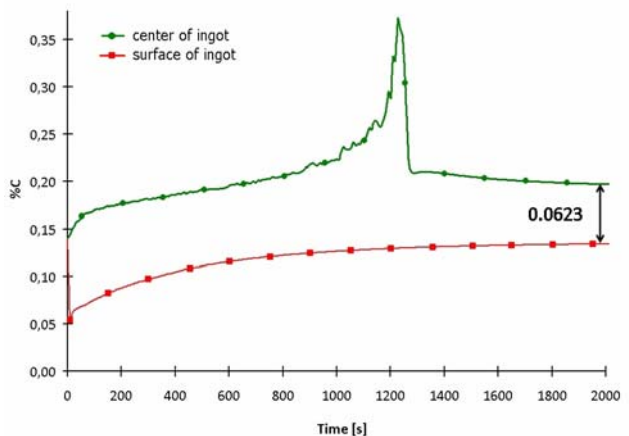


Рис. 4. Результаты расчета изменения содержания углерода на поверхности и в центре слитка

Деформированное состояние сечения слитка в процессе разливки после завершения изгиба показано на рис. 6 и отражает влияние термических деформаций и изгиба слитка в МНЛЗ. По этой причине на поверхности слитка величина деформации больше. Напряженно-деформированное и тепловое состояние слитка определяют уровень использованного запаса пластичности, что представлено на рис. 7.

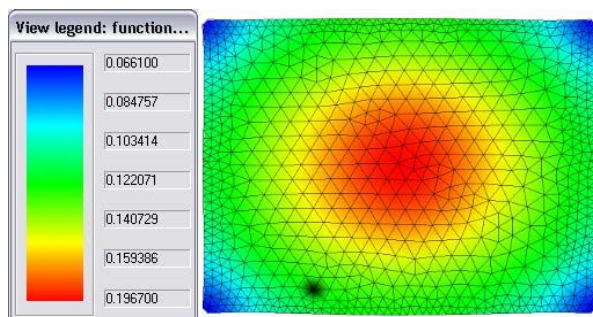


Рис. 5. Распределение содержания углерода в поперечном сечении слитка в конечной стадии разливки

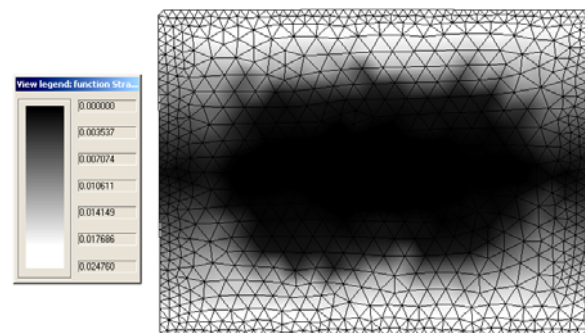


Рис. 6. Распределение накопленной интенсивности деформации в поперечном сечении слитка в конечной стадии разливки

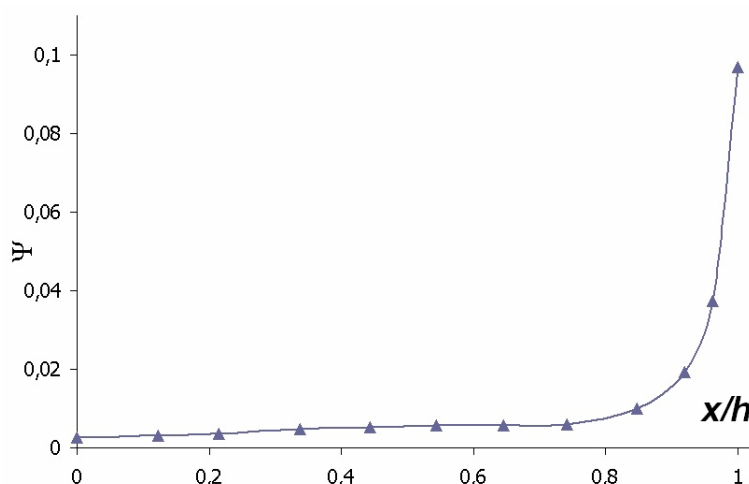


Рис. 7. Распределение ресурса пластичности по высоте слитка от центра до поверхности

ВЫВОДЫ

1. Предложенный обобщающий подход к моделированию параметров непрерывной разливки позволяет получить взаимосвязанную модель процессов кристаллизации, сегрегации а также на основе анализа напряженно-деформированного состояния металла в МНЛЗ выполнить оценку возможности его разрушения.
2. Необходимым элементом модели является выполнение сложного комплекса экспериментальных исследований по определению дилатометрических, механических свойств металла, а также опытов на разрушение.
3. Выбранный подход к созданию численной модели позволяет быстро осуществлять моделирование одного варианта разливки и может быть основой системы оптимизации.

Работа финансирована Министерством науки и высшего образования Польши (MniSW), в рамках DS факультета WIMIP.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Stalnoj slitok* / Y. A. Samojeovicz, B. I. Timoszpolski, I. A. Trusova, U. V. Filippov // T. Z Minsk, Belorusskaje Nauka, 2000.
2. Liu Z. *A coupled mathematical model of macrosegregation and inclusion precipitation Turing solidification of silicon steel* / Z. Liu, J. Wei, K. Cai // *ISIJ International*, 42, No. 9, 2002, pp. 958–963.
3. Milenin A., *Badania zjawisk powstawania i relaksacji w stali podczas ciągłego odlewania* / A. Milenin, J. Michalik // *Proc. VII Międzynarodowa Konf. Naukowa „Nowe Technologie i Osiągnięcia w Metalurgii i Inżynierii Materiałowej, Częstochowa, wyd. Politechniki Częstochowskiej, 2006, pp. 386–389, (in Polish).*
4. Milenin A. *Model matematyczny odkształcenia w maszynie COS wlewka w stanie półciekłym* / A. Milenin, T. Rec // *Proc. 15 Konf. Informatyka w Technologii Metali, Korbelów, 2008, pp. 55-64, (in Polish)*
5. Минаев А.А. *Моделирование теплового состояния непрерывнолитого бляма в процессе контролируемого вторичного охлаждения* / А.А. Минаев, Е.Н. Смирнов, М.В. Григорьев // *Металл и литье Украины. – 2003. – № 6. – С. 18-22.*
6. Milenin A. *Problemy modelirovanija napriazhenno deformirovannogo sostojanija metalla pri nepremywnom litje zagotowki, in kn. Sowremennyje problemy metalurgii: «Systemnyje technologii» / A. Milenin, T. Rec. – 2005. – P. 15–23, (in Russian).*
7. Kudliński Z. *Technologie odlewania stali, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2006, (in Polish).*
8. Rec T. *The 3d numerical model of macrosegregation in steel ingot during continuous casting with soft reduction* / T. Rec, A. Milenin // *Computer Methods in Materials Science, Vol. 9. – 2009. – No. 2. – P. 215–220.*
9. Milenin A. *A coupled FEM model of macrosegregation and stress-strain state formation in ingot during continuous casting with mechanical soft reduction* / A. Milenin, T. Rec // *Steel Research International. – 79(2008) spec. ed. – S. 603–610.*
10. Milenin A. *Analiza dylatometryczna właściwości stali w warunkach charakterystycznych dla maszyny ciągłego odlewania stali* / A. Milenin, J. Mlinarczyk // *Nowe Technologie i Osiągnięcia w Metalurgii i Inżynierii Materiałowej, № 39, część 1. – 2004. – S. 254–259 (in Polish)*
11. Milenin A. *Modeling of Thermal Stress with Relaxation Phenomenon during Continuous Casting of Steel* / A. Milenin, H. Dyja, J. Młynarczyk // *Proc. Int. Conference ESAFORM 2004, Trondheim, Norway. – P. 327-331.*
12. Grosman F. *Zastosowanie funkcji odkształcalności granicznej do prognozowania utraty spójności materiału, Proc. 11 Konf. Informatyka w Technologii Metali, Zakopane / F. Grosman, M. Tkocz. – 2004. – P. 339–346, (in Polish).*
13. Bogatow A. *Osobennosti reologiczeskogo povedenija i razruszenija metalla pri monotonnoj i znakoperemnoj deformacij* / A. Bogatow. – *Plastическая деформация стали и сплавов, Moscow, 1996. – P. 90–98.*

Миленин А. А. – д-р техн. наук, проф. ГМА;

Рец Т. – аспирант ГМА;

Карбовничек М. – д-р техн. наук, проф. ГМА;

Бернасовски М. – канд. техн. наук, адъюнкт ГМА.

ГМА – Горно-металлургическая академия, г. Краков, Польша.

E-mail: milenin@metal.agh.edu.pl

trec@metal.agh.edu.pl

mkarbow@uci.agh.edu.pl

mbernaso@metal.agh.edu.pl

УДК 621.771.22

Середа Б. П.
Коваленко А. К.
Тумко О. М.
Кругляк І. В.

СПОСІБ ПРОКАТКИ ЗАГОТІВЕЛЬ ІЗ ЛЕГОВАНОЇ ТА ВИСОКОЛЕГОВАНОЇ СТАЛІ НА БЛЮМІНГУ

Під час світової економічної кризи найбільш актуально постають питання підвищення якості продукції і впровадження енерго- та ресурсозберігаючих технологій у металургійній галузі України. За сучасних умов виробництво прутків діаметром більше 270 мм із легованих та високолегованих сталей здійснюється способом, що забезпечує індивідуальні умови деформування металу різних плавів за рахунок вибирання потрібних режимів деформації, застосування проміжного підігрівання зливків та заготовок до температур максимальної пластичності металу, проміжної обдирки заготовок для видалення створених поверхневих дефектів, а також їх вирубування або вогневого зачищення у гарячому стані [1, 2]. Як результат такої обробки одержано металопродукцію, що характеризується високою якістю поверхні та інтенсивним проробленням осьової зони прутка. Проте зазначений метод містить операцію кування, яка є малопродуктивною й енергоємною та із значними втратами металу на вигар, окалину, кускові відходи, абразивний порошок і стружку, що зумовлює високу собівартість поковок. Значне підвищення собівартості прутків та зменшення продуктивності процесу надає протифлокова обробка.

Метою роботи є розробка оптимальних режимів прокатки на блюмінгу 1050 ВАТ «Електрометалургійний завод «Дніпроспецсталь» та післядеформаційної обробки прутків діаметром більше 270 мм із вуглецевих, легованих та високолегованих сталей.

Авторами робіт [3, 4] запропоновано метод виробництва прутків, що містить прокатку зливків на блюмінгу в ящиковому калібрі за декілька проходів, в овальному та круглому калібрі із кантовкою прямокутної штаби перед прокаткою в овальному калібрі та післядеформаційне охолодження до температури нижче 150 °С.

Проте такий метод не забезпечує необхідної якості прутків: готові прутки діаметром більше 270 мм із легованих та високолегованих сталей мають внутрішні дефекти у вигляді центральної пористості, розпушеності, флокенів, а також викривлення профілю (овальності) та поверхневі дефекти у вигляді закатів і підрізів.

Причиною центральної пористості та розпушеності є непророблення центральної частини зливка під час деформації в ящиковому калібрі з коефіцієнтом витяжки за один прохід від 1,1 до 1,2, з висотою розкату від 300 до 700 мм та діаметром валків від 950 до 1100 мм. Дія стискуючого тиску, що передається робочими валками з такими параметрами прокатки, не надходить до центральної частини профілю та створює в ній напруження, що розтягують та руйнують дірчасту серцевину зливка.

Причиною утворення флокенів є висока концентрація водню в сталі, яка одержана електродуговим способом, зменшення його розчинності в твердому розчині та дифузійної спроможності із зниженням температури, а також виникнення остаточного напруження під час процесу охолодження через нерівномірність температури за перерізом прокату [1].

Причиною порушення профілю та виникнення поверхневих дефектів у вигляді закатів, підрізів є нестабільна стійкість розкату під час прокатки овального профілю в круглому калібрі без використання привалкової арматури. Маніпуляційні лінійки блюмінгу, що призначені для передавання розкату з одного калібру на інший, не можуть виконувати

у повному обсягу функції пропускань та через це не забезпечують необхідного стійкого положення овального розкату під час прокатки в круглому калібрі.

Тому було поставлене завдання модернізації методу виробництва прутків діаметром більше 270 мм з метою забезпечення необхідної точності розмірів профілю, гарантованої відсутності внутрішніх та поверхневих дефектів, а також високої продуктивності процесу. Для цього у методі виробництва прутків зазначеного діаметра, який містить прокатку зливків на блюмінгу в ящиковому калібрі за декілька проходів, в овальному та круглому калібрах та післядеформаційне охолодження до температури нижче 150 °С, операцію прокатки у ящиковому калібрі виконують за опуклості дна калібру 5...8 мм до того в останньому проході ящикового калібру виконують обтиснення, відношення розміру якого до діаметра готового прокату дорівнює 0,28...0,38, та в овальному калібрі здійснюють обтиснення, що дорівнює $5...8 f$, де f - розмір опуклості дна калібру. Окрім того, для конструкційних сталей ферито-перлітного та перлітного класів післядеформаційне охолодження прутків до температури нижче 150 °С виконують із середньою швидкістю 3,5...4,5 град/год. Прокатка в ящиковому калібрі з опуклістю дна калібру 5...8 мм дозволяє одержати розкат, дві грані якого увігнуті на 5...8 мм. Після кантування такого розкату на 90° та прокатки в овальному калібрі бокова «спинка» овального розкату має грань близьку до плоскої, ширина якої дорівнює близько 0,33...0,45 діаметра готового прокату та більше 0,25 висоти передчистового овалу.

Наявність рівної та широкої бокової «спинки» овальної штаби забезпечує добру стійкість під час транспортування вздовж рольгангу та під час подавання розкату до круглого калібру. Окрім того, наявність такої «спинки» дозволяє здійснити прокатку овальної штаби в круглому калібрі з відносною стійкістю без використання привалкової арматури, що дуже необхідно через неможливість застосування на блюмінгу будь-якої привалкової арматури.

Якщо опуклість дна ящикового калібру складає менше 5 мм та обтиснення в овальному калібрі перевищує 35 мм, то на передчистовому профілі не одержують плоску «спинку» через розширення та розкат різко втрачає стійкість під час транспортування рольгангом та прокатки в круглому калібрі.

У такому разі овальний профіль може надходити до чистового круглого калібру не точно в вертикальному стані, а в трохи нахиленому, та метал краще притискається до одних ділянок калібру та гірше до інших, що спричинює різницю у зовнішньому вигляді відповідних ділянок поверхні чистового профілю: там, де метал добре притискається до стінок калібру - поверхня набуває гладкого стану, а на ділянках, де метал притискається не дуже сильно - поверхня виявляється шорсткою та зморшкуватою. Окрім того, похиле розміщення овалу в чистовому круглому калібрі веде до повороту розкату кругом повздовжньої вісі на 90° та подальшого проходження крізь калібр в такому горизонтальному положенні. Як результат згортання штаби чистовий профіль перекручується: в місцях, що співпадають з роз'ємом валків, виявляються видавлені та широкі задирки, а по дну рівчака не виконується профіль через те, що висота заданого розкату менше висоти калібру.

Додаткові зусилля лінійок для утримання розкату значно погіршує захоплення металу валками та процес прокатки стає неможливим. Збільшення опуклості дна ящикового калібру більше 8 мм веде до того, що під час прокатки прямокутного профілю з обтисненням до 60 мм отримується передчистовий профіль з увігнутими гранями, прокатка якого в круглому калібрі супроводжується виникненням закатів та глибоких зморшок. Під час прокатки в останньому проході ящикового калібру з обтисненням, відношення розміру якого до діаметра готового прокату менше 0,28, в осьовій зоні прутка залишається центральна дірчатість через непророблення центральної частини зливка під час деформації в ящиковому калібрі. Якщо відношення розміру обтиснення в останньому проході ящикового калібру до діаметра готового профілю більше 0,38, то через високу ступінь деформації на поверхні розкату, особливо по його ребрах з'являються розриви, які під час подальшої прокатки в

овальному та круглому калібрах розкатуються, трансформуючись у тріщини, прокатні плинні на поверхні прутка.

Під час прокатки в овальному калібрі з обтисненням менше 40 мм в осьовій частині готового прокату спостерігаються внутрішні дефекти через непророблення центральної частини зливка та розвитку в ній розтягуючих напружень, що сприяють збільшенню розмірів дефектів у напрямку прокатки.

Збільшення обтиснення в овальному калібрі понад 40 мм веде до надлишкового розширення та одержання передчистового овалу без плоскої «спинки», завдяки чому знижується стійкість овольного розкату в круглому калібрі та перекручується чистовий профіль. Окрім того, підвищення обтиснення більше 40 мм супроводжується погіршенням якості поверхні прокату через появу розривин на передчистовому профілі.

Якщо післядеформаційне охолодження прокату конструкційних та інструментальних сталей перлітного та ферито-перлітного класів виконувати зі швидкістю більше 4,5 град/год, то в готовому прокаті можуть з'явитися флокени. В такому разі охолодження прутків здійснюється з такою нерівномірністю за перерізом профілю, що водень, розчинений в сталі з поверхневих шарів, які складаються з феритної та цементитної фаз, дифундує до центральної частини прутка, де зберігся аустеніт, що має значно більшу розчинність водню, ніж ферит. Як результат, центральна частина прутка збагачується воднем, який не може видалитися з металу через зниження дифузійної активності із зменшенням температури металу.

Фазові перетворення та зниження розчинності водню в сталі із зменшенням температури супроводжуються утворенням флокенів у зонах, збагачених воднем. Післядеформаційне охолодження прокату до 150 °С із середньою швидкістю менше 3,5 град/год. гарантує відсутність флокенів у металі, проте такий режим потребує додаткових витрат на підігрівання металу під час охолодження та зменшення продуктивності стану через зниження пропускної спроможності колодязів уповільненого охолодження прокату, продуктивність яких визначатиме продуктивність стана: збільшення часу охолодження на 20...25 % зменшує продуктивність усього процесу на ту же величину. Окрім того, зменшення швидкості післядеформаційного охолодження прокату зумовлює додаткові втрати металу на окалину.

За умов ВАТ «Електрометалургійний завод «Дніпроспецсталь», що спеціалізується на виробництві якісних сталей, досліджували вплив опуклості дна ящиків калібру, розміру обтиснення при останньому проході в ящиківому калібрі, обтиснення в овальному калібрі та швидкості післядеформаційного охолодження прокату на точність розмірів профілю, якість поверхні, макроструктуру прокату та продуктивність процесу.

З метою реалізації процесу прокатки для валків блюмінгу 1050 розробили спеціальну схему калібрування. Всього на валках, окрім гладкої частини бочки валків, здійснено нарізання одного ящиківого, одного овольного та одного круглого калібрів. При цьому опуклість дна ящиківого калібру вирівняли шляхом переточування на чотирьох рівнях: 4, 7, 8 та 10 мм.

Як експериментальний матеріал використовували зливки сталей 18Г, 17Г1С, 45Г та 40ХГМ, масою 7,4 або 6,7 т, одержані електродуговим способом, що мали в рідкому металі від 3 до 6 ррт водню. Хімічний склад дослідних плавок наведено в табл. 2.

Зливки піддавали нагріванню у рекуперативних колодязях до температури 1250 °С, витримували з нею протягом 2...4 год. та прокатували на прутки діаметром 300 або 330 мм за схемами, наведеними в табл. 1. При цьому температура поверхні розкату, що виміряли оптичним пирометром, наприкінці прокатки складала 1020...1100 °С.

Після прокатки розкати розкроявали роторними пилами на прутки довжиною 4...6 м та завантажували до неопалюваних колодязів. Режим охолодження колодязів варіювали шляхом змінювання температури металу під час завантаження від 700 до 880 °С, змінювання маси металу, що завантажують до колодязя від 90 до 160 т, та підйомом кришки колодязя на відстань 0,1... 0,2 м від її стінок. Температуру охолоджуваного металу вимірювали пересувною термомпарою, яку розміщували в отворі кришки.

Таблиця 1

Результати дослідного виробництва прокату діаметром 300 та 330 мм

№ досліду	Марка сталі	Діаметр прокату, мм	Опук- лість дна ящи- кового калібра, мм	Обтисненн я при останньому проході в ящиківому калібрі, мм	Обтис- нення в овально- му калібрі, мм	Середня швид- кість охолод- ження, °С/год	Відхилення від номінально го розміру профілю, мм	Макро- структу ра прокату	Якість поверхні прокату
1	45Г	300	10	105	43	4	4	щільна	Закати, зморшки
2	20Г, 17Г1С	300	8	105	43	4	3	щільна	без дефектів
3	45Г, 20Г	300		105	43	4	3	щільна	без дефектів
4	20Г, 40ХГМ	300	4	105	43	4	10	щільна	підрізи, закати, змошки
5	17Г1С, 20Г	300	7	105	43	4	3	щільна	без дефектів
6	45Г, 17Г1С	300	7	80	43	4	3	осьова пори- стість	без дефектів
7	20Г	300	7	90	43	4	3	щільна	без дефектів
8	17Г1С	300	7	115	43	4	4	щільна	розривні тріщини, прокатні плини
9	45Г, 20Г	300	7	105	35	4	3	осьова пори- стість	без дефектів
10	17Г1С, 45Г	300	7	105	40	4	3	щільна	без дефектів
11	17Г1С, 45Г	300	7	105	52	4	3	щільна	без дефектів
12	20Г	300	7	105	58	4	12	осьова пори- стість	підрізи, закати, змошки
13	17Г1С	300	7	105	43	3	3	щільна	без дефектів
14	17Г1С	300	7	105	43	3,5	3	щільна	без дефектів
15	17Г1С	300	7	105	43	4,5	3	щільна	без дефектів
16	17Г1С	300	7	105	43	5	3	флокени	без дефектів
17	17Г1С, 20Г	330	7	90	43	4	4	осьова пори- стість	без дефектів
18	17Г1С, 20Г	330	7	100	43	4	4	щільна	без дефектів

Таблиця 2

Хімічний склад дослідних плавок

Марка сталі	Кількість плавок	Вміст хімічних елементів, %						
		<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>S</i>	<i>P</i>	<i>Mo</i>	<i>Cr</i>
20Г	8	0,17–0,20	0,25–0,35	0,81–0,93	0,011–0,025	0,012–0,028	0,05–0,10	0,10–0,20
17Г1С	8	0,16–0,19	0,22–0,38	1,25–1,50	0,011–0,027	0,012–0,029	0,05–0,10	0,10–0,20
45Г	7	0,43–0,48	0,19–0,29	0,65–0,87	0,013–0,03	0,013–0,029	0,05–0,10	0,10–0,20
40ХГМ	4	0,39–0,43	0,19–0,32	0,75–0,91	0,011–0,028	0,015–0,024	0,18–0,24	0,93–1,17

Встановлено, що досліди 2, 3, 5, 7, 10, 11, 14, 15 забезпечують необхідну якість проката та максимальну продуктивність процесу. Збільшення та зменшення опуклості дна калібру погіршує якість поверхні прокату (досліди 1 та 4) та знижує точність прокату (дослід 4). Зменшення обтиснення в останньому проході у ящиківому калібрі та в овальному калібрі спричинює осьову пористість у макроструктурі прокату (досліди 6, 9, 17). Збільшення обтиснення під час останнього проходу в ящиківому калібрі веде до утворення розривів на поверхні профілю (дослід 8). Збільшення обтиснення в овальному калібрі супроводжується викривленням профілю та утворенням закатів і підрізів (дослід 12).

Зменшення швидкості післядеформаційного охолодження спричинює зниження продуктивності, додаткові простой стану (дослід 13), а збільшення швидкості післядеформаційного охолодження веде до утворення флокенів у металі (дослід 16).

ВИСНОВКИ

Завдяки вибиранню оптимальних режимів обробки металів тиском прокатки та післядеформаційної обробки запропонований метод виробництва, що дозволяє позбутися таких недоліків як центральна пористість, рихлість, флокени, а також викривлення профілю (овальність) та поверхневі дефекти у вигляді закатів і підрізів та забезпечити необхідну якість прутків із легованих та високолегованих сталей.

ЛІТЕРАТУРА

1. Серeda Б. П. *Металознавство і термічна обробка чорних і кольорових металів* / Б. П. Серeda. – Запоріжжя: ЗДІА, 2002. – 265 с.
2. Охрименко Я. М. *Технологія кузнечно-штамповочного виробництва* / Я. М. Охрименко. – М.: Машиностроение, 1976. – 560 с.
3. Чижиков Ю. М. *Процеси обробки давлением легированных сталей и сплавов* / Ю. М. Чижиков. – М.: Металлургия, 1965. – 496 с.
4. Мерекин Б. В. *Некоторые вопросы калибровки прокатных валков* / Б. В. Мерекин. – М.: Металлургия, 1964. – 345 с.

Серeda Б. П. – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрою ЗДІА;

Коваленко А. К. – аспірант ЗДІА;

Тумко О. М. – канд. техн. наук, заст. нач. ЦЗЛ ВАТ «Дніпроспецсталь»;

Кругляк І. В. – канд. техн. наук, доц. ЗДІА.

ЗДІА – Запорізька державна інженерна академія, м. Запоріжжя.

E-mail: vesnoplyas@mail.ru

УДК 621.771.01

Федоринов М. В.
Файчак А. А.
Чуруканов А. С.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КИНЕМАТИЧЕСКОЙ АСИММЕТРИИ НА СИЛУ ПРОКАТКИ ОТНОСИТЕЛЬНО ТОНКИХ ЛЕНТ И ПОЛОС*

Одним из основных направлений повышения качества прокатываемых полос является обеспечение минимальной продольной и поперечной разнотолщинности, а также планшетной формы полосы. В настоящее время для прокатки полос с заданной толщиной, профилем и планшетной формой ведутся работы, направленные на совершенствование прокатного оборудования, создания новых конструкций прокатных станов и валковых систем, разработку автоматических систем управления толщиной, профилем и планшетностью прокатываемых полос, создание новых способов прокатки и валковых систем для их реализации. Установлены и исследованы следующие факторы, приводящие к нарушению планшетности листового металла: поперечная разнотолщинность подката, неравномерность обжатия по ширине очага деформации, вызванная, например, упругим изгибом валковой системы, тепловой выпуклостью валков, сплющиванием и износом бочек валков, и др.

С учетом этих явлений разработаны различные методики оценки планшетности прокатываемых полос, в основу которых положены следующие основополагающие принципы.

При листовой прокатке обычно происходит одновременное изменение поперечного профиля и планшетности прокатываемых полос, которые взаимосвязаны.

Например, в результате упругого изгиба валковой системы, износа или тепловой выпуклости бочек валков изменяется профиль зазора между рабочими валками, что создает различное обжатие участков полосы по ее ширине. Сильно обжимаемые участки стремятся вытянуться в большей степени, чем менее обжимаемые участки, тянут их за собой, вызывая в них растягивающие продольные напряжения. В более обжимаемых участках в результате сдерживающего воздействия менее обжимаемых участков появляются продольные сжимающие напряжения.

При симметричной прокатке на выходе из валков толщина, разнотолщинность и планшетность полосы зависят от изменения давления прокатки, удельных сил трения, скорости прокатки, механических свойств прокатываемого металла и их распределения по длине рулона. Заметим, что при симметричной прокатке окружные скорости валков одинаковы, критические углы также равны, протяженность зон опережения и отставания со стороны верхнего и нижнего валков одинаковы. Если равномерно увеличивать скорости ведущего валка, то он будет подводить больше энергии в очаг деформации, при этом критический угол и длина зоны опережения уменьшатся. Одновременно ведомым валком будет подводиться меньше энергии в очаг деформации, при этом критический угол и длина зоны опережения увеличатся. При увеличении скорости ведущего валка подвод мощности в очаг деформации также будет возрастать. Однако при достижении критическим углом нулевой величины подвод мощности прекратится и наступает пробуксовка валка. При этом для ведущего валка будет соответствовать только зона отставания, и дальнейший подвод мощности станет невозможным. На ведомом валке критический угол будет меньше угла захвата, и сохранятся зоны опережения и отставания. Подвод мощности в очаг деформации в этом случае возможен за счет другого источника энергии, в том числе за счет приложения натяжения к переднему концу полосы.

* Работа выполнена под руководством д-ра техн. наук, проф. Сатонина А. В.

Создание кинематической асимметрии посредством рассогласования скоростей рабочих валков является одним из самых доступных способов уменьшения энергосиловых параметров, что ведет к уменьшению продольной и поперечной разнотолщинности [1–2].

Рассогласование скоростей валков на станах позволяет в значительной мере снизить продольную и поперечную разнотолщинность. Неполное устранение этого дефекта объясняется тем, что рассогласование скоростей было постоянным по длине раскатов, вне зависимости от величины разнотолщинности. В качестве развития этого способа авторами предлагается изменять степень кинематической асимметрии $K_V = V_H/V_B$, где V_H, V_B – скорости нижнего и верхнего валков, в зависимости от изменения силы прокатки. Но для достижения высокой точности результатов необходимо знать, как зависит сила прокатки от K_V при прокатке полос разных толщин с разными степенями деформации, и иметь количественные зависимости для определения K_V в зависимости от устраняемой разнотолщинности.

С целью получения данных об энергосиловых параметрах процесса асимметричной прокатки были проведены экспериментальные исследования на базе лаборатории кафедры Автоматизированные машины и механизмы (ДГМА). В результате экспериментальных исследований были получены эмпирические зависимости силы прокатки от степени скоростной асимметрии при изменении степени деформации в пределах, характерных для прокатки в чистовых клетях.

Исследование было проведено на лабораторном стане дуо 100 × 100 Г ДГМА (рис. 1). Степень деформации ε изменялась в интервале 25 ÷ 45 %, степень скоростной асимметрии $K_V = 1,0 \div 1,16$. Использовались образцы из свинца марки С1 размерами 1 × 50 × 100 мм, поскольку асимметрия прокатки непосредственно влияет только на коэффициент напряженного состояния n_σ . Рабочие валки стана были изготовлены из стали 9Х с твердостью образующих поверхностей бочек $\approx 85\text{HS}$ и с шероховатостью, соответствующей 7 классу.

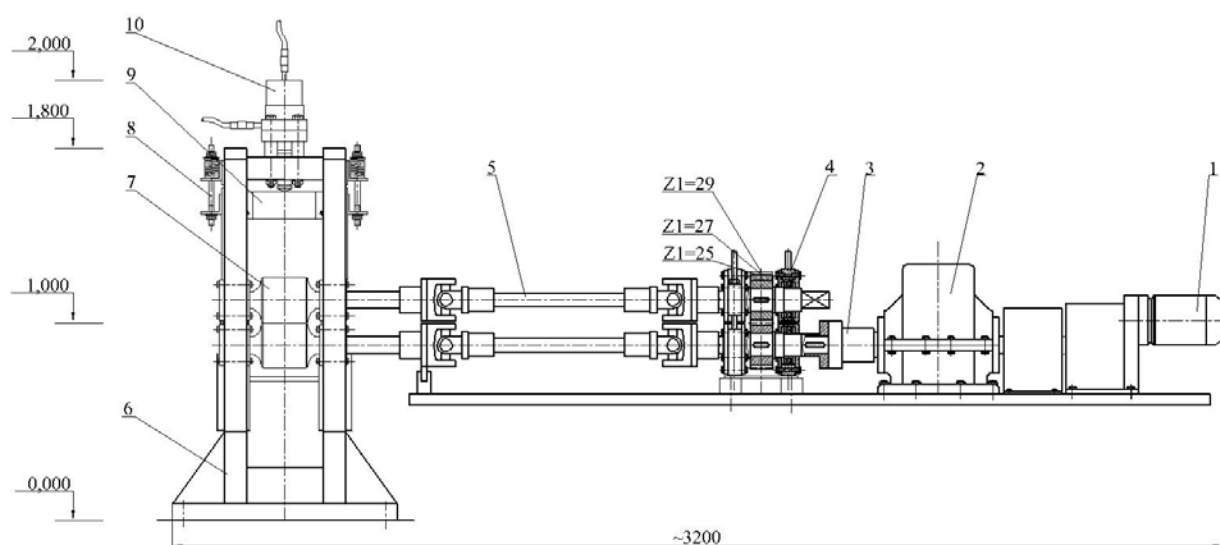


Рис. 1. Схема установки клетки дуо для реализации процесса асимметричной горячей прокатки относительно тонких листов и полос

Главная линия стана 100 × 100 Г включает в себя мотор-редуктор типа МЦ 2С-63 (номинальное число оборотов $\omega_n = 1,047 \text{ c}^{-1}$), моторную муфту, одноступенчатый цилиндрический зубчатый редуктор с передаточным отношением 4,0, промежуточную муфту, шестеренную клетку, универсальные шпиндели на подшипниках качения с механизмом их пружинного уравнивания и собственно двухвалковую рабочую клетку. Особенностью конструкции является шестеренная клетка со сменными зубчатыми колесами, имеющими разный диаметр и число зубьев. Благодаря этому скорость верхнего валка относительно нижнего может быть уменьшена ступенями в 1,08 и 1,16 раза. Важно то, что благодаря групповому приводу степень рассогласования скоростей является фиксированной.

Измерение силы прокатки проводили с помощью месдоз кольцевого типа, установленными между верхними подушками и нажимными винтами. Тарировка обеих месдоз осуществлялась на гидравлическом прессе парой, с фиксацией суммарного сигнала месдозы посредством компьютера при помощи внешнего модуля АЦП/ЦАП/ТТЛ на шину USB 1.1 модели L-Card E140-40 (производство Россия), позволяющего регистрировать измерения по 32 аналоговым каналам (16 каналов по дифференциальной схеме подключения) с частотой опроса до 100 кГц на канал. Тарировка производилась многократно, перед каждой серией опытов с одинаковой K_v . Усредненный коэффициент парной корреляции между интенсивностью сигнала АЦП и силой прокатки оказался равным 0,998. С доверительной вероятностью $p = 0,95$ при трехкратном дублировании измерений средняя относительная погрешность тарировки составила 3 %.

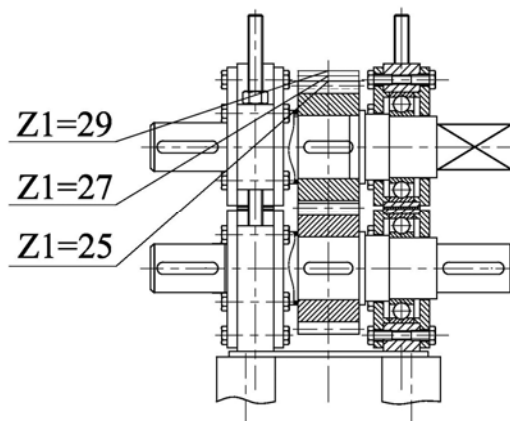


Рис. 2. Шестеренная клеть с возможностью изменения кинематической асимметрии

Условия проведения и результаты эксперимента после их статистической обработки представлены в табл. 1 и на рис. 3, соответственно. Исследования проводились многократно, но для каждого опыта делалась выборка из трех экспериментов с одинаковыми условиями. В таблице даны усредненные по трем замерам значения факторов и откликов. Скорость деформации $\dot{\epsilon}$ при наличии асимметрии находилась как средняя скоростей верхнего и нижнего валков. Так как прокатка ведется относительно широких полос, то среднее удельное усилие прокатки p_{cp} определяется без учета уширения.

Таблица 1

Данные для проведения и результаты эксперимента на стане $100 \times 100 \Gamma$							
№ опыта	K_v	h_0 , мм	h_1 , мм	ϵ , %	l_d	R, мм	V_1 , м/с
1	1,00	1,00	0,71	29	3,81	50	0,003
2		1,00	0,61	39	4,42		
3		1,00	0,45	55	5,25		
4	1,08	0,99	0,70	29	3,74		
5		0,99	0,60	39	4,36		
6		0,99	0,44	55	5,20		
7	1,16	1,00	0,71	29	3,81		
8		1,00	0,61	39	4,42		
9		1,00	0,45	55	5,25		

На практике скоростная асимметрия больше чем $K_v = 1,2$ не применяется, так как ведет за собой ухудшение поверхности металлопроката за счет значительных контактных скоростей на поверхностях металла. Вследствие того, что прокатываются тонкие полосы $l/h_{cp} > 2,5$ и в некоторых случаях относительно тонкие полосы $l/h_{cp} > 6$, то это может привести к полной порче металла.

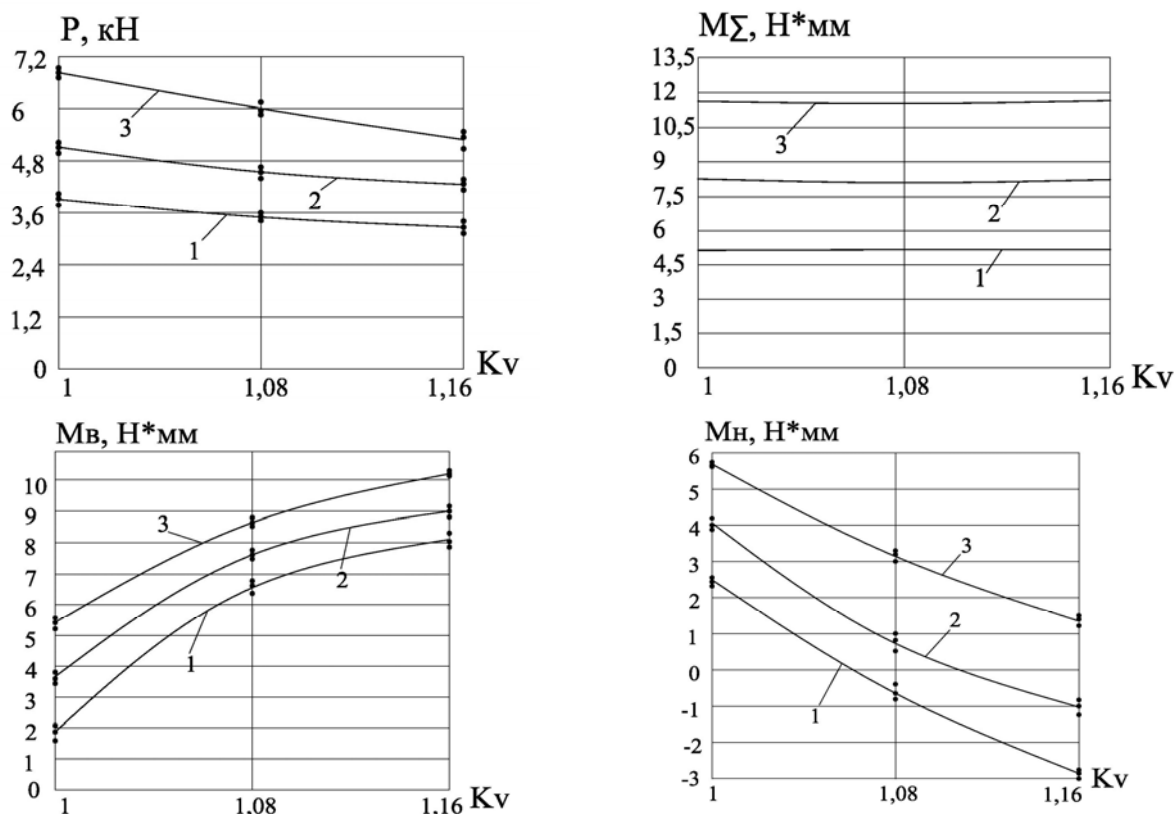


Рис. 3. Графики силы и моментов асимметричной прокатки на клети «дуо»

1 – $\varepsilon = 25\%$; 2 – $\varepsilon = 35\%$; 3 – $\varepsilon = 45\%$

При промышленной апробации несимметричного процесса прокатки и процесса прокатки-волочения проводилось на непрерывном стане 1700 и реверсивном стане ПВ 800 при прокатке полос для офсетной печати, низкоуглеродистых и высокоуглеродистых сталей. Анализ опытных данных позволяет отметить, что при прокатке полос для офсетной печати на непрерывном стане 1700 давление прокатки снизилось по сравнению с его величиной для асимметричного процесса прокатки на 5–17 % [4].

ВЫВОДЫ

В результате экспериментального исследования влияния степени скоростной асимметрии на силу прокатки для различных степеней деформации установлено, что эффект кинематической асимметрии увеличивается с увеличением степени деформации. Снижение силы прокатки достигает от 23 % (для лабораторных условий) до 17 % (в промышленных условиях) для степени асимметрии $K_v = 1,0 \div 1,25$.

ЛИТЕРАТУРА

1. Фомин Г. Г. *Механизация и автоматизация широкополосных станов горячей прокатки* / А. В. Дубейковский, П. С. Гринчук. – М.: *Металлургия*, 1979. – 232 с.
2. Королёв А. А. *Конструкция и расчёт машин и механизмов прокатных станов* : учеб. пособие для вузов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: «Металлургия». – 1985. – 376 с.
3. «Оборудование» // *Технический альманах*, М.: «Национальная металлургия». – 03/200. – С. 22–28
4. «Оборудование» // *Технический альманах*, М.: «Национальная металлургия». – 11/2005. – С. 56–63.

Федоринов М. В. – канд. техн. наук, ст. преп. ДГМА;

Файчак А. А. – аспирант ДГМА;

Чуруканов А. С. – аспирант ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

УДК 621.771.23

Кулик А. Н.
Данько А. В.
Колесникова Г. В.
Картавенко А. С.

СПОСОБ УМЕНЬШЕНИЯ ПОПЕРЕЧНОЙ РАЗНОТОЛЩИННОСТИ ПОСРЕДСТВОМ АСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ

Получение листов и полос с минимальной поперечной разнотолщинностью при обеспечении их высокой плоскостности являются достаточно сложными проблемами листопрокатного производства. В настоящее время эти проблемы в основном уже решены благодаря созданию разнообразных систем противоизгиба, сдвига или перекрещивания валков [1]. Но производство имеет смысл только при условии, что продукция предприятия не уступает конкурирующим фирмам по показателю «эффективность – качество». Относительно листового проката это означает, что его высокая точность должна достигаться с минимальными капитальными затратами. Однако все известные эффективные способы уменьшения поперечной разнотолщинности – одного из основных показателей качества листов и полос – являются конструкционными, поскольку они связаны с установкой нового оборудования, следовательно, со значительными затратами. Поэтому задача создания новых технологических способов прокатки с целью повышения точности геометрических размеров листового проката на базе существующего оборудования является весьма актуальной.

Причины появления поперечной разнотолщинности δh_b хорошо известны [2]. Фактором, непосредственно влияющим на упругие деформации элементов валковой системы, следовательно на δh_b , является изменение силы прокатки P . При неизменной величине P всегда можно подобрать такую профилировку валков, которая при данных условиях прокатки может обеспечить минимальную δh_b . Следовательно, первой проблемой, которая должна быть решена, является выбор способа стабилизации силы прокатки.

Одним из самых доступных и достаточно эффективных способов регулирования силы прокатки без изменений в конструкции рабочих клеток является кинематически асимметричная прокатка (КАП) [3]. В этом случае асимметрия процесса создается за счет рассогласования скоростей рабочих валков. В результате сила прокатки уменьшается пропорционально степени кинематической асимметрии K_v , под которой понимается отношение линейных скоростей ведущего и ведомого валков. Известно, что КАП успешно применялась для уменьшения продольной разнотолщинности [4,5]. Однако информации о применении эффекта кинематической асимметрии для уменьшения поперечной разнотолщинности не обнаружено.

Другой проблемой является изменение ширины раскатов вследствие разнообразия сортамента листопрокатной продукции. При изменении ширины меняется как распределение нагрузки на рабочие валки со стороны прокатываемого металла, так и распределение напряжений в контакте рабочих и опорных валков [6]. Вследствие этого даже при постоянной силе P характер упругих деформаций изменяется, что приводит к появлению δh_b . Для уменьшения этого негативного эффекта профилировку валков рассчитывают на ширину, чаще всего встречающуюся в сортаменте данного стана. Понятно, что столь грубым способом можно δh_b уменьшать только частично. Кроме того профилировка искажается из-за износа валков и изменения темпа прокатки, ведущего к изменению теплового профиля валков. Это также не позволяет известными технологическими способами [7] уменьшать поперечную разнотолщинность с той точностью, которая достигается конструкционными способами.

Задача данной работы состояла в том, чтобы разработать такой технологический способ уменьшения поперечной разнотолщинности, который бы позволял уменьшать или

полностью устранять поперечную разнотолщинность δh_b при прокатке листов или полос различных ширин при изменении теплового профиля валков и при их износе без каких-либо изменений в конструкциях рабочих клеток.

Идея нового способа устранения поперечной разнотолщинности заключается в следу-

ющем. Всегда можно подобрать такую рабочую выпуклую профилировку валков, которая обеспечит при номинальной силе прокатки P_n , ширине раската b_p и температурной выпуклости ΔS_t заданную разнотолщинность δh_b (она может быть минимальной для удержания равновесия раскатом в валках или даже равняться нулю, если раскат удерживается манипуляторами). Этот случай показан на рис. 1, а.

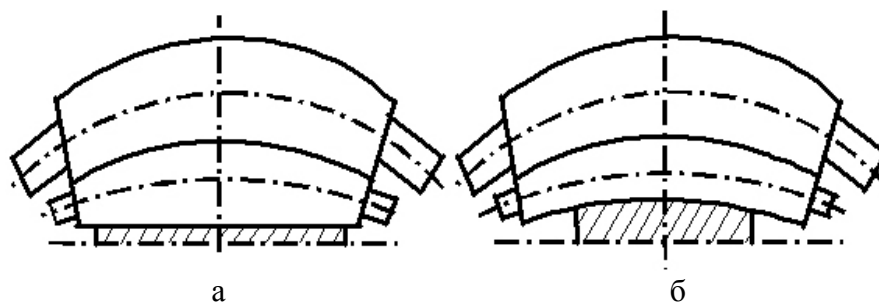


Рис. 1. Схема к новому способу устранения поперечной разнотолщинности

Проблема в том, что изменяются P , b_p и ΔS_t . Кроме этого, вследствие износа валков разнотолщинность постоянно увеличивается.

Известно, что с увеличением P разнотолщинность δh_b увеличивается, а с уменьшением – уменьшается. Однако характер изменения δh_b при изменении ширины b_p является более сложным. В литературе имеются противоречивые данные о том, является эта зависимость прямой или обратной. В работе [6] указывается, что с уменьшением b_p величина δh_b увеличивается. Расчеты деформации валков с цилиндрической профилировкой по методике А. И. Целикова [8] показывают, что с увеличением ширины раскатов стрела прогиба опорного валка увеличивается. Напротив, неравномерная составляющая сплющивания рабочего и опорного валков, рассчитанная по методике Тсу-Таолу [9] уменьшается и может стать отрицательной. Поскольку эта составляющая сильнее всего зависит от распределения межвалкового давления, которое, в свою очередь, определяется профилировками валков, то этим можно объяснить разницу в выводах. Отсюда возникает необходимость в исследовании деформации валковой системы кварто при различных профилировках.

Исследование провели по инженерной методике работы [10], которая дает возможность, в отличие от методики А. И. Целикова, учитывать профилировки рабочих и опорных валков. Точность результатов в данном случае не имеет особого значения – важен качественный вывод: как меняется форма межвалкового зазора при изменении ширины раската.

В качестве объекта исследования была выбрана валковая система чистовой клетки ТЛС 3000 ОАО АМК со следующими параметрами:

- Диаметр рабочих валков – 900 мм;
- Диаметр опорных валков – 1650 мм;
- Длина бочек – 3000 мм;
- Максимальная сила прокатки – 44,15 МН;
- Ширина листов – от 1500 до 2700 мм.

В связи с трудоемкостью расчетов, в среде MathCAD была разработана программа, реализующая алгоритм методики [10]. В результате расчета деформации валковой системы чистовой клетки ТЛС 3000 при цилиндрических рабочих профилировках валков установлено, что зависимость δh_b от ширины действительно не монотонна – максимум разнотолщинности при $P = 44,15$ МН соответствует ширине ≈ 2200 мм. (рис. 2).

Выпуклая профилировка существенно изменяет характер данной зависимости. При разнице в диаметрах валков $D_p^u - D_p^k = 0,28$ мм и $D_{оп}^u - D_{оп}^k = 1,4$ мм максимум смещается в сторону меньших ширин и приходится на $b_p \approx 1750$ мм, причем в интервале от 1500 до 2000 мм разнотолщинность мало зависит от ширины (рис. 3). Следовательно, для устранения разнотолщинности профилировку валков нужно рассчитывать на максимальную ширину, когда δh_b максимальна. Тогда при уменьшении b_p δh_b будет увеличиваться (рис. 1, б) и ее можно уменьшать КАП.

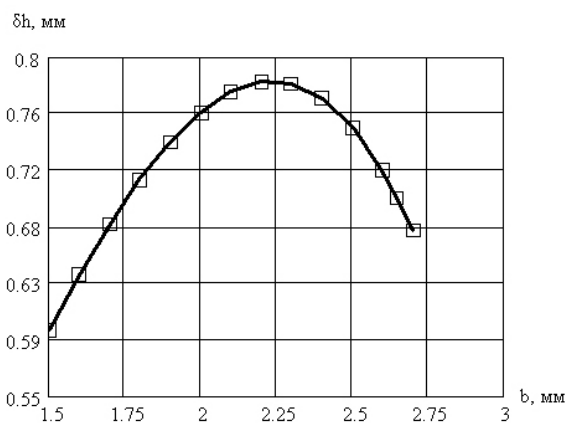


Рис. 2. Зависимость поперечной разнотолщинности от ширины раскатов при цилиндрической рабочей профилировке валков

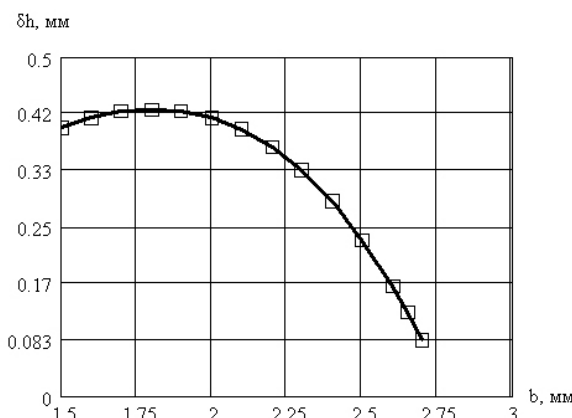


Рис. 3. Зависимость поперечной разнотолщинности от ширины раскатов при выпуклой рабочей профилировке валков

Увеличение силы прокатки по каким либо причинам можно компенсировать увеличением величины K_V . При уменьшении P K_V нужно уменьшать, что приведет к росту силы прокатки. Следовательно, при P_n величина K_V должна быть несколько больше 1.

При увеличении темпа прокатки валки нагреваются и тепловая выпуклость увеличивается. Исходная профилировка должна быть рассчитана на максимальный темп прокатки. При уменьшении темпа прокатки будет возникать позитивная δh_b и ее можно устранять уменьшением силы P за счет КАП.

Как уже указывалось, с ростом износа валков δh_b увеличивается. Уменьшением силы прокатки можно компенсировать и это явление. Т. о. единым технологическим воздействием – изменением степени кинематической асимметрии K_V – можно обеспечить уменьшение поперечной разнотолщинности при любых изменениях параметров прокатки на всех этапах кампании валков.

Если профилировка обеспечивает $\delta h_b \approx 0$ при силе прокатки P_n и максимальной ширине раската b_{max} при разнице в начальном зазоре по длине бочки ΔS_{max} , то тогда по уравнению Симса-Головина [2]:

$$\delta h_b = \Delta S_0 + \frac{P}{M_{кл}^n} . \quad (1)$$

Для получения такой же δh_b при меньшей ширине b_i :

$$\Delta S_{max} + \frac{P}{M^n(b_{max})} = \Delta S_i + \frac{P_i}{M^n(b_i)} , \quad (2)$$

где $M^n(b_i)$, $M^n(b_{max})$ – модули поперечной жесткости валковой системы при произвольной ширине листа b_i и при его максимальной ширине b_{max} , МН/мм [2];

ΔS_{max} , ΔS_i – разница в начальных зазорах между валками по центру и возле кромок раската при максимальной и произвольной ширине, мм.

Отсюда следует, что для предотвращения появления разнотолщинности при уменьшении b_p силу прокатки нужно уменьшать до P_i по зависимости:

$$P_i = M^{\text{II}}(b_i) \left[\Delta S_{\text{max}} - \Delta S_i + \frac{P_{\text{H}}}{M^{\text{II}}(b_{\text{max}})} \right]. \quad (3)$$

Для применения (3) необходимо иметь зависимость модуля поперечной жесткости от ширины раската $M^{\text{II}}(b)$. Эту зависимость не трудно найти для каждой конкретной валковой системы, используя методику расчета деформаций [10] или любую другую. Например, для чистой клетки стана 3000 ОАО «АМК» она имеет вид:

$$M^{\text{II}}(b) = 227,137 - 194,168 \cdot b_p + 65,687 \cdot b_p^2 - 7,423 \cdot b_p^3. \quad (4)$$

Посредством использования методик расчета деформаций валковой системы находятся и параметры выпуклой рабочей профилировки, обеспечивающей заданную величину δh_b при P_{H} и b_{max} . Параметры исходной (станочной) профилировки затем можно найти известными методами.

ВЫВОДЫ

Разработан новый технологический способ уменьшения поперечной разнотолщинности листов и полос, не требующий никаких изменений в конструкции рабочих клеток и обеспечивающий устранение разнотолщинности любой величины, возможной в данной клетке. Способ позволяет компенсировать изменение теплового профиля валков вследствие изменения темпа прокатки и изменение профилировки из-за износа. Сущность способа состоит в совместном использовании выпуклой рабочей профилировки вадков и кинематически асимметричной прокатки. Точность способа зависит от точности датчиков силы прокатки и точности обработки системой автоматического управления главными двигателями клетки задания на рассогласование скоростей рабочих валков. На новый способ подана заявка на изобретение № 2008 04774 (приоритет от 14.04.2008 г.).

ЛИТЕРАТУРА

1. Грудев А. П. *Технология прокатного производства* / А. П. Грудев, Л. Ф. Машкин, М. И. Ханин. – М. : *Металлургия*, 1994. – 651 с. : ил.
2. Меерович И. М. *Повышение точности листового проката* / И. М. Меерович, А. И. Герцев, В. С. Горелик, Э. Я. Классен. – М. : *Металлургия*, 1969. – 262 с. : ил.
3. 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.
4. 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.
5. 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.
6. Полухин В. П. *Прикладная механика и расчет прокатных валков* / П. И. Полухин, В. П. Полухин, Н. Ф. Андрианов и др. – Каз. ССР : *Изд-во «Наука»*, 1977. – 207 с.
7. Кугаенко М. Е. *Листопрокатное производство* / М. Е. Кугаенко, М. В. Ковынев, В. В. Миллер – М. : *Металлургиздат*, 1962. – 430 с.
8. *Машины и агрегаты металлургических заводов. Т. 3.* – М. : *Металлургия*, 1988. – 680 с.
9. Третьяков А. В. *Расчет и исследование прокатных валков* / А. В. Третьяков, Э. А. Гарбер, Г. Г. Давлетбаев. – М. : *Металлургия*, 1976. – 255 с.
10. 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.

Кулик А. Н. – канд. техн. наук, доц., ДГМА;
Данько А. В. – ассистент ДонГТУ;
Колесникова Г. В. – аспирант ДГМА;
Картавенко А. С. – студент ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск;
ДонГТУ – Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск.

E-mail: danko_av@mail.ru

УДК 621.771.23

Шпак В. И.
Юрков К. Ю.
Шевченко В. В.
Малигон Е. Ю.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ОТНОСИТЕЛЬНО ТОНКИХ ЛИСТОВ И ПОЛОС НА СТАНЕ КВАРТО С ПРИВОДОМ НА ОПОРНЫЕ ВАЛКИ С РАЗЛИЧНЫМ УГЛОМ СВАЛА РАБОЧИХ ВАЛКОВ

В условиях, когда очень остро стоит вопрос конкурентоспособности отечественной металлопродукции на зарубежных рынках, повышение сортамента за счёт выпуска более тонких листов при повышении качества последних является наиболее актуальной проблемой. Как было рассмотрено в [1, 2], одним из методов достижения минимальной толщины раската является уменьшение диаметра рабочих валков, вследствие чего снижается среднее давление, усилие и момент прокатки, что позволяет увеличить обжатие за один проход и увеличивает коэффициент выравнивания разнотолщинности.

При этом появляются новые проблемы, связанные с напряжённым состоянием рабочего валка меньшего диаметра и достаточно высокими прогибами в горизонтальной плоскости. Для улучшения качественных показателей получаемой продукции применяются различные технологические приёмы, компоновки валковых узлов и различные технические средства изменения профиля межвалкового зазора [3, 4]. Например, на станах МКВ для увеличения жесткости рабочих валков в горизонтальном направлении применяют различные схемы установки рабочих валков. При нереверсивной работе стана достаточно расположить оси рабочих валков несколько впереди осей опорных валков с тем, чтобы рабочий валок прижимался к опорному валку, что должно уменьшить прогиб рабочего валка в горизонтальной плоскости. В противоположность станам МКВ на станах Тейлора валок меньшего диаметра подвергается прогибу в горизонтальной плоскости путем перераспределения крутящих моментов между большим и малым валками. Перераспределение крутящих моментов на опорных валках осуществляется с помощью электрического регулирования нагрузок. Изгиб рабочего валка в горизонтальной плоскости регулируется с помощью тензодатчика. В клетях с валками, имеющими выпукловогнутую профилировку (клетки СВС, разработаны компанией Schloeman Siemens, Германия) бесступенчатое регулирование профиля межвалкового зазора достигается за счёт комбинации несимметричной выпуклости по длине бочки валка с его осевым перемещением. При осевом смещении валков, равным 75 мм, зазор между валками изменяется в пределах 0,15 мм. Кроме того, осевое перемещение подобных валков способствует также увеличению их кампании в связи с изменением положения кромки полосы относительно рабочих валков. Клетки с попарно скрещающимися валками (клетки РС) разработаны японской компанией «Мицубиси дзюкоге». Клеть оснащена механизмом поворота верхних и нижних пар рабочих и опорных валков относительно оси клетки. Угол скрещивания валков задается установкой специальных траверс, перемещение которых осуществляется от регулируемого привода. Изменением угла скрещивания можно в широком диапазоне изменять профиль бочки рабочих валков. При изменении угла скрещивания в диапазоне 0 – 1 градусов изменение поперечного профиля достигает значения 250–400 мкм (в зависимости от ширины полосы).

Для всех вышеприведенных схем профилирования основным минусом является достаточно высокая стоимость внедрения для уже существующего оборудования, а иногда и полная невозможность реконструкции. Это делает актуальным исследование возможности свала рабочего валка относительно опорного при уменьшении диаметра рабочего для снижения контактных давлений при относительной стабилизации рабочего валка в горизонтальной плоскости. Также, ввиду уменьшения диаметра рабочего валка, необходимо ориентироваться на привод через опорный валок.

Для определения характеристик процесса прокатки при свале рабочих валков были проведены экспериментальные исследования на базе лабораторного стана 50/100 × 100 (Краматорск, АММ, ДГМА, рис. 1). Основной целью проведения экспериментальных исследований ставилось определение поперечных сил, возникающих при свале валков по ходу и против хода прокатки, что позволило бы выбрать оптимальный угол свала, а также учесть возникающие усилия от привода момента на рабочей через опорный валок.

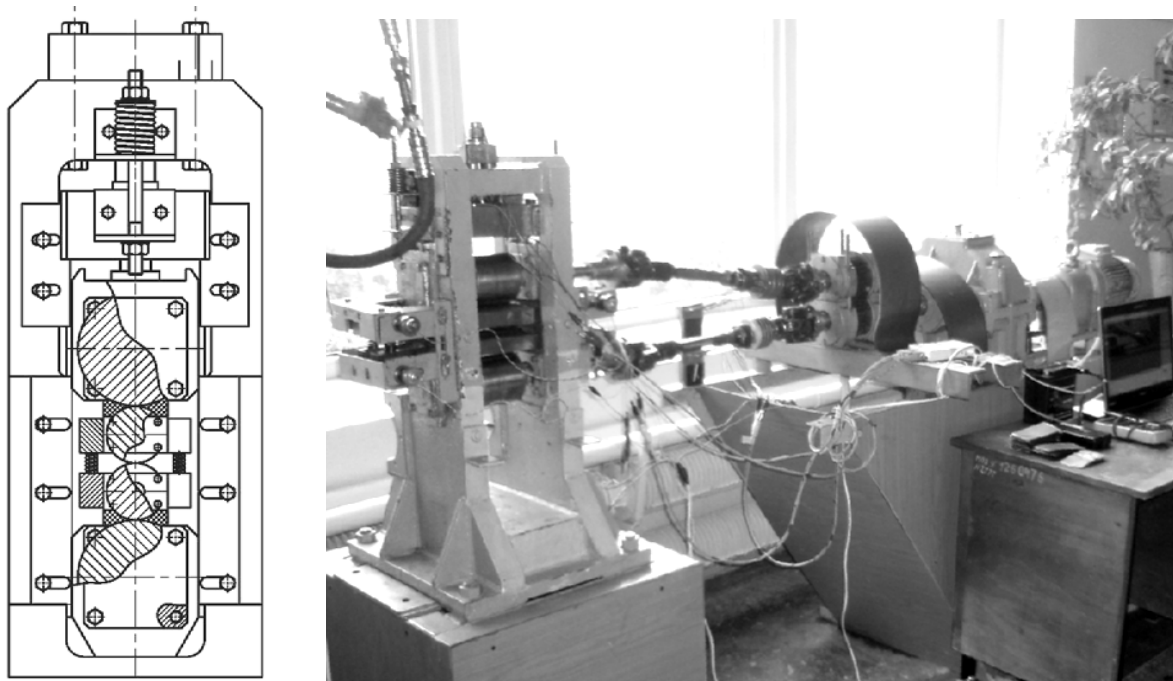


Рис. 1. Внешний вид лабораторного стана 50/100 × 100 для исследования схемы привода на опорные валки кафедры АММ

В общем случае, статическое равновесие валкового узла при организации процесса прокатки в клети кварто с приводом можно представить как показано на рис. 2, а. Без свала рабочего валка по диаметру опорного наблюдаются достаточно высокие окружные силы, стремящиеся вытолкнуть валок против хода прокатки. Для схем с использованием свала рабочих валков по или против хода прокатки статическое равновесие валкового узла можно представить как показано на рис. 2, б, в.

Для измерения сил прокатки использовались месдозы кольцевого типа, установленные между верхней траверсой, закреплённой на болтах М16 и нижней траверсой, в которой установлены нажимные винты. Для измерения моментов прокатки использовали тензометрические датчики, наклеенные на тело универсальных приводных шпинделей по мостовой схеме со съёмом сигнала при помощи струнных токосъёмников. Для измерения поперечных сил, действующих на рабочие валки в процессе прокатки от приводимых моментов, использовали кольцевые месдозы, установленные как показано на рис. 3.

Тарирование месдоз производилось попарно с помощью гидравлического пресса при использовании ступенчатого нагружения до 26400 Н, тарирование датчиков крутящих моментов непосредственно на установке.

Запись измерений осуществлялась при помощи внешнего модуля АЦП/ЦАП/ТТЛ на шину UBS 1.1 модели L-Card E140-140 (производство Россия), позволяющего регистрировать измерения по 32 каналам (16 аналоговых каналов по дифференциальной схеме подключения).

Результаты проведенных экспериментальных исследований представлены на рис. 4. Типовая осциллограмма представлена на рис. 5.

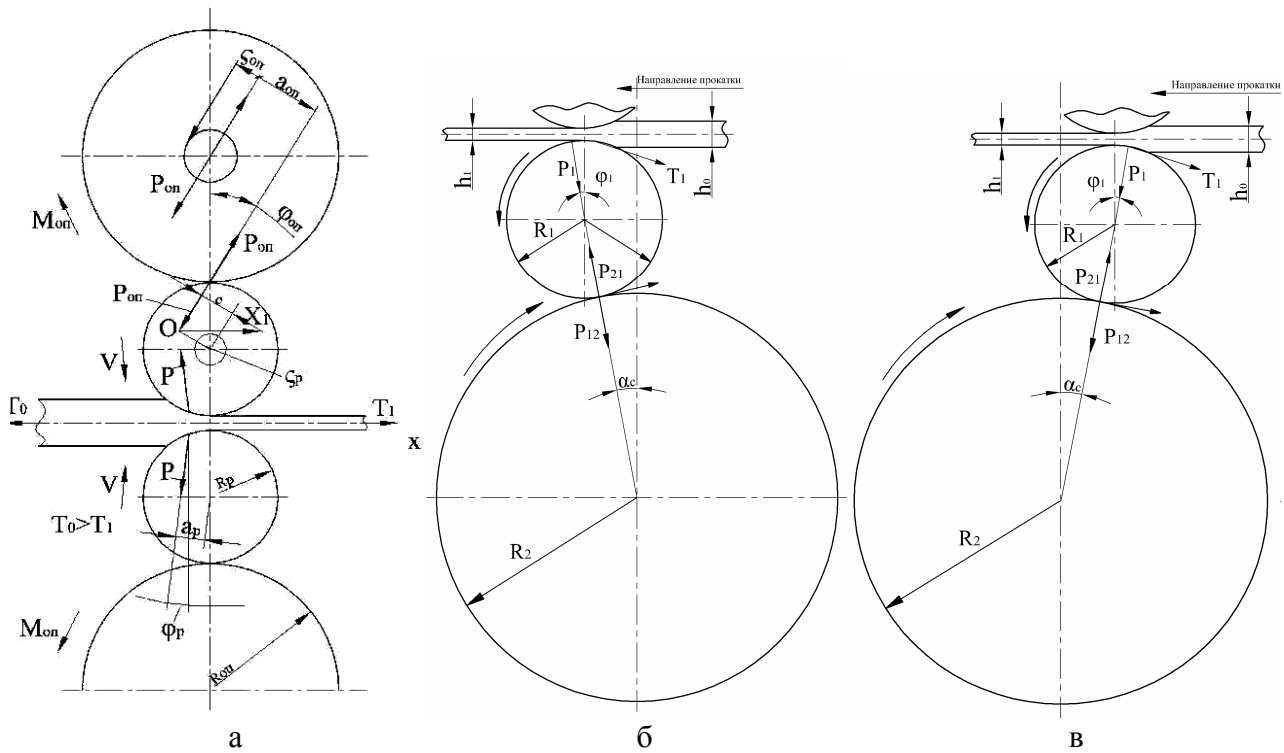


Рис. 2. Схема распределения усилий для клетки кварто:

а – без свала, б – при свале валков по ходу прокатки, в – свал против хода прокатки

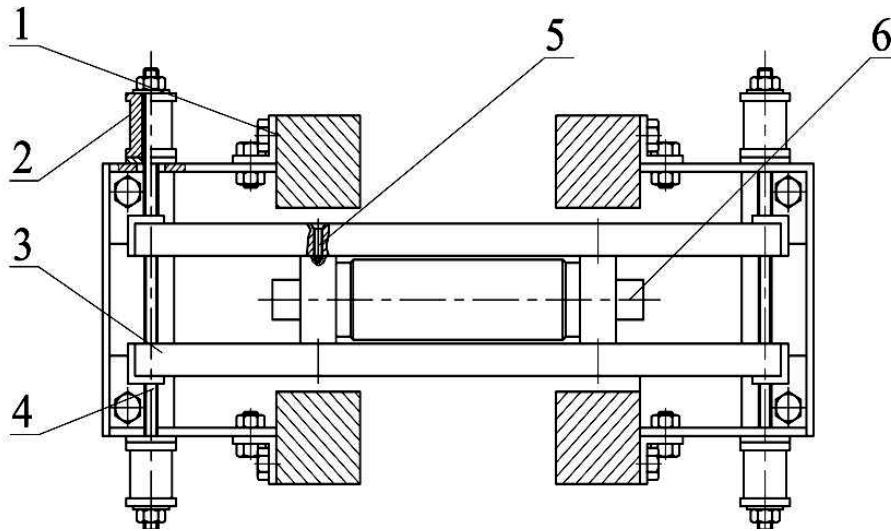


Рис. 3. Кассета для измерения поперечных сил при прокатке с приводом на опорные валки:

1 – станина, 2 – месдоза, 3 – фиксирующая планка, 4 – шпилька, 5 – болт жесткой фиксации, 6 – рабочий валок

Полученные в ходе экспериментальных исследований значения сравнивались с аналитическими зависимостями для обеспечения возможности дальнейшего использования при автоматизированном проектировании, на основе которого можно разработать процедуру оптимизационной технологической настройки валкового узла клетки кварто при использовании схемы свала рабочего валка по диаметру опорного.

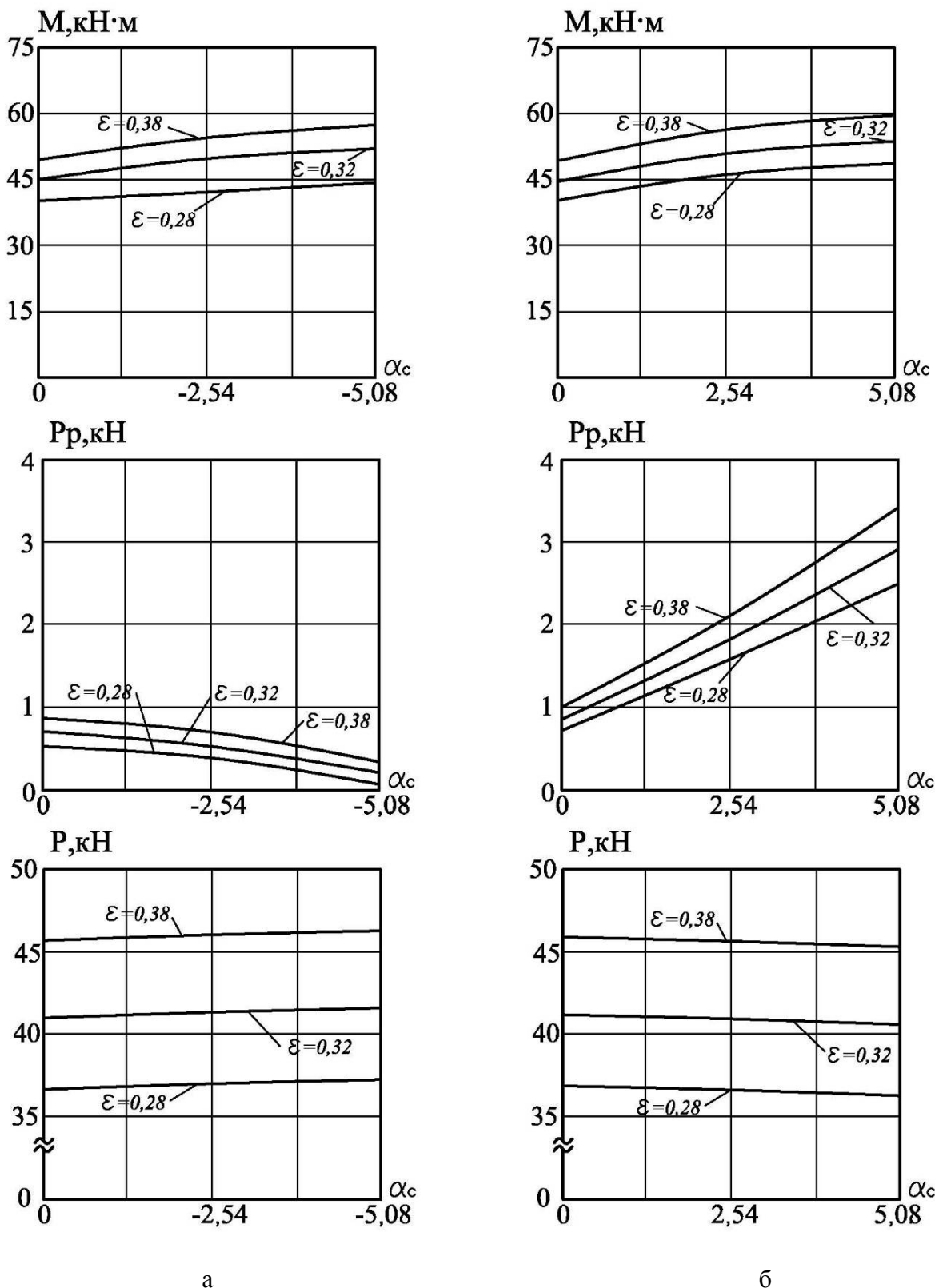


Рис. 4. Приведенные зависимости поперечной силы (P_p), силы прокатки (P) и момента на одном из приводных шпинделей (M) от степени обжатия и величины угла свала валков при свале валков по ходу прокатки (а) и против хода прокатки (б) (прокатка симметричная, соотношение диаметра рабочего и опорного валков 1:2)

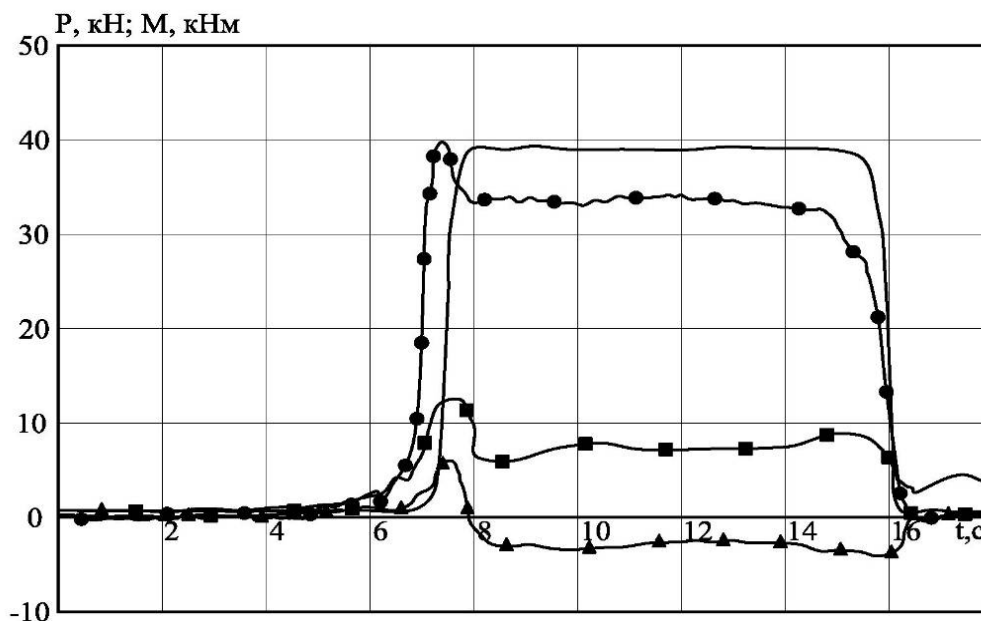


Рис. 5. Типовая осциллограмма процесса прокатки на стане кварто с приводом на опорные валки

ВЫВОДЫ

Таким образом, в статье рассмотрены существующие методы повышения качественных показателей при прокатке особо тонких листов и полос. Проведены экспериментальные исследования процесса прокатки со свалом рабочего вала совместно с экспериментальными исследованиями процесса холодной прокатки тонких полос для схемы организации подвода момента на рабочие валки через опорные. Получены эмпирические зависимости поперечной силы, действующей на рабочие валки при данной схеме прокатки, в зависимости от направления свала (по ходу прокатки и против направления прокатки), существенно влияющей на изгиб вала в горизонтальной плоскости (особенно учитывая требования уменьшения диаметра рабочего вала на значения большие 2:1). Значения получены для различных степеней обжатия.

ЛИТЕРАТУРА

1. Юрков К.Ю. Методика проведения и результаты экспериментальных исследований процесса холодной деформации относительно тонких листов, полос и лент в клетях кварто с приводом на опорные валки / К. Ю. Юрков, А. А. Файчак, В. В. Шевченко // *Обработка материалов давлением*. – Краматорск: ДГМА. – 2008. – № 1(19). – С. 268–273.
2. Франценюк И.В. Современный цех холодной прокатки /И. В. Франценюк, Ю. Д. Железнов. – М.: *Металлургия*, 1984. – 154 с.
3. «Оборудование» // *Технический альманах*, М.: «Национальная металлургия». – 03/2005. – С. 22–28.
4. «Оборудование» // *Технический альманах*, М.: «Национальная металлургия». – 11/2006. – С. 60–65.

Шпак В.И. – канд. техн. наук, доц. ДГМА;
Юрков К. Ю. – аспирант ДГМА;
Шевченко В.В. – аспирант ДГМА;
Малигон Е.Ю. – студент ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

УДК 621.771.23

Федоринов В. А.
 Махмудов К. Д.
 Дворжак В. В.
 Закарвашевич Н. А.

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ НА УСЛОВИЯ РЕАЛИЗАЦИИ ПРОЦЕССА СДВОЕННОЙ ПРОКАТКИ

Производство тонких и тончайших холоднокатаных лент и полос толщиной 0,03...0,04 мм, используемых в автомобильной промышленности для изготовления радиаторов, связано с применением уникальных 12 и 20-валковых станков. Действующие на территории Украины реверсивные и непрерывные станы холодной прокатки имеют ограниченный сортамент, так как минимальная толщина лент и полос, получаемая на этих станах составляет 0,07 мм [1].

Альтернативой существующим технологиям является сдвоенная прокатка, заключающаяся в одновременной деформации двух наложенных друг на друга лент и позволяющая максимально использовать оборудование существующих реверсивных станков.

С точки зрения обеспечения качества металла при прокатке в клети реверсивного стана, необходимо проанализировать влияние различных механических свойств и геометрических параметров каждой из составляющих на стабильность процесса. Различия данных характеристик по длине каждой из полос в поперечном сечении «пакета» может привести к разным вытяжкам и, как следствие, различным скоростям. Кроме того, данная степень несоответствия определяется условиями контактного межслойного трения между полосами, отсутствие которого увеличивает разность вытяжек при исходной разности параметров составляющих.

В частности, с увеличением разности механических свойств сдваиваемых полос $\delta 2K_x = |(2K_{x1} - 2K_{x2}) / 2K_{x1}| \cdot 100\%$ имеет место и увеличение степени несоответствия вытяжек $\delta\lambda = |(\lambda_1 - \lambda_2) / \lambda_1| \cdot 100\%$. При этом при разности механических свойств $\delta 2K \leq 10\%$ разность вытяжек не превышает $\delta\lambda = 1\%$ при значении коэффициента межслойного трения $f_{01-2} = 0,05$, $f_{01-2} = 0,1$ (рис. 1, а).

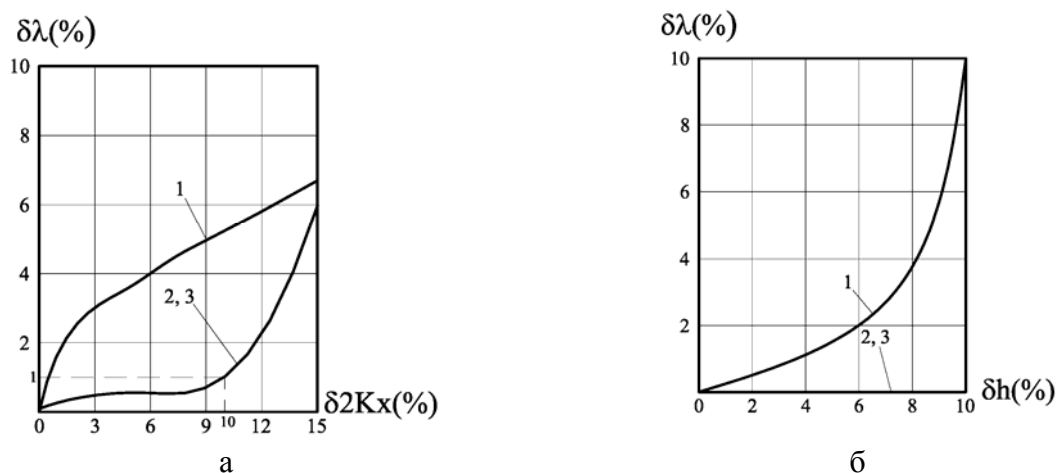


Рис. 1. Зависимость разности вытяжек $\delta\lambda$ от разности механических свойств сдваиваемых полос $\delta 2K_x$ (а) и колебания толщин δh сдваиваемых полос относительно друг друга :

1 – $f_{01-2} = 0$; 2 – $f_{01-2} = 0,05$; 3 – $f_{01-2} = 0,1$; $h_{01} = h_{02} = 0,1$ мм; сталь 08кп)

При условии равенства коэффициента межслойного трения $f_{01-2} = 0$ при различных механических свойствах составляющих разность вытяжек превышает 1 %, и при $\delta 2K = 10\%$ составляет $\delta\lambda = 4,5\%$.

С точки зрения неоднородности деформированного состояния при двоякной прокатке необходимо особо остановиться на влиянии коэффициентов межслойного трения в зоне пластического формоизменения. Наличие трения на контакте двух полос друг с другом однозначно приводит к выравниванию коэффициентов вытяжки отдельных составляющих $\lambda_j = h_{j0} / h_{j1} = V_{j1} / V_{j0}$. Отсутствие трения на контакте полос приводит к резкому увеличению разности вытяжек. В частности, в рамках иллюстрируемых примеров (см. рис. 1, б) равенство коэффициентов вытяжки $\lambda_1 / \lambda_2 = 1,0$ имеет место при коэффициентах трения $f = 0,05$, $f = 0,1$. При $f = 0,0$ при разности исходной толщины $\delta h = 10\%$ разность вытяжек составляет $\delta\lambda = 10\%$.

Анализ полученных распределений интегральных характеристик позволил установить (рис. 2), что вследствие неравенства текущих значений сопротивления сдвигу $2K_{x1}$ и $2K_{x2}$ первоначально пластически деформируется только более мягкая составляющая, что приводит к соответствующим перераспределениям касательных межслойных τ_{x12} , а также нормальных осевых σ_{x1} и σ_{x2} напряжений. При этом, вследствие межслойных напряжений трения покоя на контакте полос τ_{x12} ($f_{01-2} = 0,05$, $f_{01-2} = 0,1$) текущие значения нормальных осевых напряжений сжатия σ_{x2} , действующих на более мягкую составляющую, превышают аналогичные значения нормальных осевых напряжений σ_{x1} , действующих на более прочную составляющую. Отмеченное инициирует пластическую деформацию более прочной составляющей с последующим постепенным выравниванием текущих значений вытяжек $\lambda_{x1i} = h_{x1i1} / h_{x1i2}$ и $\lambda_{x2i} = h_{x2i1} / h_{x2i2}$, которые практически равны ($\delta\lambda \leq 1\%$ при $\delta 2K \leq 10\%$) в сечениях близких к нейтральному, в рамках которого касательные контактные напряжения τ_{x1} и τ_{x2} изменяют свое направление, а, следовательно, и свой знак.

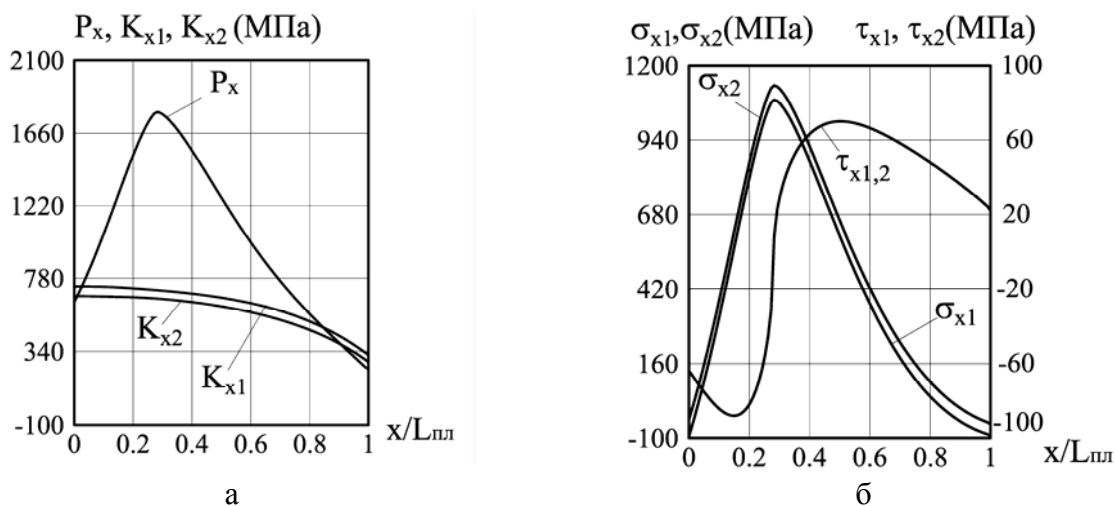


Рис. 2. Распределение основных компонент напряженно-деформированного состояния при различных механических свойствах составляющих ($\delta 2K_x = 15\%$, $f_{012} = 0$)

При наличии скольжения на контакте полос $f_{01-2} = 0$ соответствующее перераспределение нормальных осевых σ_{x1} и σ_{x2} напряжений и выравнивание текущих вытяжек не происходит столь интенсивно, что приводит к неравенству результирующих вытяжек ($\delta\lambda = 4,5\%$ при $\delta 2K = 10\%$).

Отмеченное выше подтверждает целесообразность обеспечения коэффициента межслойного трения в пределах не менее $f = 0,05 \dots 0,1$, а также режима отжига после предыдущей холодной прокатки на исходную толщину, обеспечивающего относительную разность механических свойств сдаиваемых полос относительно друг друга не более 10 %.

Для гарантированной точности геометрических характеристик необходимо обеспечивать в предыдущих переделах колебание продольной разнотолщинности не более 10 %, что обеспечивается современным прокатным производством [2]. Равенство вытяжек в этом случае обеспечивается путем саморегулирования толщины за счет межслойных сил трения [3].

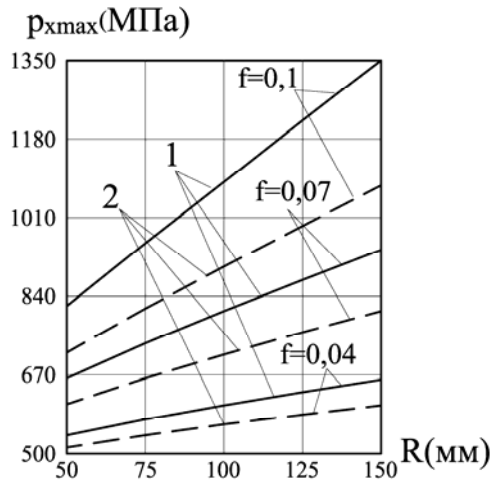


Рис. 3. Расчетные распределения максимальных контактных напряжений $p_{x \max}$ при сдвоенной прокатке в рабочих валках радиусом R при различных значениях коэффициента внешнего трения f (1 – , 2 – $h_{\Sigma 0} = 0,3 \text{ мм}$; $\varepsilon = 0,3$; сталь 08кп)

Важнейшим вопросом, касающимся оценки условий реализации различных технологических схем процесса сдвоенной прокатки, является прогнозирование вероятности схватывания (сваривания) поверхностей сдвигаемых лент и полос, определяемой максимальными значениями нормальных контактных напряжений $p_{x \max}$ [4]. При этом в момент разрушения окисных пленок и начала схватывания поверхностей, уровень максимальных нормальных контактных напряжений в очаге деформации, согласно критерию С. А. Голованенко [5], составляет $p_{x \max} = 3\sigma_m$.

Из результатов анализа представленных расчетных распределений (рис. 3), следует, что снижение уровней $p_{x \max}$, а вместе с этим и обеспечение сдвоенной прокатки без схватывания внутренних поверхностей полос могут быть обеспечены за счет уменьшения радиусов рабочих валков.

ВЫВОДЫ

Получены критериальные оценки обеспечения стабильности процесса сдвоенной прокатки с точки зрения равенства вытяжек составляющих в виде технологических требований к предыдущим переделам горячей и холодной прокатки. Было установлено, что колебание механических свойств и геометрических характеристик сдвигаемых полос относительно друг друга не должно превышать 10 %. Снижение вероятности свариваемости сдвигаемых лент при фиксированных значениях их исходной и конечной толщины может быть обеспечено за счет уменьшения радиусов рабочих валков.

ЛИТЕРАТУРА

1. Раздельное регулирование толщин полос при прокатке их в наложенном состоянии / С. Д. Адамский, В. И. Мелешко, А. П. Качайлов, А. И. Шевченко // Прокатка широкополосной стали : сб. науч. тр. – ИЧМ МЧМ СССР. – М.: Металлургия, 1988. – С. 49–52.
2. Математическое моделирование исходных данных на проектирование гидравлических нажимных устройств прокатного стана / В. А. Федоринов, С. В. Новоселов, С. К. Добряк и др. // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА. – 2001. – С. 441–445.
3. Исследование напряженно-деформированного состояния металла и энергосиловых параметров при сдвоенной прокатке лент и полос / В. А. Федоринов, А. В. Сатонин, В. В. Дворжак, А. А. Сатонин // Сб. науч. тр. – Алчевск: ДГТУ. – 2007. – С. 126–134.
4. Внедрение автоматической системы транспортировки и смотки тончайших полос широкополосного стана / П. П. Чернов, В. А. Третьяков, Е. А. Варшавский и др. // Черная металлургия: Бюл. НТИ. – 2004. – № 8. – С. 53–56.
5. Голованенко А. С. Сварка прокаткой биметаллов / Голованенко А. С. – М.: Металлургия, 1977. – 158 с.

Федоринов В. А. – канд. техн. наук, проф. ДГМА;
 Махмудов К. Д. – канд. техн. наук, доц., филиал ДагГТУ;
 Дворжак В. В. – канд. техн. наук, ст. преп. ДГМА;
 Закаравашевич Н. А. – студент ДГМА.

ДГМА - Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск;
 ДагГТУ – Дагестанский государственный технический университет, г. Каспийск, Россия.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

УДК 621.771.262.014

Левченко В. Н.
Нестеров Д. К.**ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ И ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОКАТКИ РЕЛЬСОВ
ОР65 И ОР50**

Определение и анализ технологических и энергосиловых параметров весьма важно для конструирования оборудования и инструмента, а также для моделирования процесса прокатки [1–4].

Исходными данными для расчета технологических и энергосиловых параметров при освоении прокатки остряковых рельсов типа ОР65 и ОР50 были: химический состав стали, геометрические размеры профилей, температура по элементам профилей, скорость прокатки по проходам, паузы между проходами, скорость рольгангов, расстояние между клетями, диаметры валков клетей. Расчет выполнен на ПК по специально разработанной программе.

Расчет температуры по элементам профилей производили, используя формулу теплового баланса:

$$c \cdot \rho \cdot V \cdot \Delta T = Q \cdot A \cdot \Delta t; \quad (1)$$

$$\Delta T = \frac{Q \cdot \Delta t}{c \cdot \rho \cdot h}, \quad (2)$$

где c – удельная теплоемкость стали, ккал/кг·град. При $T > 750^\circ\text{C}$ $c = 0,16$; при $550 < T < 750^\circ\text{C}$ $c = 0,4$;

ρ – плотность, 780 кг/см^3 ;

$V = A \cdot h$ – объем, м^3 ;

T – температура поверхности металла, $^\circ\text{C}$;

ΔT – приращение (падение) температуры T в рассматриваемом проходе, $^\circ\text{C}$;

Δt – время охлаждения концов рельсов, ч;

h – толщина элемента, м;

A – площадь сечения элемента, м^2 ;

Q – интенсивность теплового потока, ккал/ $\text{м}^2 \cdot \text{ч}$.

Температура металла в следующем проходе $T' = T - \Delta T$.

Тепловой поток Q складывается из двух составляющих: потока вследствие излучения:

$$Q_1 = 3,8 \cdot \rho \cdot \left[\left(\frac{T + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{ср}} + 273}{100} \right)^4 \right]; \quad (3)$$

и потока вследствие отбора тепла водой:

$$Q_2 = \alpha \cdot (T - T_{\text{в}}), \quad (4)$$

где ρ – коэффициент, учитывающий взаимное облучение элементов рельса [3];

$T_{\text{ср}}$ – температура окружающей среды, $^\circ\text{C}$;

$T_{\text{в}}$ – температура воды, $^\circ\text{C}$;

α – коэффициент теплоотдачи от металла к воде, равный $1000\text{--}2000 \text{ ккал}/(\text{град} \cdot \text{м}^2)$.

Для определения коэффициентов взаимного облучения элементов предварительно рассчитывали тангенсы углов взаимного облучения: α_1 – шейки и подошвы, α_2 – шейки и головки (рис. 1):

$$\text{tg } \alpha_1 = \frac{b_{\text{п}} - d_{\text{ш}}}{h_{\text{п}} - t_{\text{п}} - t_{\text{г}}}; \quad (5)$$

$$\text{tg } \alpha_2 = \frac{b_{\text{г}} - d_{\text{ш}}}{h_{\text{п}} - t_{\text{п}} - t_{\text{г}}}; \quad (6)$$

коэффициенты:

$$\rho_{\text{ш}} = 2 \cdot \text{tg} \left[\pi - \text{arctg} \left(\frac{b_{\text{п}} - d_{\text{ш}}}{h_{\text{п}} - t_{\text{п}} - t_{\text{г}}} \right) - \text{arctg} \left(\frac{b_{\text{г}} - d_{\text{ш}}}{h_{\text{п}} - t_{\text{п}} - t_{\text{г}}} \right) \right]; \quad (7)$$

$$\rho_{\text{г}} = \text{tg} \left[\frac{\pi}{2} - \text{arctg} \left(\frac{b_{\text{п}} - d_{\text{ш}}}{2 \cdot (h_{\text{п}} - t_{\text{п}} - t_{\text{г}})} \right) \right] + 1; \quad (8)$$

$$\rho_{\text{п}} = \text{tg} \left[\frac{\pi}{2} - \text{arctg} \left(\frac{b_{\text{г}} - d_{\text{ш}}}{2 \cdot (h_{\text{п}} - t_{\text{п}} - t_{\text{г}})} \right) \right] + 1, \quad (9)$$

где $t_{\text{п}}$ и $b_{\text{п}}$ – толщина и ширина подошвы, м; $t_{\text{г}}$ и $b_{\text{г}}$ – толщина и ширина головки, м; $d_{\text{ш}}$ – толщина шейки, м; $h_{\text{п}}$ – высота рельса, м.

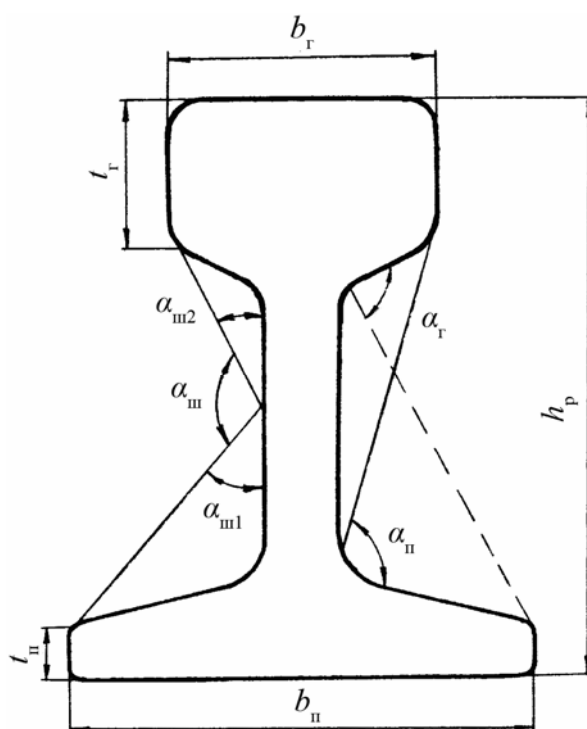


Рис. 1. Углы взаимного облучения элементов рельса

Время охлаждения концов рельса – величина, которая в каждом проходе зависит от их расположения. Например, время охлаждения переднего конца в первом проходе зависит от продолжительности паузы перед этим проходом, а заднего – равно сумме паузы и машинного времени прокатки в этом же проходе. При реверсивной прокатке время охлаждения заднего конца во втором проходе равно паузе перед ним, а переднего сумме паузы и машинного времени в этом проходе.

Рассмотренный пример является одним из частных случаев, зависящих от типа стана и расположения клетей. В разработанной программе предусмотрен расчет для любых типов клетей и любого их расположения. Он обеспечивается надлежащим заданием исходных данных о чередовании входа переднего концов в клеть, а также специальным алгоритмом.

Усилия, моменты и мощность прокатки рассчитываются через работу деформации и работу сил трения по элементам профиля.

Работу деформации рассчитывали как:

$$W = \sigma_s \cdot \varepsilon_i \cdot V, \quad (10)$$

где σ_s – сопротивление металла деформации, зависящее от его химического состава, температуры, степени и скорости деформации, МПа; ε_i – интенсивность деформации элемента, рассчитываемая по формуле (23); V – объем элемента или приведенной полосы, м³:

$$V = A_0 \cdot l_d = A_0 \cdot \sqrt{r \cdot \Delta h}, \quad (11)$$

где A_0 – площадь сечения элемента до прохода, м²;

l_d – длина очага деформации, м;

r – катающий радиус, м;

Δh – обжатие элемента, м.

Работу деформации в черновых и тавровых калибрах – по элементам рельса (подошве, шейки и головке).

Для приведенной полосы:

$$A_0 = b_0 \cdot h_0, \quad (12)$$

где b_0 , h_0 – ее ширина и высота до прохода.

Для подошвы:

$$A_{п0} = b_{п0} \cdot t_{п0}, \quad (13)$$

где $b_{п0}$, $t_{п0}$ – ее ширина и толщина (средние) до прохода.

Для шейки:

$$A_{ш0} = b_{ш0} \cdot d_{ш0}, \quad (14)$$

где $b_{ш0}$, $d_{ш0}$ – ее высота и толщина (средние) до прохода.

Для головки аналогично:

$$A_{г0} = b_{г0} \cdot t_{г0}. \quad (15)$$

Работа деформации приведенной полосы:

$$W = \sigma_s \cdot \varepsilon_1 \cdot b_0 \cdot h_0 \cdot \sqrt{r \cdot \Delta h}. \quad (16)$$

Работа деформации в рельсовых калибрах:

$$W = \sigma_{sп} \cdot \varepsilon_{1п} \cdot b_{п0} \cdot t_{п0} \cdot \sqrt{r \cdot \Delta t_{п}} + \sigma_{sш} \cdot \varepsilon_{1ш} \cdot b_{ш0} \cdot t_{ш0} \cdot \sqrt{r \cdot \Delta d_{ш}} + \sigma_{sг} \cdot \varepsilon_{1г} \cdot b_{г0} \cdot t_{г0} \cdot \sqrt{r \cdot \Delta t_{г}}. \quad (17)$$

Усилие прокатки:

$$A = \frac{W}{\Delta h}, \quad (18)$$

где Δh – приведенное обжатие рельса или полосы.

Момент прокатки:

$$M = \frac{A}{l_d} \cdot r + M_{тр}, \quad (19)$$

где $M_{тр}$ – момент от трения по подошве.

Сила трения:

$$F_{тр} = \tau_s \cdot b_{п0} \cdot l_d, \quad (20)$$

где $\tau_s = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$.

Мощность прокатки:

$$N = \frac{W}{l_d} \cdot v + N_{тр}, \quad (21)$$

где v – скорость прокатки в рассматриваемом проходе.

Мощность трения:

$$N_{тр} = \frac{M_{тр} \cdot v}{r}. \quad (22)$$

Начиная с разрезного калибра, рельс разбивали на три элемента – подошву, шейку и головку, а до этого выполняли расчет по приведенной полосе.

Интенсивность деформации каждого элемента [3]:

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{(e_x - e_y)^2 + (e_y - e_x)^2 + (e_z - e_x)^2 + \frac{3}{2} \cdot (e_{xy}^2 + e_{yz}^2 + e_{zx}^2)}, \quad (23)$$

где e_x, e_y – боковая и вертикальная деформация (соответственно); e_z – продольная (в направлении прокатки) деформация, одинаковая для всех трех элементов и равная $(-\ln \mu)$; e_{xy}, e_{yz}, e_{zx} – деформации сдвига, которыми в первом приближении можно пренебречь; μ – вытяжка:

$$\mu = \frac{A_0}{A_1}, \quad (24)$$

где A_0, A_1 – площадь сечения рельса до и после прохода.

Составляющие интенсивности деформации для прямоугольника (приведенной полосы) высотой h_0 до и h_1 после прохода:

$$e_y = \ln \frac{h_0}{h_1}; \quad (25)$$

$$e_z = \ln \mu; \quad (26)$$

$$e_x = -e_y - e_z. \quad (27)$$

Для головки рельса толщиной t_{r0} до и t_{r1} после прохода:

$$e_x = \frac{t_{r0}}{t_{r1}}; \quad (28)$$

$$e_z = (-\ln \mu); \quad (29)$$

$$e_y = -e_x - e_z. \quad (30)$$

Для подошвы аналогично:

$$e_x = \frac{t_{п0}}{t_{п1}}; \quad (31)$$

$$e_z = \ln \mu; \quad (32)$$

$$e_y = -e_x - e_z. \quad (33)$$

Для шейки:

$$e_y = \frac{d_0}{d_1}; \quad (34)$$

$$e_z = \ln \mu; \quad (35)$$

$$e_x = -e_y - e_z. \quad (36)$$

Сопротивление деформации рассчитывали в соответствии с [5] по эмпирической формуле:

$$\sigma_s = \sigma_0 \cdot (6,67 \cdot \varepsilon_i)^{A_1} \cdot \xi^{A_2} \cdot \left(\frac{T}{1000} \right)^{A_3}, \quad (37)$$

где σ_0 – базовое сопротивление деформации, МПа;

$$\xi = v \cdot \frac{\varepsilon_i}{l_d} \text{ – скорость деформации, } 1/\text{с};$$

T – температура металла при прокатке, °С;

A_1, A_2 и A_3 – коэффициенты, определяемые по эмпирическим формулам.

Значения величин σ_0, A_1, A_2 и A_3 определяли по эмпирическим зависимостям, полученным для углеродистых сталей:

$$\sigma_0 = 6,68 + C \cdot (-0,66 + 1,41 \cdot \sqrt{C}) + \text{Mn} \cdot (1,34 - 0,36 \cdot \sqrt{\text{Mn}}) + \text{Cr} \cdot (1,55 - 0,31 \cdot \sqrt{\text{Cr}}) + 0,7 \cdot \text{Ni}; \quad (38)$$

$$A_1 = 0,125 + C \cdot (0,23 - 0,186 \cdot \sqrt{C}) + \text{Mn} \cdot (0,024 - 0,006 \cdot \sqrt{\text{Mn}}) + \text{Cr} \cdot (1,55 - 0,31 \cdot \sqrt{\text{Cr}}) + 0,7 \cdot \text{Ni}; \quad (39)$$

$$A_2 = 0,126 + C \cdot (0,092 - 0,052 \cdot \sqrt{C}); \quad (40)$$

$$A_3 = -2,82 + C \cdot (-0,63 + 0,43 \cdot \sqrt{C}) + Mn \cdot (-0,26 + 0,08 \cdot \sqrt{Mn}) + Cr \cdot (-0,16 + 0,027 \cdot \sqrt{Cr}), \quad (41)$$

где C, Mn, Cr, Ni – содержание элементов, %.

Максимальные расчетные мощности прокатки составили:

– при прокатке рельсов ОР65 из заготовок сечением 270×280 мм – 3865 кВт в обжимной клети 1000, 5-й проход; 4628 кВт в первой клети трио 800, 2-й проход; 899 кВт – в чистовой клети дуо 800;

– при прокатке рельсов ОР65 из заготовок сечением 320×358 мм – 5011 кВт в клети 1000, 4-й проход; 4645 кВт – в первой клети трио, 2-й проход; 902 кВт – в чистовой.

– при прокатке рельсов ОР50 из заготовок сечением 320×282 мм – 4608 кВт в клети 1000, 4-й проход; 3938 кВт – в первой клети трио, 2-й разрезной калибр; 954 кВт – во второй клети трио; 452 кВт – в чистовой дуо.

Реальные мощности составляют: клеть 1000 – 7500 кВт; клеть трио – 7000 кВт; чистовая – 1840 кВт.

Таким образом, максимальные расчетные мощности не превышают существующих.

При прокатке рельса ОР65 в обжимной клети, клети трио и чистовой загрузка главного двигателя составляет соответственно 52; 66 и 48 %; при прокатке рельса ОР50 – 61, 56 и 25 %.

ВЫВОДЫ

1. На основании формулы теплового баланса с учетом коэффициента взаимного облучения выполнен расчет температуры по элементам профиля и расчет времени охлаждения концов профиля.

2. Расчет усилия, момента и мощности прокатки проводили путем определения работы сил деформации и работы сил трения по элементам профиля рельса. При расчете сопротивления металла деформации учитывали его зависимость от химического состава, температуры, степени и скорости деформации.

3. Выполненные расчеты мощности при прокатке рельсов ОР65 из заготовок сечением 270×280 мм и 320×358 мм, а также рельсов ОР50 из заготовки 320×282 мм показали, что максимальные расчетные мощности не превышают существующих в клетях 1000, трио и чистовой клети.

ЛИТЕРАТУРА

1. Смирнов В. С. Теория обработки металлов давлением / В. С. Смирнов. – М.: Металлургия, 1973. – 496 с.
2. Целиков А. И. Теория продольной прокатки / А. И. Целиков, Г. С. Никитин, С. Е. Рокотян. – М.: Металлургия, 1980.
3. Теория обработки металлов давлением / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганаго и др. // М.: Металлургиздат, 1963. – 672 с.
4. Пудинов В. В. Особенности теплового излучения при прокатке дуэтавровых профилей / В. В. Пудинов, Н. Ф. Грицук, Е. Л. Белкин // Сортопрокатное производство: отрасл. сб. науч. тр. Вып. 2. – Харьков: УкрНИИМет, 1974. – С. 112–119.
5. Андреюк Л. В. Аналитическая зависимость сопротивления деформации металла от температуры, скорости и степени деформации / Л. В. Андреюк, Г. Г. Тюленев // Сталь. – 1972. – №9. – С. 825–828.

Левченко В. Н. – канд. техн. наук, доц., ст. науч. сотрудник НТУ «ХПИ»;

Нестеров Д. К. – д-р техн. наук, ст. науч. сотр., зам. ген. директора УкрГНТЦ «Энергосталь»;

НТУ «ХПИ» – Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт»;

УкрГНТЦ «Энергосталь» – Украинский государственный научно-технический центр «Энергосталь».

E-mail: goldangel71@yandex.ru

УДК 621.771.26

Медведев В. С.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ И ОБОРУДОВАНИЯ ПРОКАТНЫХ СТАНОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ САПР ТП «СОРТОВАЯ ПРОКАТКА»

Проектирование технологии и оборудования прокатных станов является сложным итерационным процессом и осуществляется с использованием современной вычислительной техники. Компьютерное проектирование калибровок прокатных валков, которые являются основой технологии сортовой прокатки, получило свое развитие в начале 80-х годов. Сначала ЭВМ использовали только как средство ускорения вычислительных работ. Для расчета калибровок валков составлялись жесткие программы, позволяющие определять размеры калибров и параметры прокатки. Основным недостатком жестких программ являлось то, что они не предусматривали непосредственного участия человека в процессе проектирования. С развитием вычислительной техники были разработаны системы автоматизированного проектирования технологических процессов и оборудования с использованием диалога «человек-машина», современных графических систем AutoCad и Компас [1-6].

С целью повышения эффективности проектирования технологии и оборудования прокатных станов в НИИ «УкрНИИМет» УкрГНТЦ «Энергосталь» была создана отраслевая интегрированная САПР ТП «Сортовая прокатка». Разработка САПР осуществлялась с использованием ряда методологических принципов, основными из которых являются декомпозиция, иерархичность описания технологического процесса сортовой прокатки, многоэтапность и итерационность проектирования, типизация, унификация и возможность обновления проектных модулей [7-9]. Практическая реализация САПР основана на блочно-иерархическом подходе, модульном проектировании, предусматривающем разработку типовых проектных модулей [9]. Инструментальным средством САПР является библиотека типовых программных модулей (см. рис. 1).

С помощью разработанной САПР ТП «Сортовая прокатка» можно осуществить анализ действующей технологии прокатки или же спроектировать новую технологию и определить оптимальный состав и параметры оборудования сортового стана.

Рассмотрим основные функциональные модули САПР.

Модуль анализа технологии используется при совершенствовании действующих технологических процессов и оборудования прокатных станов. Исходной информацией является калибровка валков, деформационный и скоростной режим прокатки, характеристика оборудования прокатного стана. Анализ, как правило, производится с целью определения узких мест на стане, оптимизации технологического процесса, разработки рациональных технологических схем прокатки, выявления резервов в повышении производительности прокатного стана, улучшения качества продукции, сокращения расхода валков, экономии металла, рациональной загрузки оборудования по энергосиловым параметрам, определения рационального состава, расположения и параметров реконструируемого оборудования и т. д.

Анализ действующей технологии прокатки сортовых профилей выполняется с помощью универсальной программы расчета температурно-скоростных и энергосиловых параметров прокатки и ряда вспомогательных программ, в частности, программы расчета загрузки рабочих клеток по усилиям и моментам прокатки, а двигателей главных приводов – по мощности и токовым нагрузкам, программ расчета валков на прочность, определения параметров оборудования участков охлаждения, правки и порезки проката, расчета пропускной способности отдельных агрегатов и производительности стана в целом [1]. С использованием универсальной программы производятся расчеты по проходам коэффициентов вытяжек, длин раскатов, скорости прокатки, числа оборотов валков, машинного времени, пауз, цикла прокатки, углов захвата металла валками, усилий, моментов и мощности прокатки, токовых нагрузок на двигатели и т. д. Программа описывает технологический процесс прокатки на станах, в составе которых в любом количестве и сочетании имеются обжимные реверсивные клетки, клетки дуо и трио, универсальные четырехвалковые клетки, а также вспомогательные

механизмы - кантователи, манипуляторы, подъемно-качающиеся столы, рольганги, передаточные шлепперы и др. Универсальность программы достигнута введением матричного способа описания исходной информации о характеристике стана, схеме прокатки и калибровке.



Рис. 1. Библиотека типовых программных модулей интегрированной САПР ТП «Сортовая прокатка»

Этот модуль позволяет производить многовариантную проработку технологии с экспертной оценкой результатов расчетов и принятием научно-обоснованных решений по совершенствованию действующей технологии прокатки.

Модуль проектирования новой технологии и оборудования используется при разработке и освоении производства новых видов продукции на действующих станах, а также при создании новых прокатных станов. С помощью этого модуля осуществляется расчет калибровок валков для прокатки простых и фасонных профилей с определением формоизменения металла в калибрах (уширения, приращения или утяжки в открытых и закрытых элементах фасонных калибров) и энергосиловых параметров прокатки.

Проектирование калибровок валков осуществляется против хода прокатки в два этапа. На первом этапе проектируется калибровка валков чистовых клетей стана по схеме «готовый профиль – прямоугольный подкат», прокатка в этих клетях осуществляется в системах простых вытяжных и специальных фасонных калибров. На втором этапе проектируется калибровка валков черновых клетей стана по схеме «прямоугольный подкат – исходная заготовка» в системе вытяжных ящичных калибров.

Проектирование калибровок валков для прокатки простых сортовых и фасонных профилей в чистовых клетях осуществляется по независимым для каждого профиля технологическим схемам.

Сначала для каждого профиля определяется оптимальный закон распределения вытяжек и скоростей прокатки, обеспечивающий максимальную производительность стана [10]. Задача состоит в том, чтобы для заданного начального сечения полосы F_0 найти оптимальную последовательность управлений u_i и соответствующую ей траекторию изменения сечения полосы F_1 от заготовки F_0 к профилю F_n с учетом технологических ограничений. Эффективность управляющих воздействий определяется по значениям функций цели – часовой производительности стана. В данном случае оптимизируется установившийся во времени режим прокатки, который имеет пошаговую структуру. Для увеличения производительности стана при заданном сечении исходной заготовки необходимо максимизировать конечную скорость прокатки V_n . Ограничения на управляющие переменные и переменные состояния включают известные зависимости для расчета формоизменения металла, энергосиловых параметров прокатки, допустимых углов захвата и допустимых по условиям устойчивости отношений осей полос. Поставленная задача является задачей оптимального управления дискретной системой с закрепленными концами, непрерывно-дискретными управляющими воздействиями и ограничениями.

Затем в автоматическом режиме осуществляется расчет калибровки валков. Исходная информация для данного этапа расчета включает: размеры готового профиля, схему прокатки (количество и типы калибров), закон распределения коэффициентов вытяжек (или деформаций) и скоростей прокатки. В результате расчета определяются геометрические размеры всех фасонных калибров, размеры прямоугольного подката, поступающего в первый фасонный калибр, а также координаты базовых точек скелета (вершин) калибров и радиусы сопряжений для каждой вершины.

Проектирование калибровок круглой и квадратной стали осуществляется по схеме «равноосное сечение-неравноосное сечение-равноосное сечение» для систем вытяжных калибров «квадрат – шестигранник - квадрат», «квадрат-ромб-квадрат», «квадрат – овал - круг», «круг – овал - круг» и др. Исходная информация включает тип используемой системы калибров, количество пар калибров, размеры начального и конечного сечений раската, коэффициенты минимальной и максимальной вытяжки для пары калибров, максимальное соотношение осей в неравноосных калибрах, диаметры и материал валков по клетям, зазоры по калибрам, скорость прокатки, начальную и конечную температуру прокатки. Размеры калибров и раскатов определяются с учетом ограничений по углу захвата и соотношению осей. В случае невыполнения ограничения коэффициент вытяжки для данной пары уменьшается с заданным шагом, выполняется перерасчет размеров начального сечения раската и процесс расчета повторяется. В результате расчетов в каждом проходе определяются высота калибра и ширина вреза, высота и ширина подката, для равноосных калибров – сторона квадрата или диаметр круга, площадь сечения, коэффициент вытяжки, обжатие, уширение, угол захвата

(фактический и предельно допустимый), температура, скорость прокатки, частота вращения валков, катающий диаметр валков.

Проектирование калибровок валков для прокатки уголков, швеллеров, двутавров, рельсов, корытных, тавровых и других фасонных профилей осуществляется по специальным алгоритмам и программам, разработанным на базе проведенных в УкрНИИМете комплексных теоретических и экспериментальных исследований процессов прокатки в калибрах сложной формы. Исходная информация включает размеры готового профиля, схему прокатки (количество и типы калибров), закон распределения коэффициентов деформаций. Расчет калибровок выполняется в автоматическом режиме. В результате расчетов определяются геометрические размеры калибров и координаты базовых точек скелета (вершин) калибров и радиусы сопряжений для каждой вершины.

В состав САПР входит программный модуль расчета формоизменения металла и энергосиловых параметров прокатки сложных фасонных профилей в калибрах, образованных угловыми, ребровыми и пластовыми тавровыми элементами. Методика расчета основана на использовании вариационных принципах механики сплошных сред. Расчеты полей скоростей, скоростей деформаций, деформаций, варьируемых параметров, мощности, усилий и моментов прокатки выполняются с использованием системы Mathcad.

На втором этапе проектирования для черновых клетей решается задача построения универсального «дерева» калибровки с выходом на оптимальный типоразмерный ряд сечений исходных заготовок [11]. В качестве критерия оптимальности принята себестоимость продукции. Минимизация данного критерия достигается с учетом выполнения производственной программы. В результате расчета происходит объединение прямоугольных подкатов с одинаковой шириной и различной высотой, с учетом регулировки зазора в общем калибре и проверкой выполнения ограничений по углу захвата, соотношению размеров и энергосиловым параметрам, и построение системы универсальных ящичных калибров. Алгоритм решения задачи базируется на методе последовательного анализа и отсева вариантов.

В САПР также входит программа расчета статических характеристик контуров калибров и профилей произвольной геометрической формы. Исходной информацией являются количество базовых точек скелета контура, их координаты и радиусы сопряжений в вершинах. В результате расчета определяются статические характеристики плоского контура: площадь, периметр, координаты центра тяжести, моменты инерции и сопротивления и другие параметры.

Процесс автоматизированного проектирования калибровок валков и технологии сортовой прокатки наиболее эффективен при рациональном распределении функций между человеком и компьютером, так как в этом случае происходит объединение вычислительных возможностей компьютера с интеллектом и опытом разработчика. Анализ разработчиком выполненных расчетов, корректировка калибровок валков, температурных, деформационных и скоростных режимов прокатки в разработанной САПР происходит в диалоговом режиме, что позволяет визуально контролировать и управлять ходом расчета калибровки, широко использовать важные практические приемы и опыт калибровщика при выполнении операций, не поддающихся математической формализации (обеспечение условий захода раската в калибр, центрирование его валками и др.).

Для интерактивного построения чертежей технологических схем сортовых станов, калибров прокатных валков, монтажных схем размещения калибров, шаблонов и контршаблонов для расточки валков и привалковой арматуры используются системы AutoCAD и Компас. Скорректированный геометрический контур калибра образмеривается и чертеж выводится на принтер или графопостроитель в соответствии с требованиями ЕСКД.

Автоматическое построение контуров калибров осуществляется с помощью разработанных графических программ построения контура по координатам базовых точек скелета X_i, Y_i и радиусам сопряжений R_i в вершинах, реализованных на языке AutoLISP, вызываемых из меню системы AutoCAD.

После разработки новой калибровки валков производится расчет температурно-скоростных и энергосиловых параметров прокатки, определяется схема стана, состав, расположение и параметры основного и вспомогательного оборудования, выполняются расчеты производительности и параметры оборудования на участках охлаждения, правки и порезки.

В результате выполненных расчетов формируются таблицы калибровок с деформационными режимами и технологическими параметрами прокатки.

В САПР входит библиотека вспомогательных средств разработчика с отраслевыми информационно-справочными системами «Прокатные станы», «Патент» и «Валок».

Основные разделы системы «Прокатные станы» включают схемы сортовых станов, сортамент, исходные заготовки, марки сталей, техническую характеристику основного и вспомогательного оборудования, схемы прокатки и калибровки, НТД.

Система «Патент» представляет собой базу данных по отечественным и зарубежным патентам и другой технической информации, охватывающей все разделы сортопрокатного производства, в том числе технологию прокатки и калибровки валков. Использование системы «Патент» позволяет оперативно осуществлять выбор прокатного оборудования, рациональные системы калибров и способы прокатки сортовых и фасонных профилей.

Информационно-справочная система «Валок» предназначена для автоматизированного учета прокатных валков при их комплектовании, эксплуатации и хранении. Система представляет собой базу данных по прокатным валкам сортового стана и предусматривает компьютерный учет поступления новых валков, оптимальный подбор валков в комплект, эксплуатацию и переточку комплектов валков, поступление валков в ремонт, суммарный учет работы комплектов валков, поломки валков и их списание.

Программные модули реализованы на языке Object Pascal в среде визуального программирования Delphi 7.0. Все модули могут функционировать автономно. Работа с программными модулями осуществляется из меню по кнопкам на экранной форме с указанными функциональными надписями.

Используется единая типовая схема описания и подготовки исходной информации, расчета и вывода результатов.

Перед началом расчета разработчику необходимо подготовить файл с исходными данными. Подготовка и редактирование исходной информации производится в редакторе Excel. Это позволяет наиболее эффективно использовать все преимущества этого редактора как при работе с таблицами (добавление и удаление строк матриц исходных данных, редактирование текстовой и числовой информации), так и при работе с файлами. После подготовки файла исходных данных в окне «наименование файлов исходных данных» разработчик задает необходимый файл данных – при этом автоматически формируется файл результатов расчета. Расчет выполняется по указанию кнопки на экранной форме. После выполнения программы на экране появляется таблица с результатами расчета. Удобный типовой пользовательский интерфейс работы программных модулей позволяет выполнять многократные расчеты при варьировании исходными данными. Результаты расчетов формоизменения металла выводятся на экран монитора в табличной форме, печать файлов результатов осуществляется прямо из программы расчета. Запись и сохранение результатов расчета осуществляется в текстовом файле с расширением .txt, который может быть просмотрен и преобразован в формат документа Microsoft Word. Для каждого программного модуля составлена инструкция пользователя.

Вызов и функционирование типовых программных модулей САПР ТП «Сортовая прокатка» осуществляется с помощью управляющего модуля, состоящего из разветвляющего меню, включающего наименования проектных модулей или возможен вызов каждого модуля автономно.

Система построена имеет открытую структуру, что позволяет в перспективе добавлять в САПР отдельные модули для решения новых конкретных задач.

Комплекс технических и программных средств, на котором могут эксплуатироваться программные модули, включает в себя персональный компьютер с процессором не ниже 1,8 ГГц, операционной системой Windows NT/XP/VISTA, оперативной памятью – 1 Гбайт, объемом свободного пространства на жестком диске – 1 Гбайт, принтером формата А1–А4.

С использованием отраслевой САПР ТП «Сортовая прокатка» разработаны базовые технологии, определен состав, схемы расположения и параметры оборудования типовых высокоэффективных металлургических мини-заводов небольшой мощности, компактных, гибких и легко переналаживаемых литейно-прокатных модулей, а также отдельных малотоннажных станов для производства экономичных профилей проката, в основе которых положены принципы энерго- и ресурсосбережения. Разработано 6 специализированных металлургических мини-заводов для производства простых и экономичных фасонных профилей широкого сортамента в объеме 15, 30, 60, 120, 200 и 500 тыс. тонн готового проката

в год, способных удовлетворить потребность металлопотребляющих отраслей народного хозяйства в высокотехнологичной и наукоемкой продукции.

ВЫВОДЫ

Разработанная отраслевая интегрированная САПР ТП «Сортовая прокатка» позволяет с использованием современных персональных компьютеров осуществлять проектирование рациональных калибровок валков для прокатки простых и сложных фасонных профилей широкого сортамента, определять температурно-скоростные, энергосиловые и другие технологические параметры прокатки, разрабатывать новые и усовершенствовать действующие технологические процессы с определением оптимального состава и параметров оборудования, автоматизировать технологическую подготовку производства. За счет многовариантной проработки и оптимизации калибровок валков и технологии прокатки представляется возможным улучшить технико-экономические показатели работы прокатных станов, уменьшить затраты на освоение новых видов проката, особенно экономичных фасонных профилей сложной конфигурации, улучшить качество проектов строящихся и реконструируемых станов, сократить сроки проектирования и в 5 – 8 раз повысить производительность инженерного труда.

ЛИТЕРАТУРА

1. Медведев В. С. Комплексное автоматизированное проектирование калибровок валков для прокатки сортовых профилей на базе типовых программных модулей / В. С. Медведев, С. Б. Стрюков // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2000. – № 8–9. – С. 198–201.
2. Медведев В. С. Компьютерное проектирование технологии прокатки и определение оптимального состава и параметров оборудования сортового стана / В. С. Медведев // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2008. – № 5. – С. 86–90.
3. Писаренко Ф. А. Разработка метода проектирования калибровок валков на основе использования вычислительного комплекса «ЭВМ-графический дисплей-графопостроитель» с целью оптимизации процесса прокатки : автореф. дис. на соискания учен. степени докт. техн. наук : спец. 05.16.05 «Обработка металлов давлением» / Ф. А. Писаренко. – Донецк, 1992. – 48 с.
4. Шило В. А. Оптимизация технологических процессов сортовой прокатки на основе применения математических методов и ЭВМ с целью повышения эффективности производства : автореф. дис. на соискания учен. степени докт. техн. наук : спец. 05.16.05 «Обработка металлов давлением» / В. А. Шилов. – Свердловск, 1986. – 48 с.
5. Шилов В. А. САПР «Сортовая прокатка» и опыт ее использования / В. А. Шилов, В. К. Смирнов, Ю. В. Инатович. – М : Ин-т «Черметинформация». Обзор. информ. Сер. Прокатное производство. – Вып. 4. – 1988. – 21 с.
6. Шилов В. А. Новое поколение САПР технологии сортовой прокатки / В. А. Шилов, В. К. Смирнов, В. М. Эйдэнзон // *Сталь*. – 2001. – № 4. – С. 36–38.
7. Норенков И. П. Системы автоматизированного проектирования. Принципы построения и структура / И. П. Норенков. – М.: Высшая школа, 1986. – 127 с.
8. Смирнов О. Л., Падалко С. Н., Пиявский С. А. САПР: формирование и функционирование проектных модулей / О. Л. Смирнов, С. Н. Падалко, С. А. Пиявский. – М.: Машиностроение, 1987. – 272 с.
9. Дубровский В. В. САПР автоматики и телемеханики трубопроводных систем / В. В. Дубровский, М. Д. Гинзбург. – Харьков: Изд-во «Основа» при Харьк. ун-те, 1991. – 188 с.
10. Медведев В. С. К вопросу учета многокритериальности при оптимизации калибровок прокатных валков / В. С. Медведев, А. В. Горельий, С. А. Виноградов // *Совершенствование технологии производства сортового проката: сб. науч. тр.* – Харьков: УкрНИИМет, 1988. – С. 55–60.
11. Медведев В. С. Оптимизация калибровок валков в черновых клетях сортовых станов / В. С. Медведев // *Вестник Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт»*. Машиностроение. – К.: НТУУ «КПИ». – 2008. – № 52. – С. 336–341.

Медведев В. С. – канд. техн. наук НИИ «УкрНИИМет» УкрГНТЦ «Энергосталь».

НИИ «УкрНИИМет» – Научно-исследовательский институт «УкрНИИМет», г. Харьков;

УкрГНТЦ «Энергосталь» – Украинский государственный научно-технический центр «Энергосталь», г. Харьков.

E-mail: niimet@ukr.net

УДК 621.774.35.016.3

Григоренко В. У.
Маркевич І. В.

РОЗВИТОК МЕТОДУ РОЗРАХУНКУ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ ХОЛОДНОЇ РОЛИКОВОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ (ХПТР) ДЛЯ МІНІМІЗАЦІЇ ОСЬОВИХ СИЛ

Основним призначенням процесу і станів ХПТР є прокатка особливотонкостінних труб з сталей та сплавів, які дорого коштують.

При прокатці особливотонкостінних труб виникає вріз торців стінок труби-заготовки та прокатуваної труби. Вріз торців призводить до збільшення витратного коефіцієнта металу високої вартості.

Осьові сили, що призводять до появи врізу виникають в наслідок несумісництва природного та штучного катаючого радіусу. Можливо визначити значення катаючого радіусу для кожного перерізу зони обтиску робочого конуса ($R_{кні}$), за умов відсутності осьових сил для прямого та зворотного ходу [1]. Але у стані ХПТР відсутня можливість регулювати катаючий радіус по перерізах робочого конуса [1]. Це призводить до появи осьових сил при прокатці [2].

Метою роботи є мінімізація осьових сил у процесі ХПТР.

Авторами цієї роботи запропоновано [3], (рис. 1) регулювати довжину куліси і тим самим змінювати катаючий радіус по перерізах робочого конуса.

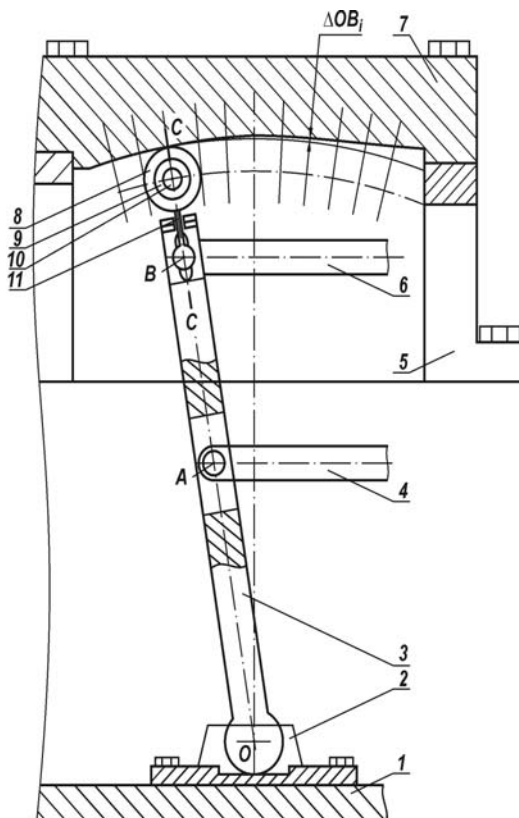


Рис. 1. Пристрій для мінімізації осьових сил: 1 – станіна стана; 2 – основа куліси; 3 – куліса; 4 – тяга сепаратора кліти; 5 – стійка балки; 6 – тяга каретки кліти; 7 – калібрована балка; 8 – ролик; 9 – штир; 10 – вісь штиря й ролика; 11 – вісь тяги каретки кліти; 12 – пружина

Ролик, притиснутий пружиною до каліброваної балки, повторює її профіль. При цьому довжина плеча куліси OB , де рухливо прикріплена тяга каретки, змінюється по необхідній залежності, що закладена в профіль каліброваної балки.

Через те, що значення катаючого радіуса, визначеного за умови відсутності осьових сил для прямого та зворотного ходу кліти різні [1], то потрібно приймати одне раціональне настроювальне значення катаючого радіуса $R_{кні}$ для кожного перерізу, наприклад як середнє між значенням для прямого та зворотного ходу. При цьому треба визначити значення довжини куліси OB для різних перерізів робочого конуса і по різниці між значеннями OB для i – го перерізу та початкового перерізу вибрати значення ΔOB_i (рис. 1).

Для забезпечення настроювального катаючого радіуса $R_{кні}$ необхідно знайти потрібне співвідношення довжин куліс OB і OA важільної системи для кожного перерізу зони обтиску робочого конуса. Наприклад для умов, коли OA не змінюється:

$$\frac{OB_i}{OA} = \left(1 + \frac{R_{\psi}}{R_{кні}}\right), \quad (1)$$

де R_{ψ} – радіус цапфи, $R_{кні}$ – настроювальний катаючий радіус.

Визначення зміни довжини куліси ведемо по перерізах робочого конуса за нижченаведеним алгоритмом.

1. Розраховуємо кут φ (рис. 2), що визначає положення катаючого радіуса для прямого та зворотного ходу за умов відсутності осьових сил [1].

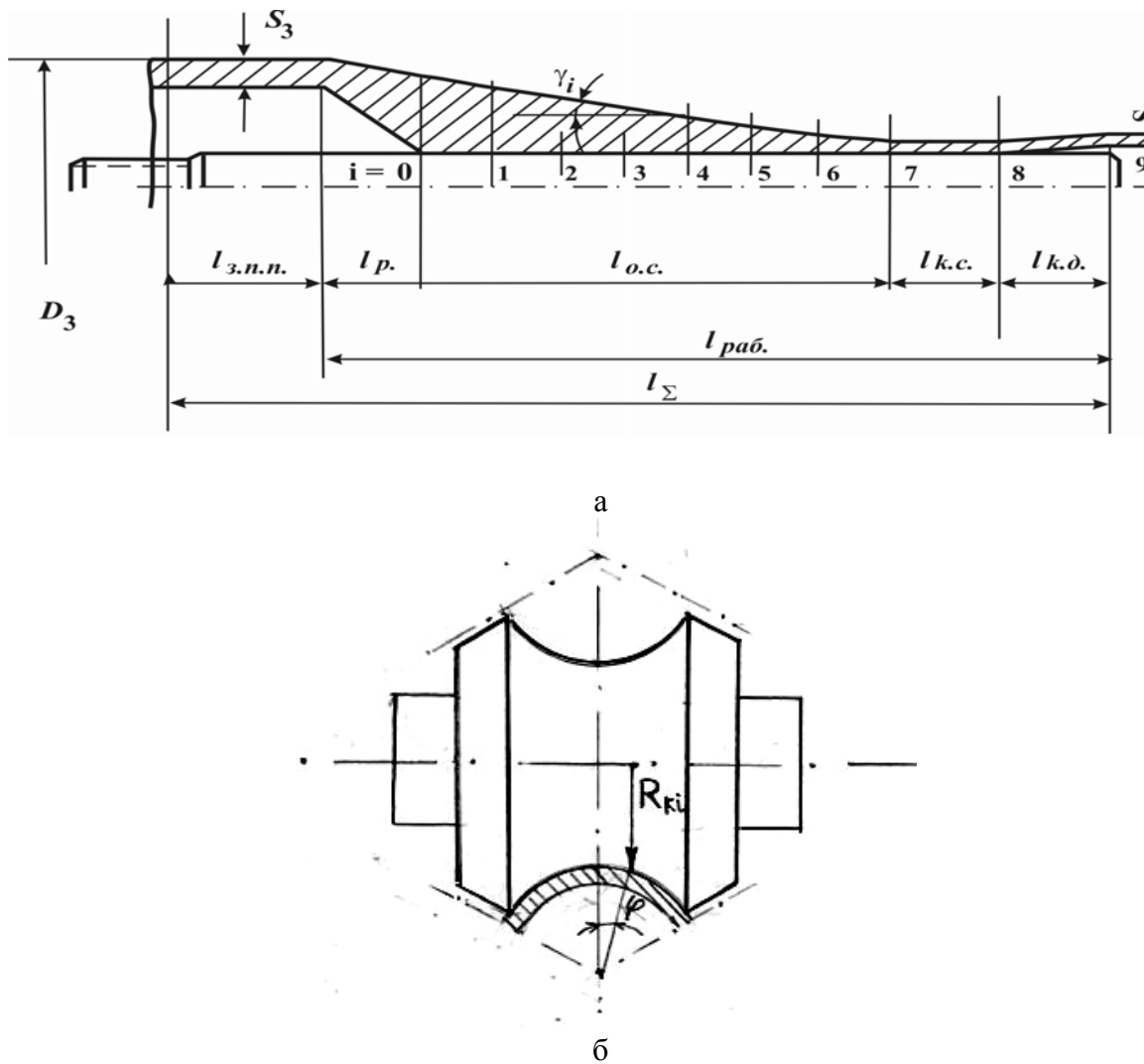


Рис. 2. Схема робочого конуса процесу ХПТР та ролика:

а – $l_{з.н.п.}$ – довжина ділянки зева подачі та повороту; l_p – довжина ділянки редукування; $l_{о.с.}$ – довжина ділянки обтиснення стінки; $l_{к.с.}$ – довжина ділянки калібрування стінки; $l_{к.д.}$ – довжина ділянки калібрування діаметра; $l_{раб.}$ – довжина робочої частини конуса розкатки; l_{Σ} – довжина ходу кліті; D_3 – діаметр труби заготовки; S_3 – товщина стінки труби заготовки; γ_i – кут конусности робочого конуса; б – $R_{кi}$ – катаючий радіус, φ – кут, що визначає положення катаючого радіуса

2. Визначаємо значення катаючого радіуса для прямого та зворотного ходу за умов відсутності осьових сил [1].

3. Розраховуємо настроювальний катаючий радіус $R_{кi}$.

4. Визначаємо довжину куліси OB_i у перерізах робочого конуса:

$$OB_i = OA \cdot \left(1 + \frac{R_{\psi}}{R_{кi}}\right). \quad (2)$$

5. Визначаємо зміну довжини куліси ΔOB_i (рис. 3):

$$\Delta OB_i = OB_i - OB_o, \quad (3)$$

де OB_o – довжина куліси OB у початковому перерізі робочого конуса деформації.

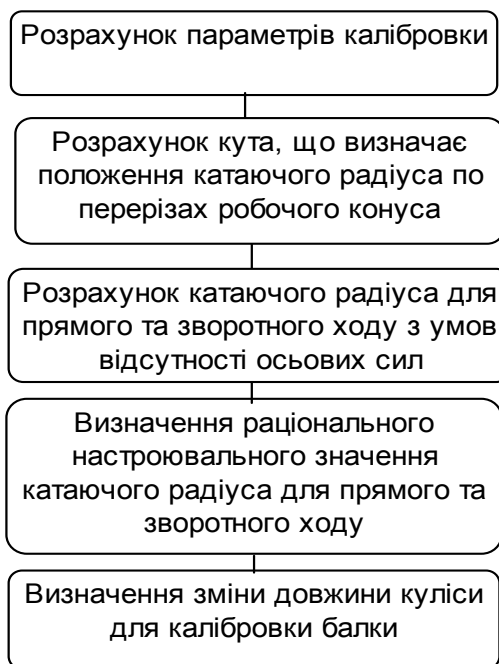


Рис. 3. Алгоритм визначення зміни довжини куліси

ВИСНОВКИ

Розвинуто метод розрахунку параметрів процесу ХПТР з мінімізацією осьових сил за рахунок застосування залежностей для визначення катаючого радіуса для умов відсутності осьових сил при прямому та зворотному ході, визначенню настроювального катаючого радіуса і при застосуванні пристрою, що відповідно змінює довжину куліси.

За допомогою застосування описаного методу та відповідного пристрою при виробництві особливотонкостінних труб можливо досягти мінімальних осьових сил, що дає змогу вести прокатку без врзів торців труби – заготовки та прокатуваної труби.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вердеревский В. А. Роликовые станы холодной прокатки труб / В. А. Вердеревский. – М. : Металлургия, 1992. – 240 с.
2. Шевакин Ю. Ф. Станы холодной прокатки труб / Ю. Ф. Шевакин, Ф. С. Сейдалиев. – М. : Металлургия, 1966. – 211 с.
3. Рішення Держпатенту від 5 березня 2009 №3581/1 про видачу патенту України на корисну модель «Стан холодної пільгерної роликової прокатки» / В. У. Григоренко, І. В. Маркевич.

Григоренко В. У. – д-р техн. наук, проф. НМетАУ;

Маркевич І. В. – аспірант НМетАУ.

НМетАУ – Національна металургійна академія України, м. Дніпропетровськ.

E-mail: miv81@list.ru

УДК. 621.774.35

Король Р. Н.
Головко А. Н.**УМЕНЬШЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ УСИЛИЯ СРЫВА РАБОЧЕГО КОНУСА С ОПРАВКИ
В ПРОЦЕССЕ ПОДАЧИ ПРИ ПРОКАТКЕ ОСОБОТОНКОСТЕННЫХ ТРУБ
ПОВЫШЕННОЙ ТОЧНОСТИ НА СТАНАХ ХПТР**

Основным способом производства особотонкостенных труб повышенной точности с отношением диаметра к толщине стенки более 60 является холодная прокатка на станах ХПТР.

Одним из основных ограничивающих факторов прокатки данных труб является «оковывание» рабочим конусом оправки в зоне обжатия по толщине стенки. Это приводит к нарушению стабильности процесса прокатки по причине врезания торцов заготовок («стыкования») и гофрообразования в следствие увеличения усилия срыва рабочего конуса с оправки при подаче.

Нарушение стабильности процесса прокатки при «стыковании» торцов заготовок и гофрообразовании под действием осевых усилий, возникающих в заготовке при обратном ходе клетки, исследовано в работах [1, 2]. Установлено, что эффективным направлением снижения осевых усилий является корректировка настройки кулисно-рычажной системы стана ХПТР для изменения катающего радиуса ролика [1, 3].

Использование в конструкции рабочих роликов станов ХПТР элементов качения позволяет перейти к непринудительному процессу прокатки - при движении сепаратора ролики приводятся во вращение силами трения в очаге деформации, а их цапфы свободно перекатываются по рабочей калиброванной поверхности опорных планок. [2–4]. Данная разработка позволяет снизить осевые усилия, действующие в заготовке при прямом и обратном ходах клетки, но не обеспечивает снижения усилия срыва рабочего конуса с оправки при подаче заготовки.

Взаимосвязь указанного усилия срыва с основными деформационно-силовыми параметрами процесса прокатки на станах валкового типа (ХПТ) и роликового типа (ХПТР) рассмотрена, соответственно, в работах [5] и [6]. В последней работе показано, что данный фактор, в основном, зависит от давления металла на ролик в зоне обжатия, полуширины контакта с учетом сплющивания ролика по ручью, условий трения между рабочим конусом и оправкой, а также от длины зоны обжатия. При этом автор не предлагает мероприятий, направленных на минимизацию влияния данного фактора на стабильность процесса прокатки.

На практике, с целью снижения величины усилия срыва применяют дробление маршрутов прокатки (при этом уменьшается упругая деформация оправки [7]) или используют рабочие ролики с овальной калибровкой ручьев [8]. Последнее позволяет в значительной степени уменьшить величину усилия срыва из-за меньшего охвата ручьями роликов периметра рабочего конуса в зоне обжатия по толщине стенки [8]. Однако такая калибровка не обеспечивает необходимую точность готовых труб [8].

На ГП «Опытный завод тугоплавких материалов и твердых сплавов» для предотвращения «стыкования» торцов труб из тантала было предложено устанавливать передний тянущий патрон, синхронно работающий с основным патроном подачи и поворота заготовки [9]. К недостаткам последнего можно отнести усложнение конструкции стана, создание неудобств для контроля размеров и качества поверхности прокатанных труб и т. д. При этом следует заметить, что передний патрон не полностью обеспечивает исключение нарушения стабильности процесса прокатки.

Неисследованным является вопрос уменьшения величины усилия срыва рабочего конуса с оправки в процессе подачи при сохранении высокой точности прокатки и производительности станов.

Целью данного исследования является экспериментальное определение рациональной формы и размеров продольного профиля опорной планки стана ХПТР, обеспечивающего

уменьшение величины усилия срыва рабочего конуса с оправки при сохранении высокой точности готовых труб, сокращении цикличности производства и снижении расходного коэффициента металла.

При прокатке на станах ХПТР осеботонкостенных труб с отношением диаметра к толщине стенки более 60 и деформацией по толщине стенки более 40 % происходит «оковывание» оправки рабочим конусом в зоне обжатия по толщине стенки за счет упругой деформации оправки под действием усилия прокатки. Подача приводит к врезанию торцов заготовок – происходит процесс «стыкования». В дальнейшем, при попадании «состыкованных» торцов заготовок в очаг деформации резко повышается давление металла на ролики, что, в свою очередь, приводит к выкрашиванию ручьев рабочих роликов и калиброванной поверхности опорных планок. «Состыкованные» и прокатанные торцы труб необходимо обрезать, таким образом, повышается расходный коэффициент металла (рис. 1).



Рис. 1. «Состыкованные» и прокатанные торцы труб

Для снятия недокатанной трубы с оправки при перезарядке на станах ХПТР с задачей заготовки с выходной стороны используют обкатку рабочего конуса роликами без подачи. При повороте трубы участки периметра рабочего конуса, находящиеся в выпусках ручьев и зазоре между ребордами соседних роликов (во внеконтактных зонах), обжимаются центральной частью ручьев с радиусом, равным радиусу готовой трубы [8]. Таким образом, периметр рабочего конуса увеличивается за счет овализации и уширения металла [8]. Это снижает усилие срыва рабочего конуса с оправки (рис. 2).

Добиться аналогичного эффекта можно и при введении на опорных планках в начале зоны обжатия по толщине стенки (на $0,3 \div 0,5$ ее длины, где сосредоточено максимальное обжатие) горизонтальных участков, параллельных оси прокатки. На данных участках будет происходить увеличение периметра рабочего конуса за счет овализации и уширения металла, что, в свою очередь, приводит к уменьшению площади контакта внутренней поверхности рабочего конуса с оправкой. Протяженность горизонтальных участков должна быть не менее $2t\mu_{\Sigma}$, где: t - подача, μ_{Σ} - суммарная вытяжка. Это обуславливается тем, что участки периметра рабочего конуса, находящиеся в выпусках и зазоре между ребордами соседних роликов, при повороте заготовки должны попасть в центральную часть ручьев (при прокатке труб повышенной точности необходимо устанавливать угол поворота трубы, равный или близкий к двойному углу выпуска [8]) (рис. 2). Количество горизонтальных участков опорной планки и величину обжатия по толщине стенки на них можно определить только экспериментальным путем.

Экспериментальное определение рациональной формы и размеров продольного профиля опорной планки стана ХПТР, обеспечивающего уменьшение величины усилия срыва рабочего конуса с оправки, проводили при прокатке на стане ХПТР 15–30 труб из коррозионно-стойкой марки стали аустенитного класса 08X18H10T по маршруту $20 \times 0,75 \rightarrow 18 \times 0,25$ мм (обжатие по толщине стенки 67 %, по существующей технологии маршрут прокатки двухцикличный $20 \times 0,75 \rightarrow 19 \times 0,45 \rightarrow 18 \times 0,25$ мм). Режимы прокатки: число двойных ходов клетки в минуту – 110; подача – 1,5 мм; угол поворота трубы – 42° . Прокатка велась с предварительным омеднением заготовки на велосипе.

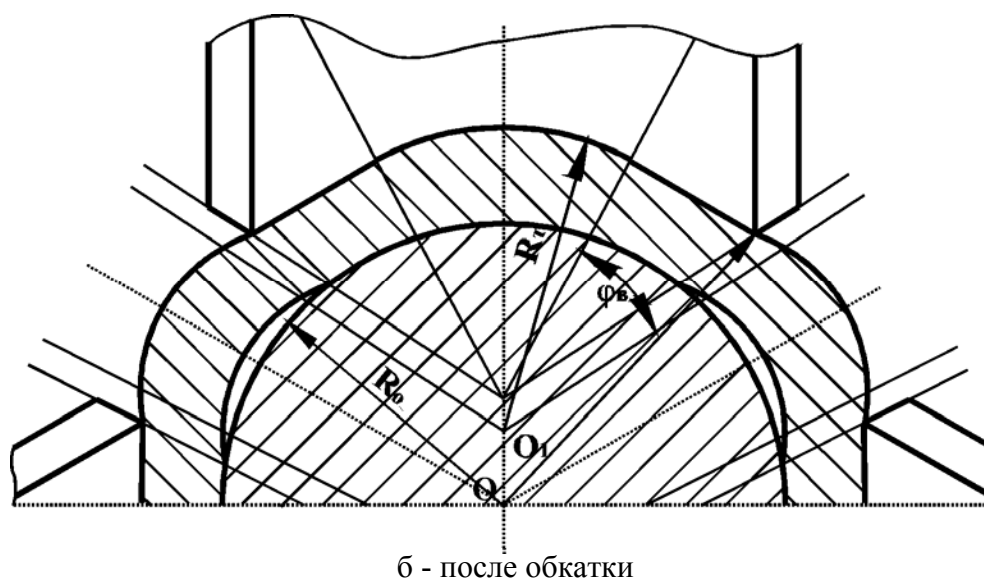
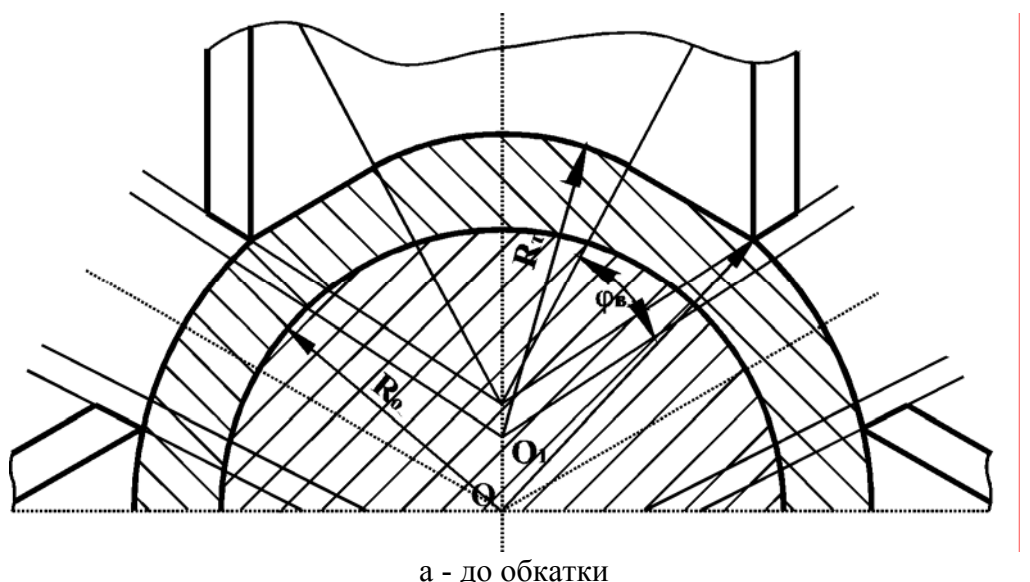


Рис. 2. Половина поперечного сечения рабочего конуса в зоне обжатия по толщине стенки: R_0 - радиус оправки; φ_b - угол выпуска ручья ролика; R_T - радиус трубы

Калибровка рабочих роликов с выпусками по радиусу была выполнена по методу, изложенному в работе [8]: угол выпуска – 18° ; радиус центральной части ролика – 9 мм; радиус закругления выпуска – 10,44 мм; радиус закругления реборд и перехода от центральной части ручья к выпускам – 0,8 мм.

Прокатка проводилась на опорных планках, где зона калибрования l_k не имела обратного скоса, зона обжатия по толщине стенки l_o была выполнена в виде чередующихся

наклонных и горизонтальных участков (рис. 3), общая длина зоны обжатия по толщине стенки на оправке составляла 185 мм. Результаты опытных прокаток представлены в табл. 1.

Таблица 1

Результаты эксперимента

№ п/п	Обжатие по толщине стенки на горизонтальном участке, %	Число горизонтальных участков	Протяженность зоны обжатия, выполненной в виде чередующихся наклонных и горизонтальных участков, мм	Часовая производительность, м/ч	Примечания
1	3	2	$0,2 \cdot 185 = 37$	20,0	Наблюдалось нарушение процесса прокатки из-за «стыкования» торцов заготовок, прокатку вели с недокатом рабочего конуса
2	3	3	$0,3 \cdot 185 = 55,5$	20,0	
3	3	4	$0,4 \cdot 185 = 74$	20,0	
4	3	5	$0,5 \cdot 185 = 82,5$	20,0	
5	3	6	$0,2 \cdot 185 = 37$	20,0	
6	5	2		20,0	
7	5	3	$0,3 \cdot 185 = 55,5$	26,7	Процесс прокатки протекал нормально
8	5	4	$0,4 \cdot 185 = 74$	27,6	
9	5	5	$0,5 \cdot 185 = 82,5$	26,5	
10	5	6	$0,6 \cdot 185 = 111$	20,0	Наблюдалось нарушение процесса прокатки из-за «стыкования» торцов заготовок, прокатку вели с недокатом рабочего конуса
11	7,5	2	$0,2 \cdot 185 = 37$	20,0	
12	7,5	3	$0,3 \cdot 185 = 55,5$	26,8	Процесс прокатки протекал нормально
13	7,5	4	$0,4 \cdot 185 = 74$	27,0	
14	7,5	5	$0,5 \cdot 185 = 82,5$	26,3	
15	7,5	6	$0,6 \cdot 185 = 111$	20,0	Наблюдалось нарушение процесса прокатки из-за «стыкования» торцов заготовок, прокатку вели с недокатом рабочего конуса
16	10	2	$0,2 \cdot 185 = 37$	20,0	
17	10	3	$0,3 \cdot 185 = 55,5$	26,4	Процесс прокатки протекал нормально
18	10	4	$0,4 \cdot 185 = 74$	26,7	
19	10	5	$0,5 \cdot 185 = 82,5$	27,3	
20	10	6	$0,6 \cdot 185 = 111$	20,0	Наблюдалось нарушение процесса прокатки из-за «стыкования» торцов заготовок, прокатку вели с недокатом рабочего конуса
21	13	2	$0,2 \cdot 185 = 37$	20,0	
22	13	3	$0,3 \cdot 185 = 55,5$	20,0	
23	13	4	$0,4 \cdot 185 = 74$	20,0	
24	13	5	$0,5 \cdot 185 = 82,5$	20,0	
25	13	6	$0,6 \cdot 185 = 111$	20,0	
26	Калибровка зоны обжатия по методу Ю. Ф. Шевакина			20,0	Наблюдалось нарушение процесса прокатки из-за «стыкования» торцов заготовок, прокатку вели с недокатом рабочего конуса

Анализ опытных прокаток (табл. 1) показал, что если даже один из параметров калибровки опорной планки (количество горизонтальных участков, величина обжатия стенки в них и протяженность зоны обжатия, выполненной в виде чередующихся наклонных и горизонтальных участков) выходит за пределы предлагаемых (варианты № 2, 3, 4, 21, 23, 24), то наблюдается нарушение технологического процесса согласно данным табл. 1. Аналогичное явление имело место и в случае, если все параметры были запредельными (варианты № 1, 5, 6, 10, 11, 15, 16, 20, 25). И только лишь в том случае, когда все три параметра находились в пределах предлагаемых (варианты № 7, 8, 9, 12, 13, 14, 17, 18, 19), процесс прокатки протекал нормально без «стыкования», при этом производительность стана была выше на 30 % и расходный коэффициент металла снизился на 6,5 % [10].

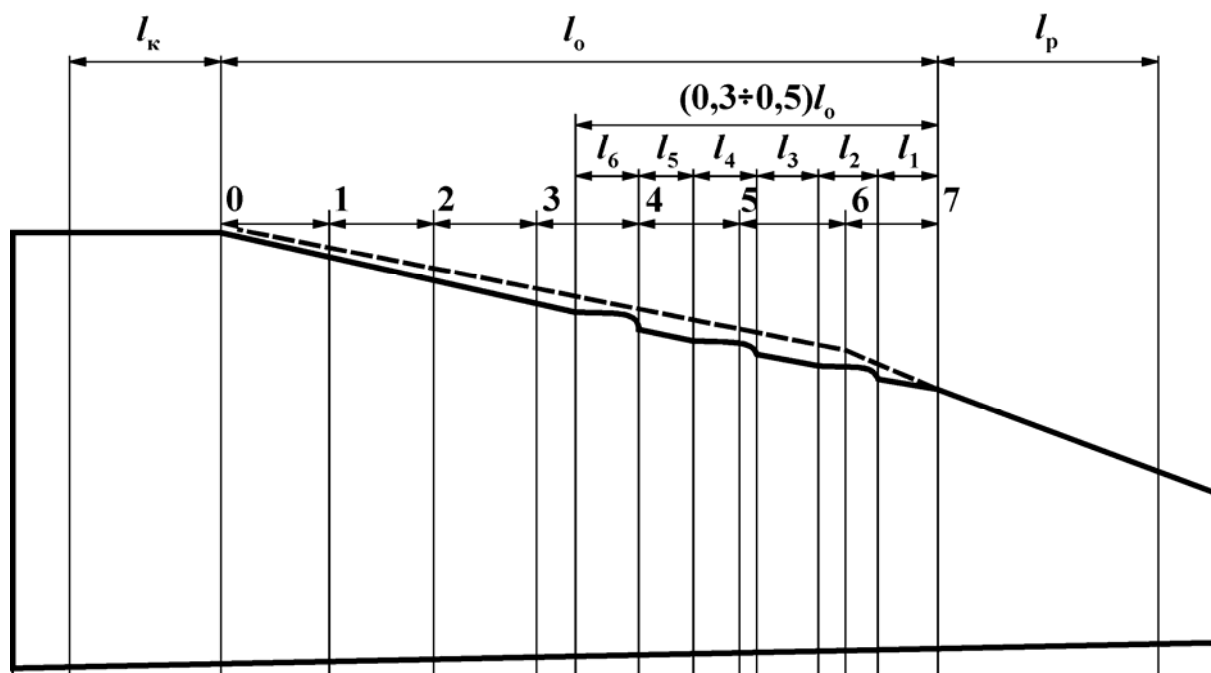


Рис. 3. Сравнение продольных профилей опорных планок стана ХПТР, выполненных по разработанному методу (сплошная линия) и методу Ю. Ф. Шевакина (пунктирная линия) [6]: l_p - зона редуцирования

Для проверки результатов проведенных экспериментальных исследований был выполнен расчет по определению допустимого усилия подачи заготовки согласно методике, изложенной в работе [1]. Для данного маршрута прокатки максимальное допустимое усилие подачи равно: $Q_{\text{п}} = 18,13$ кН.

Усилие срыва рабочего конуса с оправки в случае выполнения зоны обжатия по методу Ю. Ф. Шевакина, рассчитанное по методике [6], равно: $Q_{\text{ср}} = 18,32$ кН. В этом случае не выполняется условие исключения врезания торцов заготовок при подаче: $Q_{\text{п}} > Q_{\text{ср}}$.

В случае выполнения зоны обжатия по разработанному методу, величина усилия срыва будет находиться в пределах: $Q_{\text{ср}} = 12,73 \div 13,04$ кН. Таким образом, достоверность выводов, полученных в данной работе, обосновывается достаточно удовлетворительным совпадением результатов экспериментальных и аналитических исследований.

Следует заметить, что такое чередование горизонтальных и наклонных участков в зоне обжатия по толщине стенки увеличивает степень знакопеременности деформации за счет овализации и уширения металла.

ВЫВОДЫ

При прокатке особотонкостенных труб повышенной точности на станах ХПТР с целью уменьшения величины усилия срыва рабочего конуса с оправки в процессе подачи при сохранении высокой точности готовых труб, сокращении цикличности производства и снижении расходного коэффициента металла в калибровке зоны обжатия опорных планок перед обжатием по толщине стенки переменной величины необходимо осуществлять обжатие по толщине стенки постоянной величины, равной $5 \div 10$ % от суммарного обжатия по толщине стенки, чередуя эти обжатия между собой $3 \div 5$ раз на длине участка обжатия по толщине стенки, составляющей $0,3 \div 0,5$ его общей длины. Данная разработка защищена патентом Украины № 6917.

ЛИТЕРАТУРА

1. Король Н. Н. Теоретическое и экспериментальное исследование процесса прокатки труб на станах ХПТР с подвижной и стационарной обоймами рабочей клетки: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук: спец. 05.03.05 «Процессы и машины обработки давлением» / Н. Н. Король. – Днепропетровск, 1975. – 20 с.
2. Король Р. Н. Развитие направлений повышения точности и качества прецизионных тонкостенных и особотонкостенных труб при холодной периодической роликовой прокатке / Р. Н. Король // Металл и литье Украины. – 2008. – № 3–4. – С. 44–51.
3. Король Р. Н. Определение силовых параметров процесса редуцирования труб на станах холодной периодической роликовой прокатки (ХПТР) / Р. Н. Король // Обработка металлов давлением: сб. научн. тр. – Краматорськ: ДГМА. – 2008. – № 1(19). – С. 17–23.
4. Король Р. Н. Рациональная технология уменьшения разностенности на тонкостенных и особотонкостенных трубах / Р. Н. Король // Металл и литье Украины. – 2007. – № 9–10. – С. 47–50.
5. Гриншпун М. И. Станы холодной прокатки труб / М. И. Гриншпун, В. И. Соколовский. – М.: Машиностроение, 1967. – 236 с.
6. Вердеревский В. А. Роликовые станы холодной прокатки труб / В. А. Вердеревский. – М.: Металлургия, 1992. – 240 с.
7. Король Р. Н. Методика расчета суммарной упругой деформации рабочего ролика стана ХПТР / Р. Н. Король // Металл и литье Украины. – 2007. – № 4. – С. 21–27.
8. Король Р. Н. Калибровка ручья роликов стана ХПТР для прокатки особотонкостенных труб повышенной точности / Р. Н. Король, В. И. Кузьменко // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА. – 2007. – С. 406–411.
9. Чельцов К. Ф. Разработка, исследование и внедрение технологии производства особотонкостенных танталовых труб из сварной заготовки с использованием станов ХПТР: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук: спец. 05.03.05 «Процессы и машины обработки давлением» / К. Ф. Чельцов. – Москва, 1967. – 20 с.
10. Пат. 6917 України, В21 В21/00. Спосіб холодної періодичної прокатки тонкостінних та особливотонкостінних труб / О. І. Куценко, С. М. Кекух, М. М. Король, Г. Д. Самойленко, Ю. О. Кравченко, В. Т. Загребельний, О. М. Смолін, С. Г. Науменко, О. О. Лісовський, А. І. Хохлов, М. В. Кірсанов, В. Д. Злинко, Р. М. Король; заявник та патентоутримувач Нікопольський державний Південнотрубний завод. – № 93111431; заявл. 22.02.93; опубл. 31.03.95, Бюл. № 1.

Король Р. Н. – генеральный директор ЧНПП «Специальные трубы»;
Головко А. Н. – д-р техн. наук, проф. НМетАУ.

ЧНПП «Специальные трубы» – Частное научно-производственное предприятие «Специальные трубы», г. Днепропетровск;

НМетАУ – Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск.

E-mail: oezgti@ua.fm

УДК: 621.771.23

Фролов Я. В.
Терещенко А. А.
Головченко А. П.

ВЛИЯНИЕ ШИРИНЫ РУЧЬЯ КАЛИБРОВ СТАНОВ ХПТ НА ИЗМЕНЕНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МЕТАЛЛА ТРУБ

Деформация металла при холодной пильгерной прокатке протекает в условиях непрерывной смены по периметру поперечного сечения рабочего конуса разноименных схем напряженного состояния с чередованием сжимающих (в вершине) и растягивающих (в выпуске) напряжений.

В работе [1] выполнен анализ напряженного состояния металла и показано, что для ручья калибров с небольшой шириной при прямом ходе рабочей клетки характерны схемы – объемного всестороннего сжатия в районе катающего радиуса (R_k), объемного с одним сжимающим и двумя растягивающими напряжениями в вершине калибра и линейного растягивающего напряжения в его выпусках (рис. 1, а); для ручья калибров с большой шириной для прямого и обратного хода клетки характерны схема объемного всестороннего сжатия в вершине калибра и аналогичная, как на рис. 1, а, схема линейного напряженного состояния в выпусках (рис. 1, б).

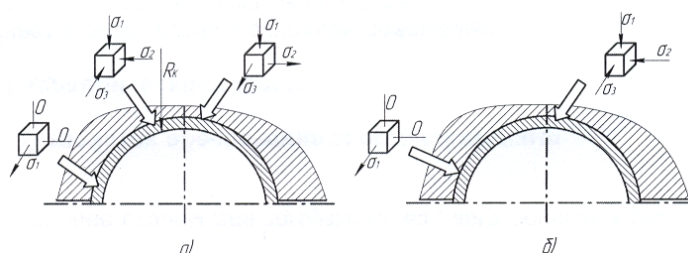


Рис. 1. Схемы напряженного состояния металла по периметру поперечного сечения рабочего конуса:

а – прямой ход клетки; б – прямой и обратный ход клетки

Наиболее благоприятной схемой для пластического формоизменения металла при прокатке является объемная схема всестороннего сжатия при которой пластическая деформация идет, в основном, за счет внутрикристаллических сдвигов и менее благоприятными являются схемы с растягивающими напряжениями которые могут привести к микро и макро нарушениям сплошности металла. Следует отметить, что благодаря кинематике процесса холодной пильгерной прокатки труб влияние неблагоприятных схем частично нивелируется, т.к. сечения рабочего конуса с растягивающими напряжениями попадают в область сжимающих напряжений, а сечения с напряжениями сжатия попадают в зоны с растягивающими напряжениями, причем, смена знаков напряжений благоприятно сказывается на механических свойствах металла, повышая его пластичность [2, 3].

Таким образом, при прочих равных параметрах и условиях деформации (степени, скорости и дробности деформации, угла и числа кантовок рабочего конуса и т.д.), ширина ручья от которой зависит величина оваллизации поперечных сечений рабочего конуса должна оказывать заметное влияние на механические свойства металла труб.

Исследования проводили в условиях теплой прокатки труб из аустенитной стали TR304 (08X18N10) по маршруту $57 \times 5,5 \rightarrow 31,8 \times 2,11$ мм в калибрах, имеющих одинаковый профиль гребня и шириной ручья, характеризуемой коэффициентом овальности $K_{B_x} = B_x / D_x$, где B_x и D_x , соответственно, ширина и диаметр ручья калибра, по двум вариантам. Перед прокаткой труб на стане ХПТ-55 заготовка подогревалась до температуры 140–150 °С, прокатка осуществлялась при линейном смещении металла равном 30 мм при 80

двойных ходах рабочей клетки в минуту. В первом варианте K_{B_x} уменьшался в каждом контрольном сечении ручья калибра от начала к концу обжимной зоны с 1,12 до 1,02, во втором – был принят постоянным и в данном эксперименте равен 1,05.

Механические свойства определяли на машине ЦДМУ–30Т в продольном направлении на патрубках длиной 170–180 мм, в поперечном – на кольцах шириной 5 мм с помощью специальных приспособлений. Результаты испытаний приведены в табл. 1. Полученные данные о прочностных и пластических характеристиках являются средними для 5–10 образцов, относительная ошибка определения временного сопротивления не превышала 2, относительного сужения 3 %.

Таблица 1

Механические свойства труб из стали TP304 прокатанных на стане ХПТ–55 способом тепловой прокатки в калибрах с переменной (1) и постоянной (2) величиной развалки

Вариант калибровки	Продольное направление		Поперечное направление	
	σ_B , МПа	ψ , %	σ_B , МПа	ψ , %
1	910/652	33/51	760/620	52/60
2	910/641	35/51	765/630	52/60

Примечание: в числителе приведены свойства металла труб в состоянии после прокатки, в знаменателе – после термообработки.

Анализ данных, представленных в табл. 1, показывает, что механические свойства труб, прокатанных в калибрах с переменной и постоянной величиной развалки практически одинаковы.

Дополнительно на прокатанных по обоим вариантам трубах были проведены прибором ПТМ–3 измерения микротвердости. Результаты контроля микротвердости показали, что для труб, прокатанных с постоянной величиной развалки можно отметить повышение микротвердости по сравнению с трубами, прокатанными с переменной величиной развалки (рис. 2).

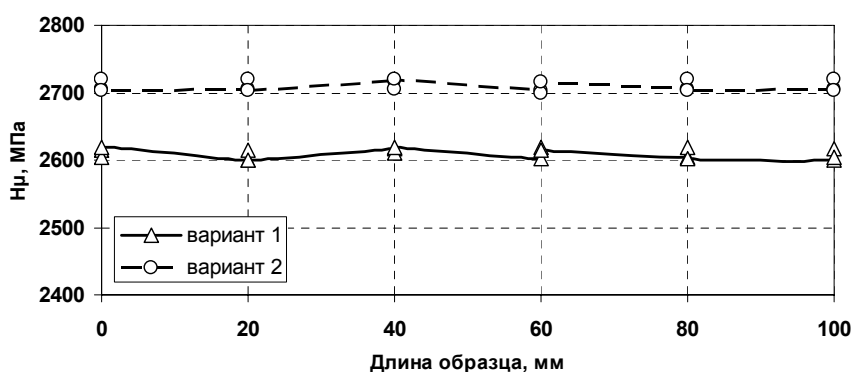


Рис. 2. Изменение микротвердости в наружном слое стенки труб, прокатанных в калибрах с переменной (вариант 1) и постоянной (вариант 2) величиной развалки

Меньшие значения микротвердости, по всей видимости, связаны с большим разупрочнением металла на первых участках обжимной зоны калибров за счет большей овализации поперечных сечений рабочего конуса.

Незначительные отличия в механических свойствах металла труб (табл. 1), можно объяснить сравнительно небольшими отличиями в значениях ширины ручья калибров двух вариантов на большей части обжимной зоны, особенно в средней ее части.

Для исследования влияния более существенных различий в ширине ручья на стане ХПТ–55 дополнительно проведены опытные прокатки труб из аустенитной стали TP316L

(03X17H13M2) по маршруту $57 \times 5,5 \rightarrow 25,4 \times 2,11$ мм в калибрах с коэффициентом овальности K_{B_x} равным 1,05 и 1,12. Усредненные результаты механических испытаний 5–7 образцов, отобранных от заготовки и прокатанных труб, приведены в табл. 2.

Таблица 2

Механические свойства металла заготовки и прокатанных труб на стане ХПТ–55 способом теплой прокатки в калибрах с различным коэффициентом овальности K_{B_x}

Механические свойства	Заготовка	Прокатанная труба	
		K_{B_x}	
		1,05	1,12
σ_T , МПа	319	767	625
σ_B , МПа	641	944	915
δ_5 , %	44	21	22,3

Из приведенных в табл. 2 данных видно, что степень упрочнения металла труб прокатанных в калибрах с $K_{B_x} = 1,12$ ниже, чем труб прокатанных в калибрах с $K_{B_x} = 1,05$. Так для труб, прокатанных в калибрах с $K_{B_x} = 1,12$ получены меньшие значения приращения пределов текучести на 142 МПа и прочности на 29 МПа при уровне относительного удлинения на 1,3 % выше, чем для труб, прокатанных в калибрах с $K_{B_x} = 1,05$. Это подтверждает сделанное ранее предположение о разупрочняющем влиянии знакопеременной деформации сечений рабочего конуса при их оваллизации, и, чем больше оваллизация тем меньше, в исследованных пределах, упрочнение металла.

Кроме того, в работе выполнена качественная оценка влияния знакопеременной оваллизации сечений рабочего конуса на качество поверхностей труб. Для исследования количества критического количества оваллизаций сечений рабочего конуса до появления видимых невооруженным глазом разрушений (трещин) и характера их изменений в очаге деформации, рабочего конуса $57 \times 5,5 \rightarrow 25,4 \times 2,11$ мм из стали TP316L были разрезаны на кольца (рис. 3).

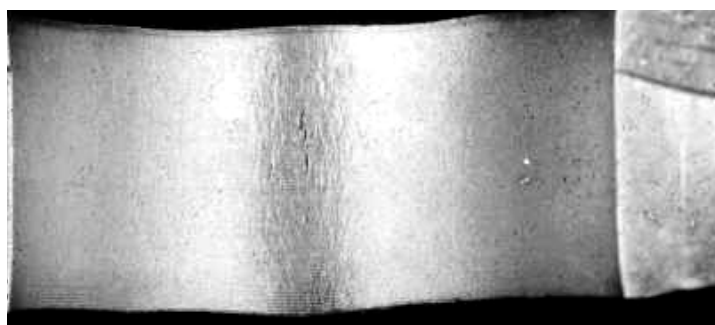


Рис. 3. Внешний вид разрушения при знакопеременной оваллизации кольца

Разбивка на участки по всей длине прокатной головки производилась в соответствии с калибровкой инструмента: 3 кольца по 20 мм было вырезано из зоны редуцирования (одно из середины и по одному с начала и в конце этой зоны), остальная часть рабочего конуса была разрезана на кольца длиной по 30 мм. Знакопеременная деформация оваллизацией колец осуществлялось на лабораторном прессе в овальных штампах. Обжатие колец из одного рабочего конуса осуществлялось на величину 5 % и из другого рабочего конуса – на величину 10 % от диаметра обжимаемого кольца. По результатам этих опытов построены графики изменения критического количества оваллизаций по длине рабочего конуса, см. рис. 4.

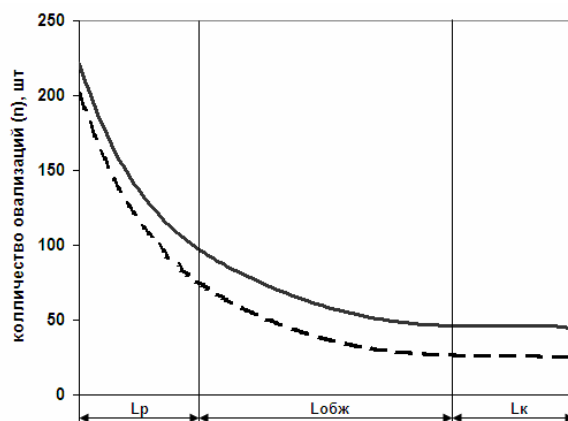


Рис. 4. Количество знакопеременных овализаций колец до разрушения по длине рабочего конуса; L_p , $L_{обж}$, L_k – соответственно зоны по калибровке – редуцирования, обжимная, калибрующая; — и - - - соответственно, обжатие 5 и 10 % от диаметра кольца

Проведенным экспериментом установлено, что к концу обжимной зоны, где металл сильно упрочнен, количество критических сплющиваний колец до разрушения значительно меньше, чем в начале этой зоны. С ростом количества знакопеременной деформации овализации сечений рабочего конуса, как и с большей ее величиной, вероятность образования разрушений (трещин) повышается.

ВЫВОДЫ

В работе показано что, знакопеременной деформацией овализации поперечных сечений рабочего конуса с чередованием схем напряженного состояния металла при холодной пильгерной прокатке можно, в значительной мере, влиять на изменение уровня механических свойств деформируемого металла. Чем больше значения овализации, в исследованных пределах, тем меньше упрочнение металла.

Несмотря на меньшее упрочнение, прокатка труб в калибрах с большой шириной из-за значительной овализации сечений рабочего конуса в обжимной зоне, где металл сильно упрочнен, нежелательна, так как может привести к ухудшению качества труб и появлению трещин.

Полученные в работе данные показывают, что на станах ХПТ ширину ручья калибров к началу обжимной зоны целесообразно выполнять достаточно большой, а к ее концу – минимально необходимой.

ЛИТЕРАТУРА

1. Шевакин Ю. Ф. Калибровка и усилия при холодной прокатке труб / Ю. Ф. Шевакин. – М.: Металлургиздат, 1963. – 270 с.
2. Фролов В. Ф. Холодная пильгерная прокатка труб: Монография / В. Ф. Фролов, В. Н. Данченко, Я. В. Фролов. – Днепропетровск: Пороги, 2005. – 255 с.
3. Терещенко А. А. Параметры технологических элементов при производстве труб для энергетического машиностроения / А. А. Терещенко, В. С. Дехтярев, Я. В. Фролов // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Пластична деформація металів. Теорія і технологія виробництва труб. – Дніпропетровськ: «Системні технології», 2008. – Т. 11. – С. 385–392.

Фролов Я. В. – канд. техн. наук, доц. НМетАУ;

Терещенко А. А. – инженер ЗАО «СПЮ»;

Головченко А. П. – инженер ЗАО «СПЮ».

НМетАУ – Днепропетровская металлургическая академия, г. Днепропетровск;
 ЗАО «СПЮ» – Закрытое Акционерное Общество «СЕНТРАВИС ПРОДАКШН
 ЮКРЕЙН», г. Никополь.

E-mail: yafrolov@gmail.com

TeretchenkoA@centravis.com

Golovchenko@centravis.com

УДК 621.771.01

Сатонин А. В.
Смолякова В. В.
Александрова З. А.
Стежкин П. М.

РЕГРЕССИОННОЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ И ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ УГЛОВЫХ ПРОФИЛЕЙ

Современный уровень сортового прокатного производства предполагает наличие автоматизации на всех его уровнях, начиная от планирования, проектирования технологических процессов прокатки и заканчивая управлением и контролем качества готовой продукции. Это обуславливает предъявление особых требований к математическому аппарату, описывающему конкретные технологические процессы. Для математических моделей по расчету энергосиловых параметров процесса прокатки, а также конструктивных параметров оборудования важен не только достаточный объём и степень достоверности получаемых результатов, но и быстроедействие, возможность использования модели для решения задач имитационного плана, оптимизации, а также автоматизированного проектирования и управления качеством готового металлопроката.

В работах [1, 2], посвященных математическому моделированию напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке тонких асимметричных угловых профилей и основных показателей качества готовой металлопродукции, была представлена математическая модель, основанная на численном рекуррентном решении конечностно-разностной формы условия баланса энергетических затрат, рассматриваемого в рамках выделенного элементарного объёма, полученного путем разбиения всей зоны пластического формоизменения на их конечное множество по длине и по ширине очага деформации. Данная модель в полной мере учитывает факторы, влияющие на результирующие показатели процесса прокатки и, как следствие, с достаточной достоверностью позволяет определить весь комплекс локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния металла при сортовой прокатке. Однако достаточно сложная структура математической модели приводит к повышенной трудоемкости ее численной реализации и к отсутствию быстрогодействия, которое требует современный уровень автоматизации.

С целью устранения указанных недостатков, снижения трудоемкости, повышения быстрогодействия численной реализации, а также применения рассматриваемой математической модели на стадии автоматизированного проектирования, были использованы элементы теории планируемого эксперимента для получения максимально простых регрессионных зависимостей.

Целью работы является описание регрессионного математического моделирования применительно к численной модели, основанной на рекуррентном решении конечностно-разностной формы условия баланса энергетических затрат, для расчета энергосиловых параметров процесса прокатки асимметричных угловых профилей, а также предоставление и анализ соответствующих результатов расчета.

Согласно рекомендациям работ [3, 4], учитывая нелинейный характер зависимостей энергосиловых параметров процесса сортовой прокатки, в качестве стратегии численной реализации полученных ранее математических моделей был принят симметричный композиционный план второго порядка. Непосредственно выбор факторов и определение их уровней в каждом отдельном случае осуществляли на основе предварительных количественных и качественных оценок конкретной технологической схемы.

В качестве примера построения регрессионной математической модели рассмотрим аналитическое описание вертикальной составляющей силы прокатки P_y применительно к прокатке уголка с шириной полок 60×40 мм из стали 3 на стане 200×200 Донбасской

государственной машиностроительной академии. При этом рассматривали пятифакторное пространство, с учетом чего использовали пятифакторный план Хартли (Ha₅). Варьируемыми факторами были выбраны исходная h_{n0} и конечная h_{n1} толщина полки уголка, опорное значение сопротивления деформации прокатываемого материала σ_{S0} , температура прокатки T и коэффициент асимметрии базовый $K_{V\bar{6}}$. Отметим, что под $K_{V\bar{6}}$ подразумеваем:

$$K_{V\bar{6}} = V_{\bar{6}61} / V_{\bar{6}62} = \omega_1 R_{\bar{6}61} / (\omega_2 R_{\bar{6}62}),$$

где ω_1, ω_2 – угловые скорости вращения рабочих валков;

$R_{\bar{6}61}, R_{\bar{6}62}$ – базовые радиусы нижнего и верхнего рабочих валков (рис. 1).

Количественное описание факторного пространства представлено в табл. 1.

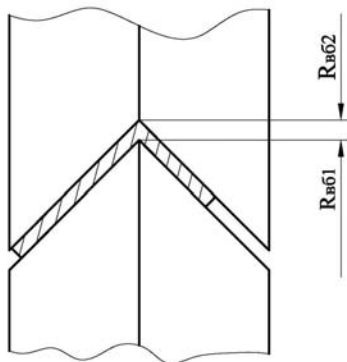


Рис. 1 Схема расположения неравнобокого углового профиля в калибре

Таблица 1

Факторы и количественные оценки их уровней, используемые при регрессионном аналитическом описании энергосиловых параметров процесса прокатки угловых профилей

x_1			x_2			x_3			x_4			x_5		
h_{n0} (мм)			h_{n1} (мм)			σ_{S0} (Н/мм ²)			T (°C)			$K_{V\bar{6}}$		
-1	0	1	-1	0	1	-1	0	1	-1	0	1	-1	0	1
5,5	6,0	6,5	3,7	4,0	4,3	90	110	130	800	850	900	1	1,2	1,4

Результаты расчета регрессионной зависимости и их статистическая оценка сведены в табл. 2. Общий вид полинома, описывающего вертикальную составляющую силу прокатки P_y , выглядит следующим образом [4]:

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_4x_4 + b_5x_5 + b_{11}x_1^2 + b_{22}x_2^2 + b_{33}x_3^2 + b_{44}x_4^2 + b_{55}x_5^2 + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + b_{14}x_1x_4 + b_{15}x_1x_5 + b_{23}x_2x_3 + b_{24}x_2x_4 + b_{25}x_2x_5 + b_{34}x_3x_4 + b_{35}x_3x_5 + b_{45}x_4x_5, \quad (1)$$

где b_i, b_{ii}, b_{ij} – коэффициенты регрессии, количественные оценки которых представлены в таблице 3;

$$x_1 = \frac{h_{n0}(\text{мм}) - 6,0}{0,5}; \quad x_2 = \frac{h_{n1}(\text{мм}) - 4,0}{0,3} \quad \text{– условные обозначения факторов, характеризующих влияние исходной и конечной толщины полки уголка, соответственно;}$$

$$x_3 = \frac{\sigma_{S0}(\text{Н/мм}^2) - 110}{20}; \quad x_4 = \frac{T(\text{°C}) - 850}{50}; \quad x_5 = \frac{K_{V\bar{6}} - 1,2}{0,2} \quad \text{– условные обозначения факторов, характеризующих влияние опорного значения сопротивления деформации, температуры прокатки и коэффициента асимметрии базового.}$$

факторов, характеризующих влияние опорного значения сопротивления деформации, температуры прокатки и коэффициента асимметрии базового.

Для удобства использования регрессионных зависимостей было выполнено декодирование моделей согласно [4], в результате которого зависимость (1) приняла вид:

$$Y = a_0 + a_1h_0 + a_2h_1 + a_3T + a_4\sigma_{S0} + a_5K_{V\bar{6}} + a_{11}h_0^2 + a_{22}h_1^2 + a_{33}T^2 + a_{44}\sigma_{S0}^2 + a_{55}K_{V\bar{6}}^2 + a_{12}h_0h_1 + a_{13}h_0T + a_{14}h_0\sigma_{S0} + a_{15}h_0K_{V\bar{6}} + a_{23}h_1T + a_{24}h_1\sigma_{S0} + a_{25}h_1K_{V\bar{6}} + a_{34}T\sigma_{S0} + a_{35}TK_{V\bar{6}} + a_{45}\sigma_{S0}K_{V\bar{6}}, \quad (2)$$

где a_i, a_{ii}, a_{ij} – коэффициенты регрессии, количественные оценки которых представлены в табл. 3.

Таблица 2

Пятифакторный план На5 и результаты его численной реализации применительно к регрессионному аналитическому описанию (2) вертикальной составляющей силы прокатки процесса горячей прокатки уголка 60 × 40 (см. табл. 1)

№	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	P_y , кН	P_{yp} , кН	ΔP_y , кН	δP_y , %	P_{yp}/P_y
1	1	1	1	1	1	960,2	960,7	-0,5	-0,052	1,001
2	-1	-1	1	1	1	898,3	899,3	-1	-0,111	1,001
3	-1	1	-1	-1	-1	500	498,5	1,5	0,3	0,997
4	1	-1	-1	-1	-1	1100,4	1101,65	-1,25	-0,114	1,001
5	-1	1	-1	1	1	783,94	784,86	-0,92	-0,117	1,001
6	1	-1	-1	1	1	1733,8	1736,7	-2,9	-0,167	1,002
7	1	1	1	-1	-1	613,83	612	1,83	0,298	0,997
8	-1	-1	1	-1	-1	567,03	565,6	1,43	0,252	0,997
9	-1	1	1	1	-1	541	539,3	1,7	0,314	0,997
10	1	-1	1	1	-1	1196,4	1197,5	-1,1	-0,092	1,001
11	1	1	-1	-1	1	882,76	883,6	-0,84	-0,095	1,001
12	-1	-1	-1	-1	1	822,16	823,4	-1,24	-0,151	1,002
13	-1	1	1	-1	1	388,28	386,4	1,88	0,484	0,995
14	1	-1	1	-1	1	857,38	858,3	-0,92	-0,107	1,001
15	1	1	-1	1	-1	1241,82	1243	-1,18	-0,095	1,001
6	-1	-1	-1	1	-1	1150,6	1152	-1,4	-0,122	1,001
17	0	0	0	0	0	923,17	925,5	-2,33	-0,252	1,003
18	1	0	0	0	0	1103,3	1098,9	4,4	0,399	0,996
19	-1	0	0	0	0	726,36	730,9	-4,54	-0,625	1,006
20	0	1	0	0	0	774,1	780,4	-6,3	-0,814	1,008
21	0	-1	0	0	0	1090,1	1083,7	6,4	0,587	0,994
22	0	0	1	0	0	796,4	802	-5,6	-0,703	1,007
23	0	0	-1	0	0	1083,5	1077,6	5,9	0,545	0,995
24	0	0	0	1	0	1105,1	1100	5,1	0,461	0,995
25	0	0	0	-1	0	747,07	752	-4,93	-0,660	1,007
26	0	0	0	0	1	910,4	906	4,4	0,483	0,995
27	0	0	0	0	-1	848,45	853	-4,55	-0,536	1,005

Полученные результаты были обработаны на основе методов теории вероятности и математической статистики [5, 6]. Относительная погрешность результатов расчета, представляемых регрессионным описанием (2), по отношению к значениям предоставляемым непосредственно численной математической моделью, составила: $\delta P_y = (-0,81...0,59)$ %. Предполагая нормальный закон распределения, а также исключая систематические погрешности и грубые ошибки, в соответствии с [6], выборочное среднее, выборочная дисперсия и выборочное среднее квадратическое отклонение для соотношения P_{yp}/P_y соответственно равны:

$$\bar{x} = 1,0003; \quad S^2 = 0,000017; \quad S = 0,0041.$$

Таблица 3

Расчетные значения коэффициентов регрессии при аналитических описаниях (1) и (2) соответственно для P_{y_p} при горячей прокатке уголка 60×40

b0	925,5	b12	2,275	a0	1304	a12	2,275
b1	183,99	b13	-29,269	a1	-1745	a13	-29,269
b2	-151,63	b14	36,301	a2	-8,486	a14	36,301
b3	-137,79	b15	9,169	a3	28,69	a15	9,169
b4	173,79	b23	23,846	a4	3184	a23	23,846
b5	26,49	b24	-30,57	a5	26,49	a24	-30,574
b11	-10,643	b25	-11,131	a11	-10,643	a25	-11,131
b22	6,517	b34	-27,18	a22	6,517	a34	-27,18
b33	14,27	b35	-2,688	a33	14,277	a35	-2,688
b44	0,527	b45	4,742	a44	0,527	a45	4,742
b55	-46,023			a55	-46,023		

Нижняя и верхняя границы двустороннего доверительного интервала для генеральной средней m с учетом доверительной вероятности γ , принятой равной $\gamma = 0,95$, соответствуют: $m_{н2} = 0,9986$; $m_{в2} = 1,0019$.

ВЫВОДЫ

На основе математической модели по расчету напряженно-деформированного состояния металла при прокатке тонких асимметричных угловых профилей, используя элементы теории планируемого эксперимента, были получены регрессионные зависимости по расчету энергосиловых параметров указанного процесса. Статистическая обработка полученных результатов подтвердила возможность использования данных зависимостей для решения целого ряда многовариантных задач, какими, например, являются задачи оптимизации, имитационного моделирования, автоматизированного управления и т. д.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сатонин А. В. Математическое моделирование напряжённо-деформированного состояния металла при горячей сортовой прокатке тонких угловых профилей сложной формы / А. В. Сатонин, О. Л. Попович, З. А. Александрова, А. А. Сатонин, П. М. Стёжкин, В. В. Смолякова // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2005. – № 6 – С. 21–25.
2. Сатонин А. В. Математическое моделирование напряжённо-деформированного состояния металла при горячей сортовой прокатке тонких угловых профилей сложной формы / А. В. Сатонин, З. А. Александрова, В. В. Смолякова // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ, ДДМА. – 2007. – С. 490–495.
3. Новик Ф. С. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов / Ф. С. Новик, Я. Б. Арсов. – М.: Машиностроение; София.: «Техника», 1980. – 304 с.
4. Красовский Г. И. Планирование эксперимента / Г. И. Красовский, Г. Г. Филаретов. – Минск.: Изд-во БГУ, 1982. – 302 с.
5. Гмурман В. Е. Теория вероятностей и математическая статистика: учеб. пособие для вузов. – М.: Высш. шк., 2002. – 479 с.
6. ГОСТ 11.004-74. Прикладная статистика. Правила определения оценок и доверительных границ для параметров нормального распределения. – Введ. 01.07.1975. – М.: Изд-во стандартов, 1980. – 20 с.

Сатонин А. В. – д-р техн. наук, проф. кафедры АММ ДГМА;
 Смолякова В. В. – аспирант кафедры АММ ДГМА;
 Александрова З. А. – инженер-конструктор Юргинского машзавода;
 Стежкин П. М. – аспирант кафедры АММ ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск;
 Юргинский машзавод, г. Юрга, Россия.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

УДК 621.774.6

Завгородний Д. В.
Дворжак А. И.
Завгородний А. В.

МЕТОДИКА, ОБОРУДОВАНИЕ И РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ПРАВКИ КРУГЛОГО ПРОКАТА НА КОСОВАЛКОВЫХ ПРАВИЛЬНЫХ МАШИНАХ

В настоящее время для производства труб используется целый ряд различных технологий, таких как прокатка, сварка, прессование, волочение, при этом особое место занимают процессы термической обработки труб, что обуславливает необходимость последующей правки с высокой степенью точности.

Целью работы является уточнение исходных предпосылок для разработки конкретных технологий и условий реализации процесса правки круглого проката на косовалковых правильных машинах.

Экспериментальные исследования результирующих геометрических характеристик, а также силы и моменты при правке были проведены на лабораторной экспериментальной машине 160 × 3 ДГМА [1], общий вид которой представлен на рис. 1. Шаг машины 160 мм, диаметр валков в горловине 60 мм, длина бочки валка 90 мм.

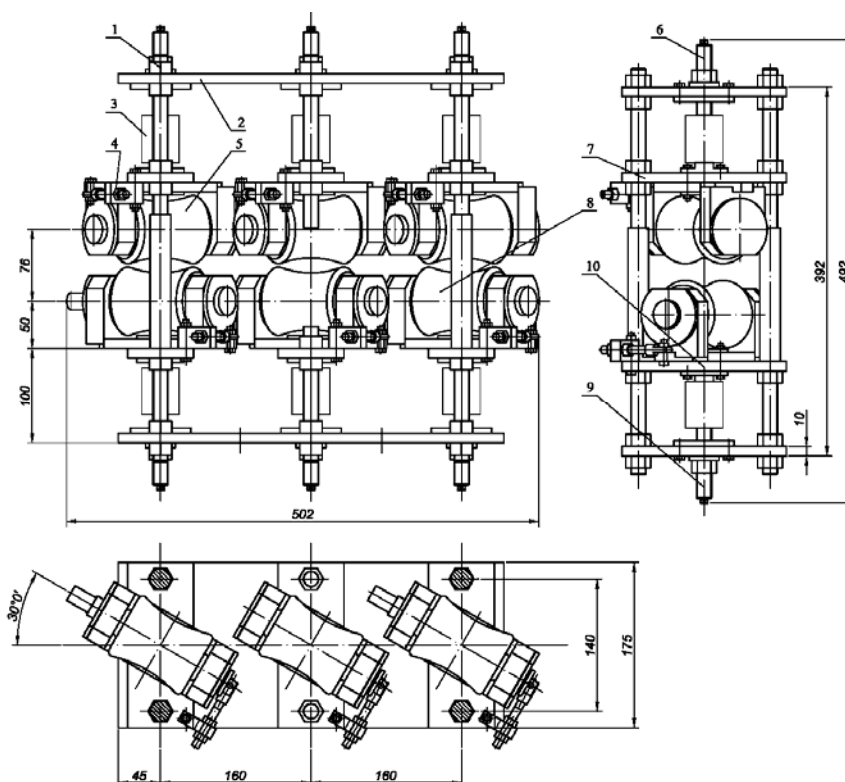


Рис. 1. Общий вид лабораторной экспериментальной машины 3 × 160

Правка труб на косовалковой машине 3 × 160 происходит за счет многократного упругопластического изгиба, создаваемого между тремя двухвалковыми калибрами путем смещения средней валковой обоймы вверх. Станина машины представляет собой верхнюю и нижнюю поперечины 2, стянутые колоннами 1. Верхние и нижние валковые узлы 5, 8 закреплены на траверсах 7, 10. Настройка машины на нужный угол установки производится механизмом угловой установки 4, а раствор валков обеспечивают нажимные механизмы 6, 9. Вращение трубе передается через нижние валки. Между нажимными винтами 6, 9 и пятой валковых обойм 5, 8 установлены кольцевые месдозы 3. Рабочим инструментом

(см. рис. 2, а) машины являются правильные ролики с диаметром горловины 60 мм, и длиной бочки 90 мм. Калибровка рабочих валков (рис. 2, б) осуществлялась по методике работы [2].

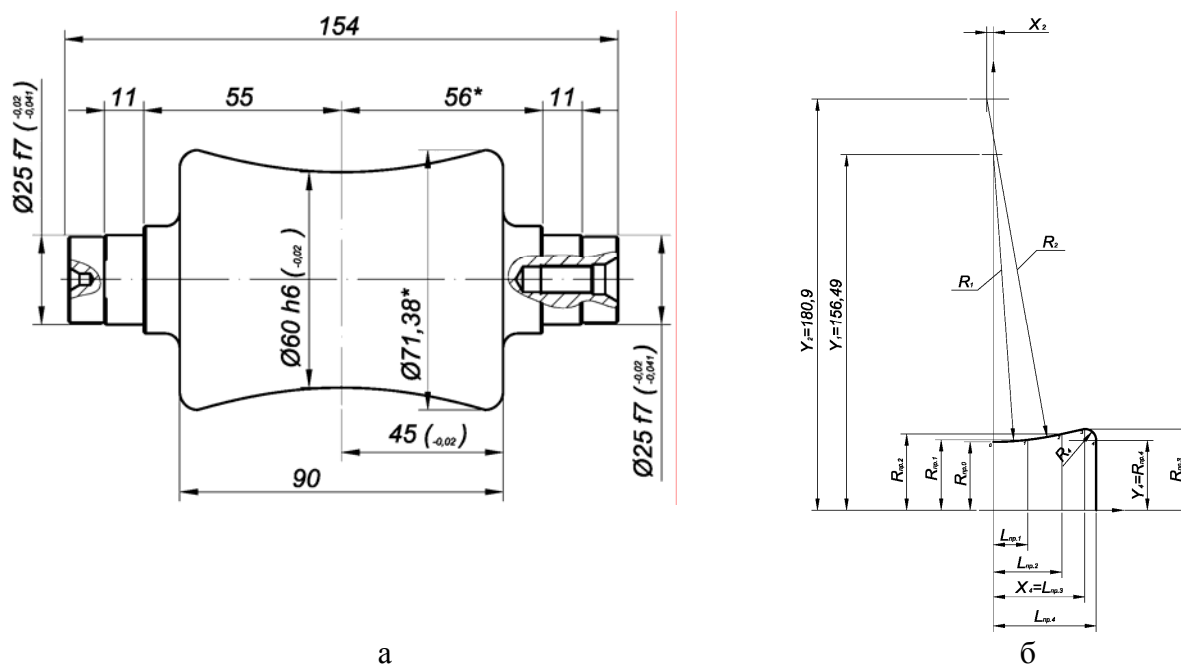


Рис. 2. Калибровка рабочих валков, а – общий вид валка, б – профиль бочки валка

Непосредственно процессу правки подвергали прутки $\varnothing 8$, $\varnothing 10$ и $\varnothing 12$ мм (рис. 3). В качестве примера реализации исследования результирующих геометрических характеристик, а также силы и момента при правке круглого проката приведены результаты правки прутка $\varnothing 8$ мм. Исходная кривизна составляла 10 мм / 0,5 м. После процесса правки на лабораторной экспериментальной машине 160×3 ДГМА, кривизна составила 0,6 мм / 0,5 м.

Следует отметить, что в ходе проведения эксперимента были произведены следующие измерения:

- исходный диаметр круглого проката;
- исходная кривизна проката;
- конечная кривизна проката, по схеме [1] (см. рис. 4);
- сила правки, измеряемую при помощи месдоз с кольцевым упругим элементом, а также момент правки при помощи тензодатчиков, расположенных на теле шпинделей.

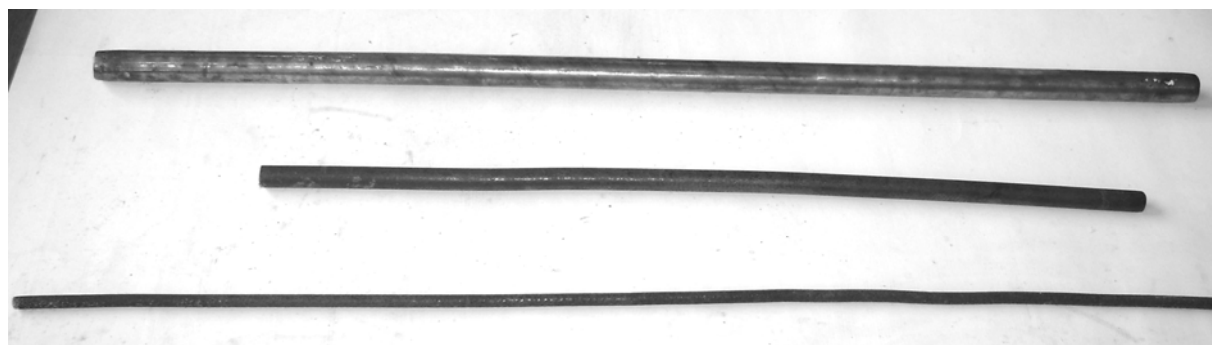


Рис. 3. Общие виды прутков и круглого проката, выправляемых при экспериментальном исследовании процесса правки круглого проката с использованием специализированной лабораторной экспериментальной трубоправильной машины 3×160 ДГМА

Тарировку месдоз для измерения силы правки производили до реализации процесса правки. На рис. 5 в качестве примера представлены технология и результаты тарировки

измерителя силы. Месдозы (см. рис. 5, а) устанавливали соосно в рабочее пространство гидравлического пресса плунжерного типа и нагружали их силой, величина которой являлась известной исходя из фиксируемого манометром давления рабочей жидкости в системе.

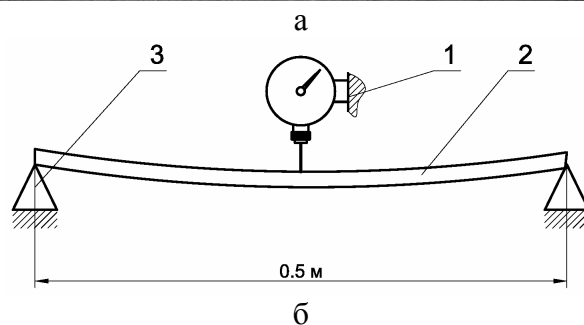
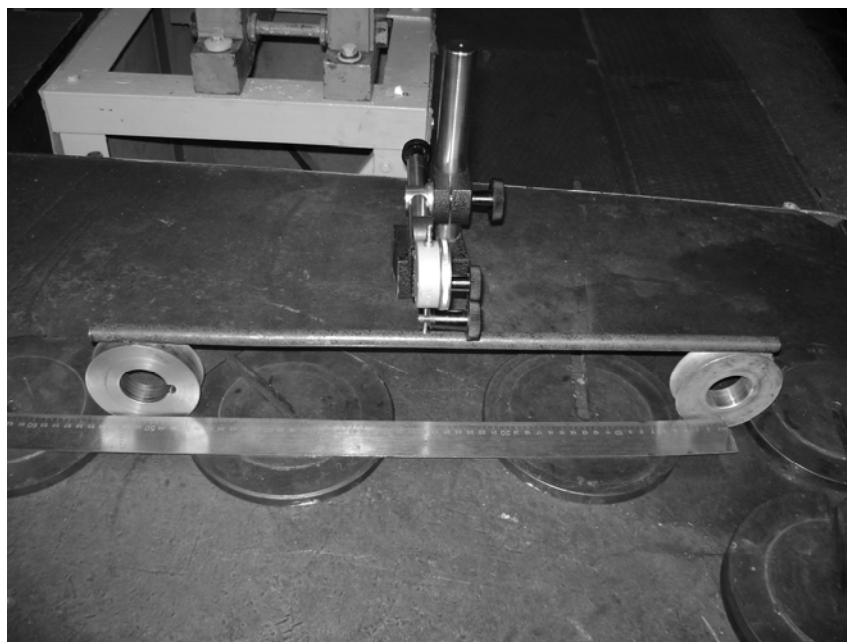


Рис. 4. Общий вид (а) и схемы измерения (б) приведенной кривизны проката:
1 – микрометр, 2 – измеряемый образец трубы, 3 – опоры.

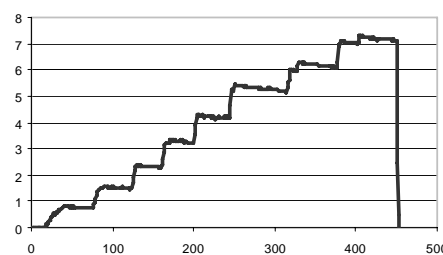
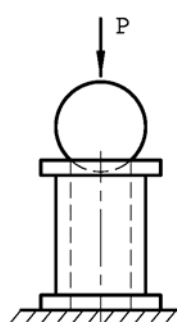
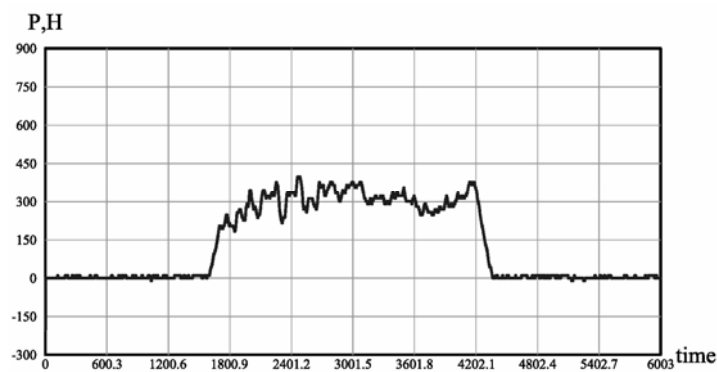


Рис. 5. Схема (а) и график (б) тарировки месдозы

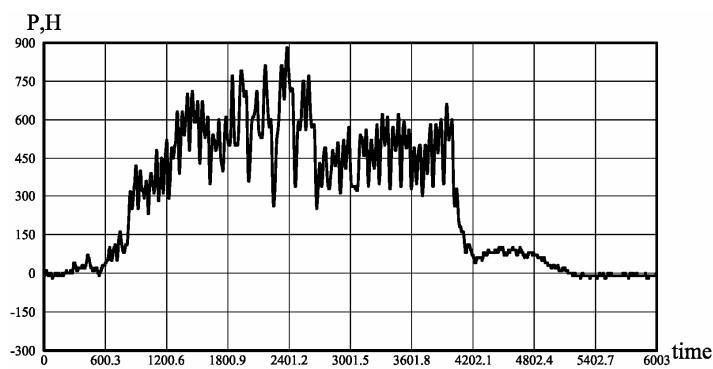
Одновременно с этим фиксировали и соответствующее отклонение показаний платы АЦП. Затем давление рабочей жидкости в системе гидравлического пресса изменяли на соответствующую величину, переходя к большему значению силы, фиксировали соответствующее отклонение показаний АЦП (см. рис. 5, б).

В качестве примера результатов проведенных экспериментальных исследований на рисунке 6 представлены эмпирические зависимости силы правки под первой, средней

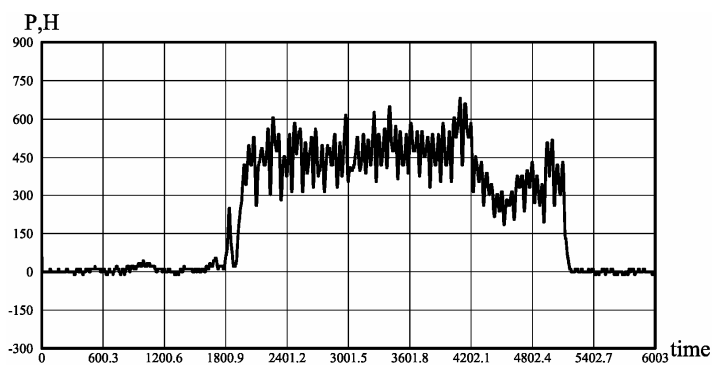
и третьей парой валков, а также моментов (рис. 7, а) от времени. А также влияние смещения средней пары валков на результирующую кривизну, а также энергосиловые параметры правки для различных типоразмеров круглого проката (рис. 7, б).



а



б



в

Рис. 6. Эмпирические зависимости силы правки

Количественная оценка степени соответствия результатов теоретических оценок и экспериментальных исследований энергосиловых параметров процесса правки была проведена с использованием результатов статической обработки массивов соотношений расчетных P_p , полученных по методикам [3, 4], и эмпирических P_s значений силы правки. Средне выборочные значения массивов данных соотношений, в частности, были равны 0,92, а доверительные интервалы их изменения при доверительной вероятности 0,95 соответствовали 0,920...1,02. Отмеченное свидетельствует о достаточной степени достоверности полученных численных математических моделей [4].

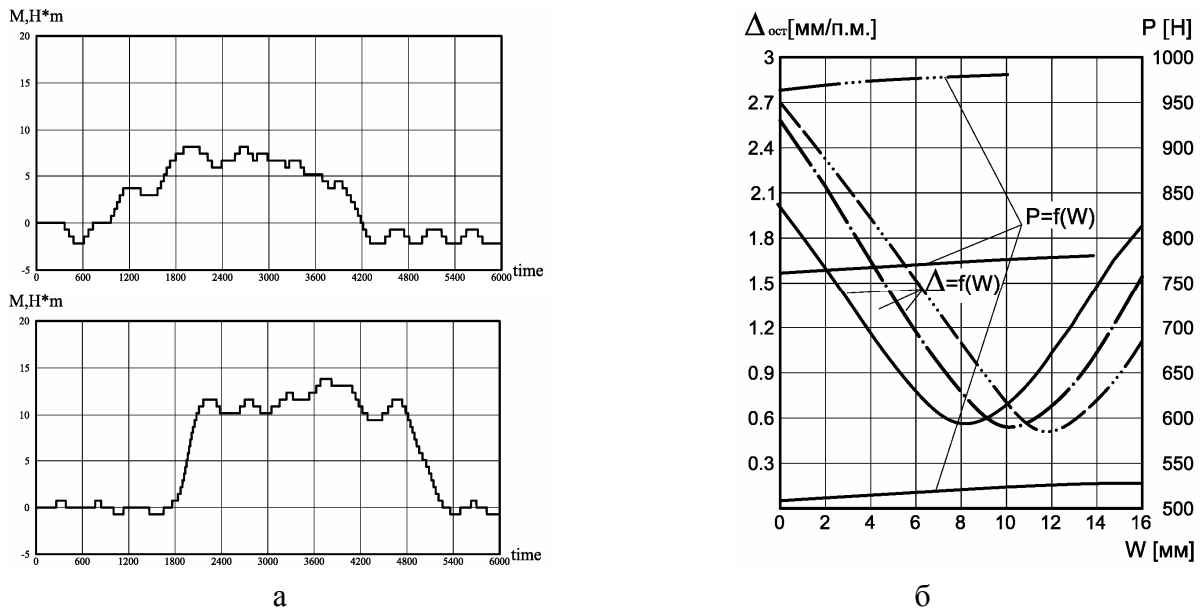


Рис. 7. Эмпирические зависимости момента (а) правки, а также силы правки P и результирующей кривизны Δ от смещения средней пары валков (б) применительно к правке прутка

ВЫВОДЫ

В результате экспериментальных исследований процесса правки на лабораторной машине 3×160 получены эмпирические зависимости силы и момента правки от смещения средней пары валков при правке круглого проката. Определены и экспериментально подтверждены оптимальные технологические параметры исследуемого процесса. Следует отметить, что наряду со смещением средней пары валков важным параметром, влияющим на геометрические и энергосиловые параметры, является величина угла установки правильных валков по отношению к оси правки, что подтверждает актуальность дальнейших исследований.

ЛИТЕРАТУРА

1. Федоринов В. А. Методика, оборудование и результаты экспериментального исследования процесса правки изгибом труб и трубных заготовок / В. А. Федоринов, Д. В. Завгородний, В. Г. Пашков, А. Ю. Коляда // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2005. – С. 51–54.
2. Завгородний В. Г. Автоматизированное проектирование рабочих роликов косошальных машин для правки труб различного сортамента / В. Г. Завгородний, С. А. Шевцов, Д. В. Завгородний, С. В. Чемерис // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2003. – С. 321–324.
3. Завгородний В. Г. Численное математическое моделирование напряженно-деформированного состояния металла при правке труб изгибом / В. Г. Завгородний, Д. В. Завгородний, С. Ю. Саплин // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2002. – С. 452–456.
4. Напряженно-деформированное состояние металла при правке труб изгибом / А. И. Дворжак, Д. В. Завгородний, Н. В. Кучерук // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2006. – С. 183–187.

Завгородний Д. В. – канд. техн. наук, ассистент ДГМА;
 Дворжак А. И. – канд. техн. наук, ст. преп. ДГМА;
 Завгородний А. В. – студент ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: denis.zavgorodny@dgma.donetsk.ua

UDC 621.78.001.5

**Frolov I. V.
Gretzki Th.
Yu Z.
Nuernberger F.
Hassel Th.
Bach Fr.-W.**

SURFACE HARDENING SPLINE GEOMETRIES OF HEAT-TREATABLE STEEL CF53 USING WATER-AIR SPRAY COOLING

In manufacturing technology, metal forming production processes traditionally play a very important roll. The process spectrum ranges from the initial stages, such as rolling, open-die forging and drawing for manufacturing semi-finished products, to the production of workpieces at various states of processing. If one considers the area of solid forming operations, then a clear trend towards manufacturing near-net shape workpieces has been unmistakable for a fairly long time [1]. Closed-die forging has for decades ranked among one of the successful, commercially introduced production technologies. In contrast to other manufacturing processes, closed die forging are characterised by good mechanical properties of forgings with optimised material usage. There are significant efforts to avoid the frequently high proportion of flash in conventional die forging and thereby reduce the material and energy input. This leads to developing new forging processes with the aim of approximating the die shape as close as possible to the net shape. These technologies, which are known by the names precision forming or near-net shape forming, have the objective of either finishing components' functional surfaces, using forming processes, or, if this is not possible due to the requirements, reducing the manufacturing process to a minimum [2]. The forming operation for the component's near-net-shape takes place following heating into the austenitic range. This enables a final heat treatment of the component's surface layer using spray cooling by exploiting the forging heat. Energy and cost intensive heating and cooling cycles can be saved. Within the scope of the special research area SFB 489 «Process chain for manufacturing precision forged high performance components», fundamental investigations were carried out on heat treatment using spray cooling in the research project B3 «Integrated Heat Treatment». Previous work has concentrated on helical gear wheels [3, 4, 5], pinion shafts [6] and crankshafts made from heat-treatable steel 42CrMo4 (1.7225). The current focus of interest is the transfer of the proven technology to applications for long components like splined shafts made from Cf53 material. For this purpose of the investigations presented here, a machined geometric model is investigated.

The spray cooling used in this work consists of an array with two-component nozzles which conduct a mixture of compressed air and water. The most important parameter of the spray cooling, by which the cooling rate can be controlled, are the water and air pressures as well as the quenching duration. The following boundary conditions must be fulfilled to specifically adjust the hardened and tempered surface zone:

- Continuously variable control of the air pressure
- Continuously variable control of the water pressure
- Control of the air and water pressures during the test.

An adaptable pressure control is provided by a proportional pressure-control valve. In order to be able to influence the residual stresses and the resulting distortion arising from the heat-treatment, it must be assured that individual or several two-component jets within one carrier ring can be activated using different parameters. For this reason, six different flow loops were designed with which the nozzles can be independently operated. The spraying bay, see fig. 1, consists of a base frame made of square aluminium-profiles. These profiles are provided with T-slots on each side to both secure and to be able to adaptably adjust the assembly using T-nuts. A new approach

for realising the spraying bay technology is to rotate the nozzle array around the firmly held component. Using this, all relevant regions can be hardened and tempered without the stream of mixed air and water being impeded by a component's gripping mechanism.

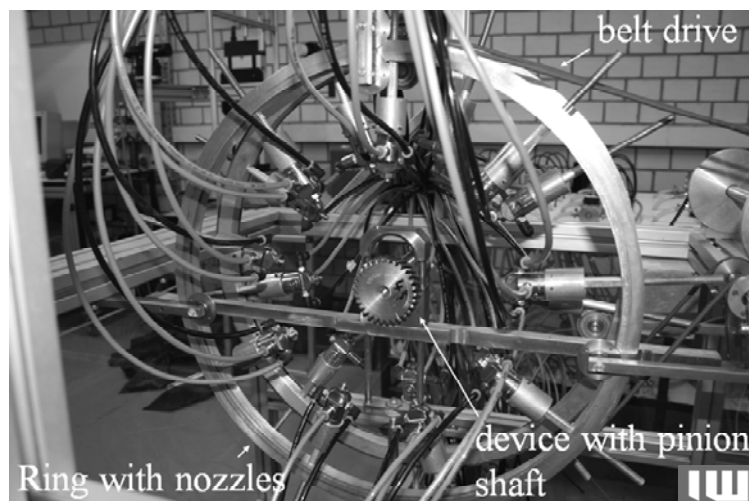


Fig. 1. Spraying bay employed

The two-component nozzles 1/8JAU made by the company Spraying Systems[®] were employed for the spraying bay. This concerns a compact nozzle which has the advantage that it can be fitted with several nozzle jets and therefore can produce different spray shapes. Fig. 1 shows a side view of the equipment employed for surface heat-treating.

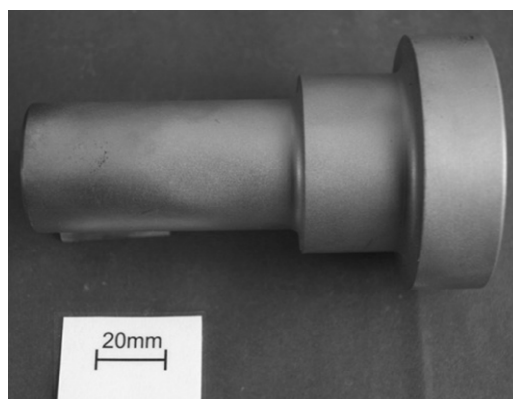


Fig. 2. Geometric model employed

Here, the investigated component involves a geometric model (see fig. 2) based on the forged spline shaft used up to now in SFB 489. When heat treating gear toothed components, specific hardness values are sought which are, among other things, dependent on the material. The components investigated in the current work are made from heat treatable steel Cf53 (1.1213). In previous investigations on gear wheels made from 42CrMo4 material, the best results with respect to fatigue strength were obtained with a surface hardness of 550 HV to 650 HV [7]. The core should exhibit a ductility which corresponds to the specification profile for gear toothed components, i.e. a hardness value below 450 HV. In comparison to gearing wheels, the pinion shaft's shank is subjected to a different loading profile. This results in a lower surface hardness requirement. The aim of this work was to carry out both a parameter analysis for this material as well as a surface heat treatment of the geometric model for the described hardness profile using the equipment described above.

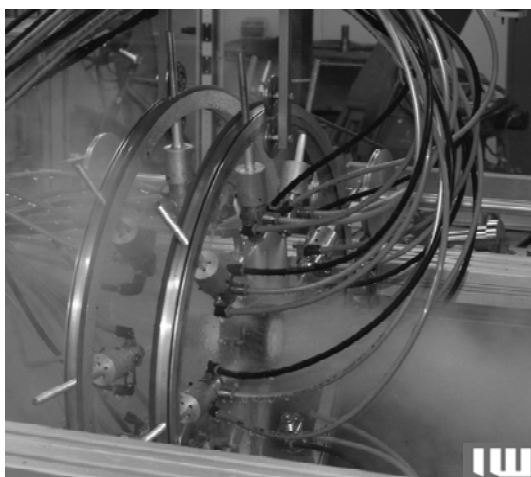


Fig. 3. Quenching of a geometric model in the spraying bay

The components were heated to 835 °C in a standby furnace. This temperature is the recommended upper austenitising temperature for hardening this material in water. Following this, the components were held in the spraying bay and quenched (see fig. 3). During the process, the outer surface layer is very quickly cooled. In contrast to this, the core retains enough residual heat which can be utilised to temper the surface layer. Here, care has to be taken that the tempering temperature isn't too high otherwise the required hardness can not be attained. Two variables were experimentally investigated in the tests. During the first series of tests, both the air as well as the water pressures was set to fixed values and the spraying duration was varied. In the second group of tests, the time and the air pressure were limited to fixed values and the water pressure was changed.

In investigations carried out parallel to the heat treatment tests, the water consumption of the employed nozzles was determined as a function of the preset air and water pressures using a flow sensor. The analyses were carried out on two different nozzle sets: One set with a circular nozzle J67147 and a water nozzle 2850; the second series of tests with a flat fan nozzle J125328 and a water nozzle 40100.

The hardness testing was carried out using a hardness testing machine made by the company Amsler Otto Wolpert-Werke GmbH. All hardness values are given in HV 30.

Following the heat treatment process, the components were cut using a non-heat affecting process and the hardness distribution was measured at several locations. Different sets of parameters were investigated during the cooling of the geometric model and different hardness distributions were produced in the component. Fig. 4 shows the cutting (left) and measurement (right) patterns employed for the hardness testing. The results are depicted in fig. 5 and fig. 6.

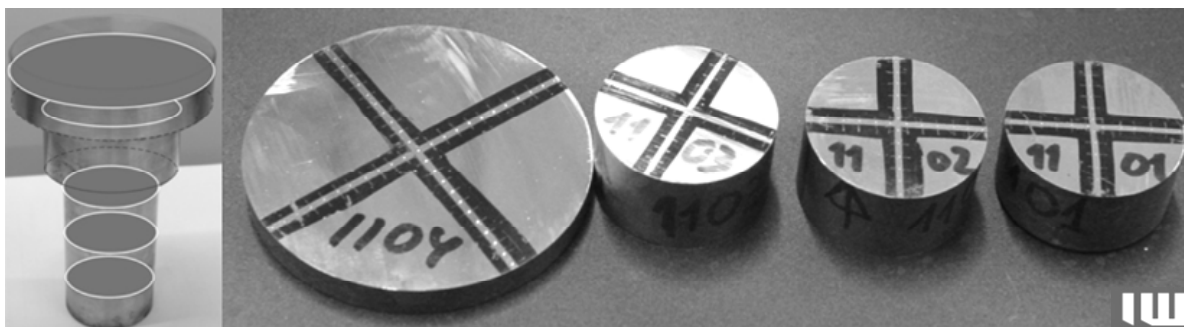


Fig. 4. Samples' pattern (left) and measurement pattern for the hardness tests (right)

These results concern the hardness values obtained in the notional gear tooth region of the pinion shaft. The hardness values produced in the shank are not shown. It can be clearly seen that the hardness values in the component reduce with increasing distance from the surface. Moreover, it

can be seen that an increase in the surface hardness values can be obtained both by extending the spraying duration as well as by raising the water pressure. The difference is that by extending the quenching time, the entire hardness level is shifted almost parallel to higher values (see fig. 5).

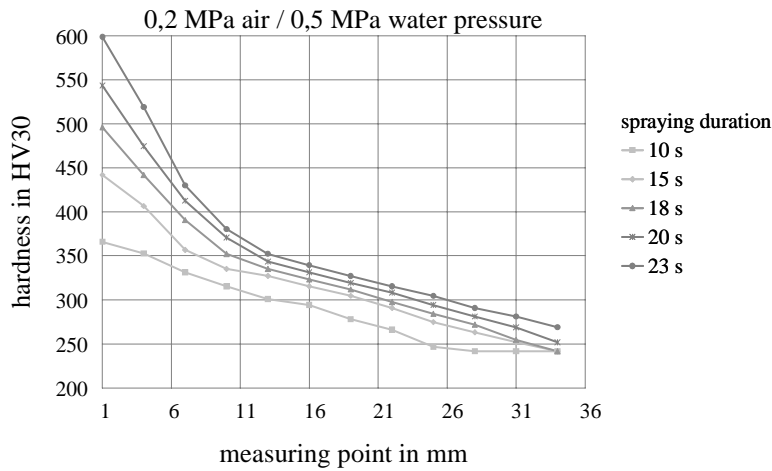


Fig. 5. Hardness distribution in the geometric model's head at fixed pressures and varying spraying times (Nozzle 2850)

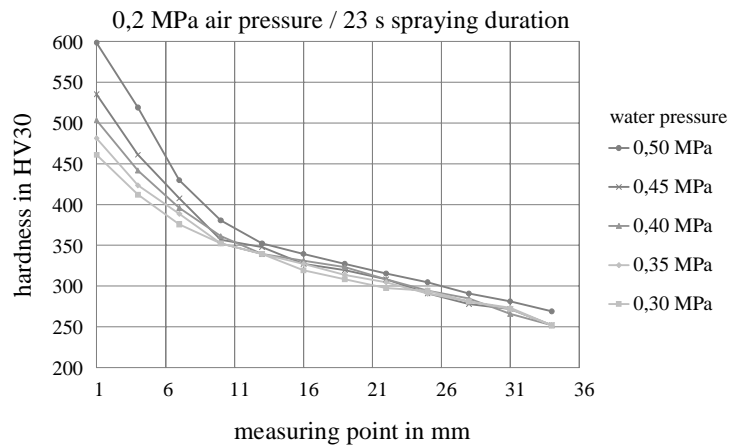


Fig 6. Hardness distribution in the geometric model's head at fixed air pressure, a spraying time of 23 s and varying water pressure (Nozzle 2850)

In contrast to this, only the surface hardness value is raised by increasing the water pressure. From a depth of approx. 13 mm, the obtained harness values are again virtually identical (see fig. 6). The water consumption results for the two sets of nozzles used in the tests are depicted in fig. 7. The diagram on the left-hand side shows the requirements for the water nozzle 40100, and that for water nozzle 2850 is depicted in the right-hand diagram.

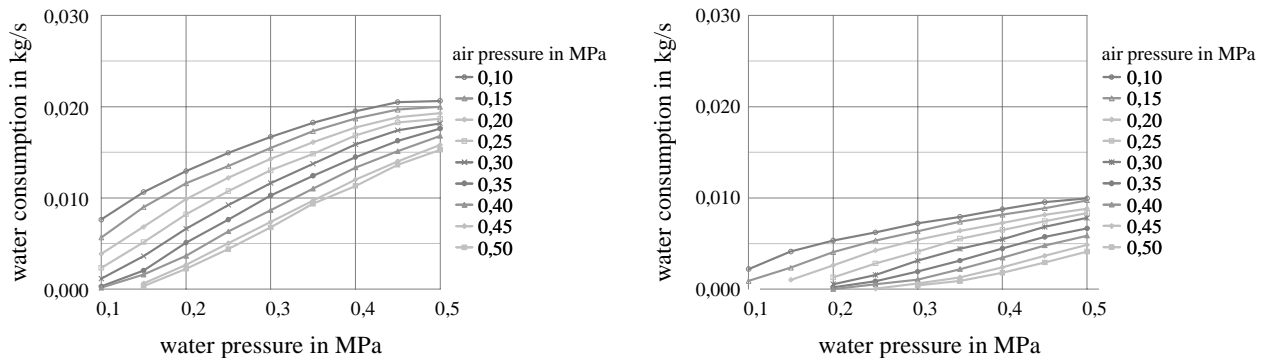


Fig. 7. Water consumption as a function of air and water pressure, left: Water nozzle 40100, right: Water nozzle 2850

For both nozzles, the water consumption proportionally increased to the rise in water pressure. In contrast to this, a simultaneous increase in the air pressure reduced the flow rate of water. The water consumption results show that the water's flow rate is related to the applied water and air pressures. It is possible to compute this relationship using equations 1 to 3:

$$Q = a \cdot p_w^b ; \quad (1)$$

$$a = c \cdot p_L^d ; \quad (2)$$

$$b = f \cdot p_L^g , \quad (3)$$

where Q – water pressure; p_L – air pressure; p_w – water pressure; c, d, f, g are constants.

The constants can be determined via a graphical analysis.

An initial examination of the hardness curves shows a clear relationship between the spraying duration and the obtained hardness values. For extended spraying durations, the discharged quantity changes with water. If one transfers the results from fig. 5 onto a graph of hardness against water consumption, then a linear relationship results between obtained hardness and water consumption.

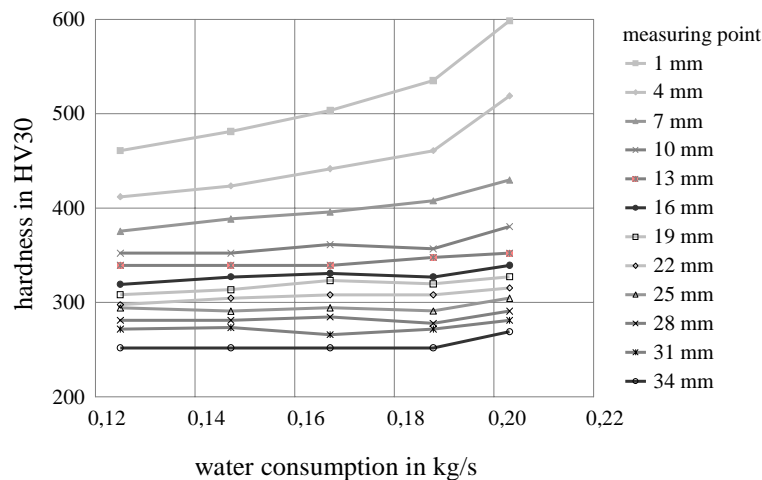


Fig. 8. Hardness distribution represented as a function of water consumption (nozzle 2850)

This relationship can be seen in fig. 8. If one relates this to a linear equation $y = mx + b$ and inserts the consumption and hardness values, then equation 4 results with which the hardness distribution can be described. The constant h can be determined via two tests in which the spray duration is changed. Thus, one can ensure that the difference in water consumption, and therefore the change in hardness, is only influenced by temporal changes.

$$HV_{n,i+1(\text{time})} = h(Q_{i+1} - Q_1) + HV_{n,1} , \quad (4)$$

where $HV_{n,i}$ – Vickers hardness; n – measurement location; i – no. of experiment; Q – water consumption; h – is a constant.

From the results given above, the changes in water pressure have a quadratic influence on the obtained hardness value. Consequently, equation 4 is augmented by a quadratic term:

$$HV_{n,i+1} = h(Q_{i+2} - Q_1)^2 + h(Q_{i+2} - Q_1) + HV_{n,1} , \quad (5)$$

where $HV_{n,i}$ – Vickers hardness; n – measurement location; i – no. of experiment; Q – water consumption; k – is a constant.

The constant k can be determined via a third test in which both the water pressure as well as the spraying duration is changed in comparison to the first test. If the constants k and h are known, one can apply equations 1 and 5 to compute the spray duration for a given surface hardness value.

This assumption was investigated in one further test. The result is depicted in fig. 9. The input was a surface hardness value of 700 HV. The computation resulted in a spraying duration of 21 seconds for the employed nozzle. The obtained surface hardness value was approx. 650 HV30.

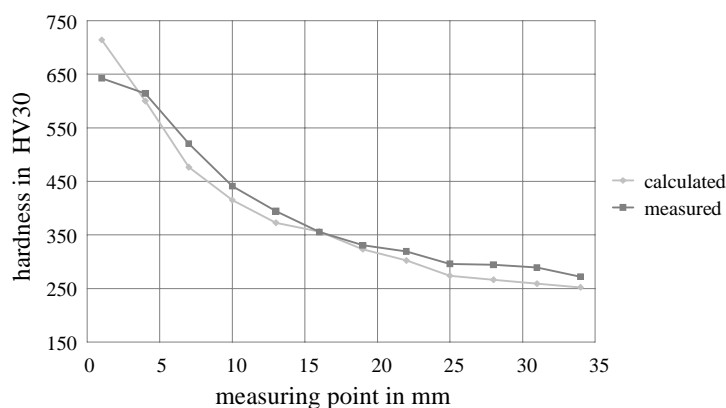


Fig. 9. Computed and experimentally measured hardness distributions in the geometric model's head

SUMMARY

The aim of this project's work is to investigate the suitability of water-air spray cooling as a potential heat treating process for closed-die forged components. In the current work, geometric models were heat treated in a specially developed spraying bay and subsequently analysed. The results show that this process can, in principle, be used for surface heat-treating. The knowledge gained up to now should be transferred to precision forged pinion shafts in follow-ups and should be verified by means of fatigue tests.

The possibility of computing the heat treatment results permits the tests, which must be carried out, to be minimised to three in order for a specific hardness value to be set. Equation 5 is not generally valid but is appropriate for a specific component and should be verified in further investigations.

LITERATURE

1. Doege E. *Near-net Shape Forming* / E.Doege, J. Thalemann // *CIRP Annals*. - 1989. - No.38. - P. 609–616.
2. *Neue und verbesserte Verfahren des Warmumformens - Möglichkeiten zur Verbesserung der Qualität und Genauigkeit von Schmiedeteilen* // E. Doege et al., *Technische Regeln FQS-DGQ-Band 96-05*, Berlin, Beuth Verlag GmbH, 1996.
3. Bernhard M. *Verkürzung der Prozesskette präzisionsgeschmiedeter Zahnräder durch integrierte Wärmebehandlung und zerstörungsfreie Bauteilprüfung* / M. Bernhard, Chr. Krause, W. Reimche, Fr.-W. Bach // *HTM Zeitschrift für Werkstoffe, Wärmebehandlung, Fertigung*. - 2005. - Vol. 60. - No. 5. - S. 284–292.
4. Bach Fr.-W. *Integration of heat treatment in precision forging of gear wheels* / Fr.-W. Bach, B.-A. Behrens, H. Dähndel, Chr. Krause, und A. Huskic // *The Arabian Journal of Science and Engineering*. - 2005. - Vol. 30. - No.06. - P. 103–112.
5. Bach Fr.-W. *Heat treatment of precision forged steel gears by usage of the forging heat* / Fr.-W. Bach, M. Schaper, Chr. Krause, F. Nuernberger // *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 8. Пластична деформація металів*. - Дніпропетровськ: Системні технології, 2005. - С. 488–493.
6. Krause Chr. *Randschichtvergüten verzahnter Bauteile mittels einer Wasser-Luft-Spraykühlung*. Garbsen // *Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, Diss.*, 2008.
7. Krause Chr. *Annealing of the edge-layer of precision forged gears of 42CrMo4 by a two-phase spray cooling* / Chr. Krause, Chr. Scheer, F. Nürnbergger, W. Reimche, Fr.-W. Bach // *Вестник НТУУ КПІ*. - 2006. - No.48. - С. 33–36.

Frolov I. V. – Dr.-Ing., P. D, NMetAU;
 Gretzki Th. – Dipl.-Ing., IW;
 Yu Z. – M.Sc., IW;
 Nuernberger F. – Dipl.-Ing., IW;
 Hassel Th. – Dr.-Ing., IW;
 Bach Fr.-W. – Prof. Dr.-Ing., IW.

NMetAU – National Metallurgical Academy of Ukraine, Dnipropetrovsk;
 IW - Institut für Werkstoffkunde der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover.

E-mail: yafrolov@gmail.com

УДК 621.771: 621.774.21

Заблоцкий В. К.
Добронос Ю. К.
Дмитриев С. А.
Новоселов С. В.
Тимченко В. В.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ЛОКАЛЬНОЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ СВАРНЫХ ШВОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ

В соответствии с основными тенденциями развития экономики Украины особое внимание уделяется расширению сортамента и повышению качества готовой продукции что позволит улучшить её потребительские свойства при одновременном расширении рынков сбыта. Отмеченное в полной мере касается и чёрной металлургии, в которой важное место занимает производство электросварных труб большого диаметра, являющихся одной из основных статей украинского экспорта.

Современное производство труб можно разделить на два основных направления, а именно на производство цельнокатаных и сварных труб. Первые отличаются более высоким уровнем физико-механических и эксплуатационных свойств, но процесс их производства энергоёмок, для их изготовления требуется сложное оборудование, имеет место и ограничение максимального диаметра до 650 мм. Производство сварных труб не требует сложного оборудования, затраты на энергию минимальные, а их максимальный диаметр составляет 1800 мм, но они обладают пониженными физико-механическими и эксплуатационными характеристиками.

Исследование технологических показателей качества и уровней энергосиловых параметров, имеющих место при горячей прокатке сварных швов различного типоразмера для электросварных труб большого диаметра, изготовленных на Харцизском трубном заводе. В самом общем случае надежность и эксплуатационные показатели металлоконструкций, имеющих сварные соединения, во многом определяются качеством и прочностными характеристиками сварных швов, являющихся концентраторами напряжений вследствие различия геометрических характеристик и наличия остаточных напряжений в месте перехода усиления швов к основному металлу. Кроме того, литая крупнозернистая структура самого сварного шва отрицательно сказывается на показателях его прочности, вязкости и пластичности. Наличие же внутреннего усиления на газонефтепроводных трубах большого диаметра приводит к появлению участков турбулентных завихрений, увеличению гидродинамического трения и, как следствие, к увеличению внутреннего сопротивления перемещению транспортируемой среды.

Целью работы является обоснование целесообразности локальной термомеханической обработки электросварных труб большого диаметра, а так же уточнение исходных данных и количественной оценки полученных теоретических решений.

Экспериментальные исследования по оценке качества сварных швов с точки зрения наличия внутренних дефектов сплошности были проведены непосредственно к промышленному производству электросварных труб большого диаметра в условиях Харцизского трубного завода [1]. С этой целью на участках контроля агрегата по производству электросварных труб большого диаметра были вырезаны образцы, представляющие собой фрагменты сварного шва и околошовной зоны. Последующее изготовление темплетов и их фотографирование производили в соответствии с общепринятыми методиками [2].

Полученные в этом случае результаты иллюстрированы на рис. 1 (а–з), а их анализ показал, что несмотря на достаточно отлаженный технологический процесс промышленного

производства электросварных труб большого диаметра, реализуемый в условиях ХТПЗ в течение многих лет, вероятность наличия дефектов сплошности на участках сварных швов и околошовных зон является довольно высокой.

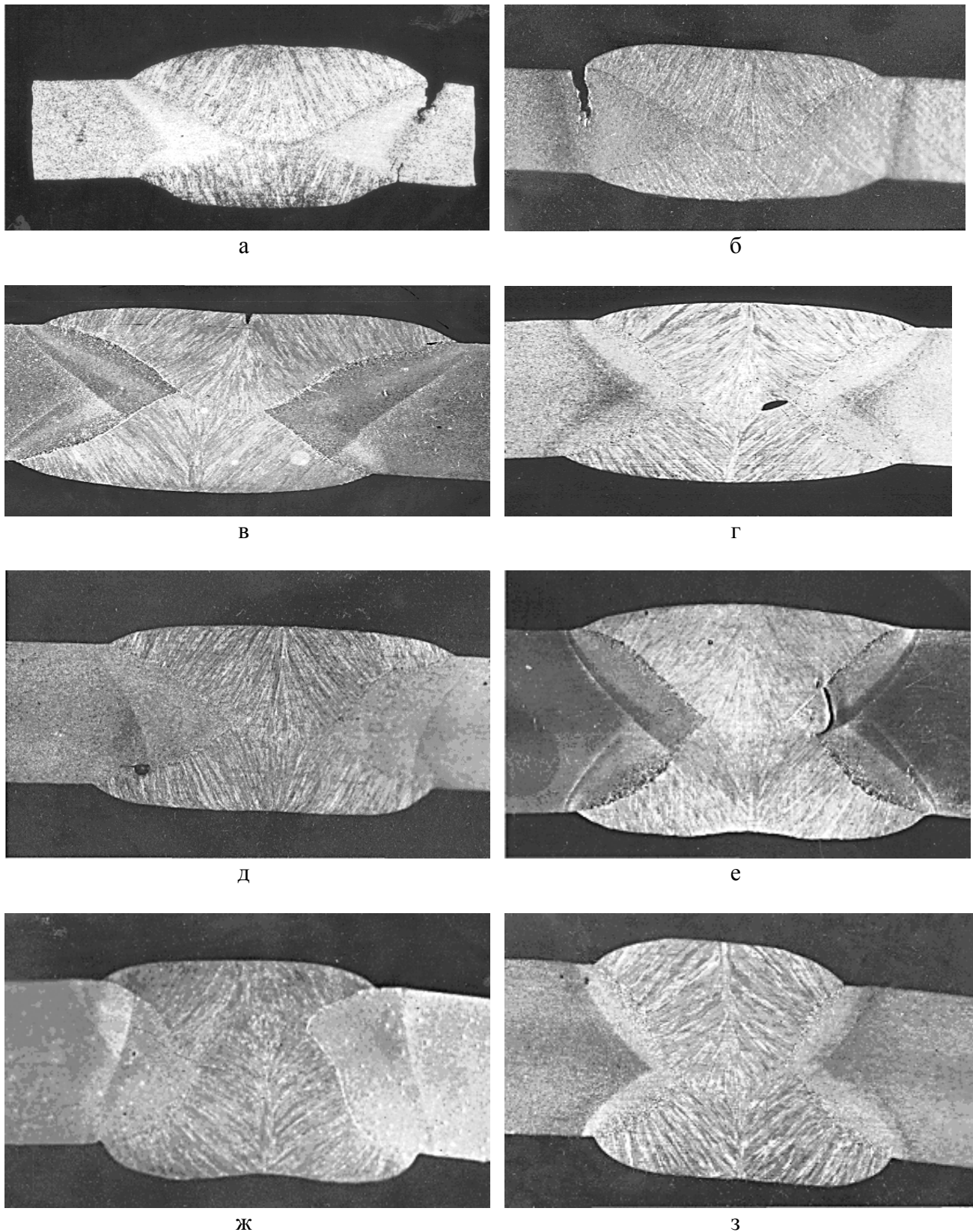


Рис. 1. Общий вид фрагментов участка сварного шва и переходной околошовной зоны на электросварных трубах большого диаметра производства Харцызского трубного завода

При этом среди наиболее часто встречающихся дефектов следует отметить:

- участок сварного шва характеризуется наличием ярко выраженной крупнозернистой литой структуры, весьма существенной в этом случае является и протяженность переходных околошовных зон (см. рис. 1);
- пониженный уровень прочности, повышенная хрупкость и наличие дополнительных концентраторов напряжений приводят к увеличению вероятности появления наружных микро, и макро – трещин в переходной околошовной зоне (см. рис. 1);
- наличие трещин и дефектов сплошности может иметь место и непосредственно в зоне сварного шва как на его наружной поверхности (см. рис. 1, в), так и внутри в плоскости сопряжения наружного и внутреннего швов (см. рис. 1, г);
- довольно высокой является вероятность появления и внутренних дефектов сплошности в переходной околошлаковой зоне, в том числе и на участках ее сопряжения непосредственно со сварным швом (см. рис. 1, д, е);
- в ряде случаев наблюдался ярко выраженный «пережег» основного металла заготовки, обуславливающий появление крупнозернистой структуры и в переходной околошлаковой зоне (см. рис. 1, ж, з).

В последующем полученные образцы (см. рис. 1) нагревали в электрической печи типа СНОЛ 162.0.0,8/9 М1 IP 20 № 47980 мощностью 2,5 кВт с выдержкой при температуре 900 °С в течении одного часа. По мере нагрева образцов на ручном гидравлическом прессе производили осадку наружных и внутренних усилений сварных швов. Сила осадки во всех случаях соответствовала 60 кН. Осаженные образцы охлаждали на воздухе, после чего производили зачистку торцевых поверхностей. Анализ полученных результатов показал, что, несмотря на заниженный уровень температур наличие пластических деформаций сварных швов не приводит к дополнительному дефектообразованию ни в переходных зонах, ни в зоне самого сварного шва. Более того, зона сварного шва стала более мелкозернистой и, несмотря на неполную величину степени пластической деформации (толщина сварного шва вследствие ограничений по силе не достигла толщины основного металла), во всех указанных случаях наблюдалась тенденция к «залечиванию», то есть к устранению как внутренних, так и наружных микро и макро дефектов сплошности.

Отмеченное, в своей совокупности и сочетании, подтверждает целесообразность широкого использования локальной термомеханической обработки сварных швов как при производстве электросварных труб большого диаметра, так и при производстве высокопрочных изделий самого различного назначения.

Имеющие своей целью уточнение исходных данных на проектирование соответствующего прокатного оборудования, а также для оценки степени достоверности полученных теоретических решений, экспериментальные исследования энергосиловых параметров процесса горячей прокатки сварных швов были проведены на промышленно-лабораторном стане 260/200 × 250 Донбасской государственной машиностроительной академии.

Прокатываемые образцы шириной и длиной 100 мм со сварным швом в центральной осевой зоне были вырезаны из электросварной прямошовной трубы диаметром 320 мм. Материал данных образцов в объеме экспериментальной партии 135 штук соответствовал стали 20, а их правку с целью достижения требуемой степени плоскостности производили на гидравлическом прессе.

Предварительный нагрев образцов до температуры 900°С производили в электрической печи СНОЛ 162.0.0,8/9М1 IP20 № 47980, а их последующую прокатку осуществляли на скорости 0,1 м/с. Исходная толщина сварного шва соответствовала 10 мм, а толщина заготовки на основном участке была эквивалентна 6 мм. Величиной абсолютного обжатия сварного шва варьировали в диапазоне 0,1...4,0 мм, при этом в случае максимального обжатия конечная деформированного металла была равна толщине основного участка.

Охлаждение прокатных образцов осуществляли на воздухе, а их последующие испытания производили в соответствии с общепринятой методикой [2] на экспериментальном оборудовании специализированной лаборатории Украинского научно-исследовательского института металлургического машиностроения (г. Славянск). Окончательную статистическую обработку полученных результатов осуществляли следуя методикой работы [3], а их обобщенный анализ позволил выявить следующие основные положения:

- с увеличением показателей абсолютного Δh и относительного обжатия ε сварных швов значения и силы P и момента M процесса горячей прокатки интенсивно возрастают, при этом их максимальные количественные оценки, достигающие, соответственно, $P_{\max} = 60...70 \text{ кН}$, $M_{\max} = 1,1...1,3 \text{ кНм}$, имели место при максимальных обжатиях сварных швов, когда их конечная толщина была эквивалентна толщине участка основного металла;

- момент процесса горячей прокатки между двумя рабочими валками был распределен неравномерно, при этом момент на рабочем валке со стороны наружного усиления сварного шва, имеющего большую высоту, превышал аналогичный показатель для рабочего валка со стороны внутреннего усиления на 20...40 %;

- с увеличением обжатия сварного шва имеет место снижение результирующей твердости его материала, при этом максимальная интенсивность указанного снижения соответствовала 10...20 %, относительное значение данного показателя при максимальных обжатиях всего на 5,0...8,0 % превысило твердость металла на основном участке, твердость же на переходном участке в околошовной зоне была в этом случае практически эквивалентной твердости основного участка;

- наряду со снижением твердости увеличение обжатий сварного шва обуславливает и одновременное повышение прочностных показателей, а так же увеличения общего бала зерна, что иллюстрировано на рис. 2.

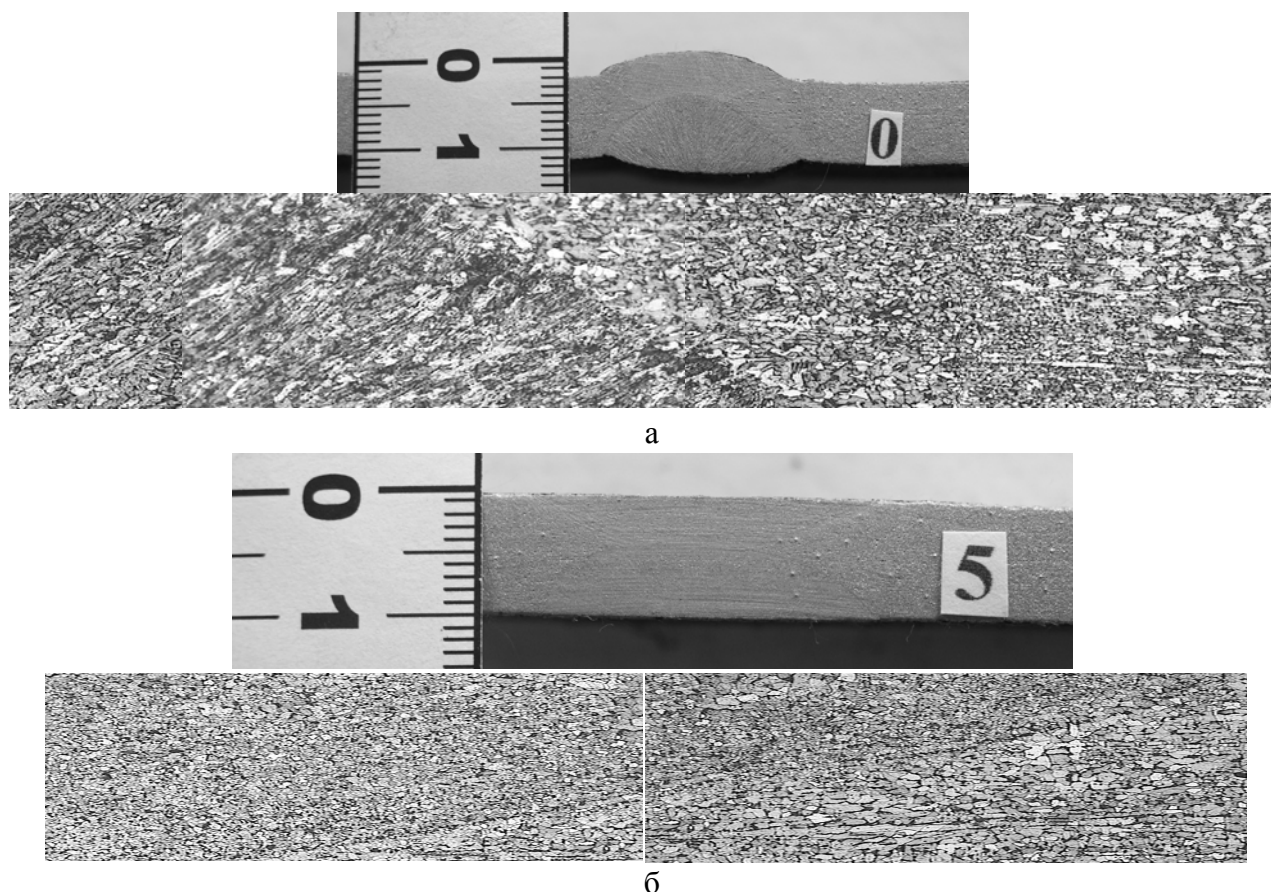


Рис. 2. Микроструктура участка сварного шва и околошовной зоны увеличение $\times 100$

Следует отметить что до ЛТМО (см. рис. 2, а) структура металла имела следующие свойства: балл зерна в зоне шва 6, $KCU = 128 \text{ Дж/см}^2$, в зоне сплавления 9–10, в зоне основного металла основной металла– 7, $KCU = 156 \text{ Дж/см}^2$

После ЛТМО (см. рис. 2, б) структура металла имела следующие свойства: балл зерна в зоне шва 10, $KCU = 156 \text{ Дж/см}^2$, в зоне основного металла основной металла 8–9, $KCU = 153 \text{ Дж/см}^2$

• в частности относительное увеличение предела прочности на разрыв σ_B при максимальных обжатиях составило 6...12 %, а абсолютное значение σ_B в этом случае соответствовало 93...96 % от аналогичного показателя для основного участка.

Касаясь сопоставительного анализа результатов теоретических [4, 5]. и проведенных экспериментальных исследований необходимо отметить, что среднее выборочное значение \bar{x} соотношения расчетных P_p и эмпирических P_e количественных оценок силы прокатки $x_i = P_{pi}/P_{ei}$ составило $\bar{x} = 1,03$, а доверительный интервал при доверительной вероятности 0,95 соответствовал: $0,98 < x_i < 1,08$. Аналогичные показатели для момента процесса горячей прокатки составили: $y_i = M_{pi}/M_{ei}$, $\bar{y} = 1,04$, $0,99 < y_i < 1,09$

ВЫВОДЫ

Проведенные исследования свидетельствует о достаточной степени достоверности полученных математических моделей и, как следствие, о возможности их использования как для уточнения исходных данных на проектирование, так и для разработки конкретных практических рекомендаций по совершенствованию технологий и оборудования локальной термомеханической обработки сварных швов с использованием процесса горячей прокатки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Производство электросварных газопроводных труб в ТЭЦ-2 Харьковского трубного завода. Технологическая инструкция ТИ№25201.018-86. – Харьковск : Минчермет УССР, Харьковский трубный завод.– 1986. – 116 с.
2. Золоторевский В. С. Механические испытания и свойства металлов / В. С. Золоторевский. – М.: Металлургия, 1974. – 303с.
3. Чекмарев А. П. Методы исследования процессов прокатки / А. П. Чекмарев., С. А. Ольдиевский. – М.: Металлургия, 1969. – 274 с.
4. Потапкин В. Ф. Технология, оборудование и методы расчёта процесса локальной термомеханической обработки сварных соединений на основе процесса горячей прокатки / В. Ф. Потапкин, А. В. Сатонин, А. Н. Кулик // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2001. – С. 462–466.
5. Сатонин А. В. Теоритическое исследование напряженно-деформированного состояния металла при локальной термомеханической обработке сварных швов / А. В. Сатонин, Ю. К. Доброносков, В. В. Тимченко // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2007. – С. 428–433.

Заблоцкий В. К. – д-р техн. наук, проф. ДГМА;
Доброносков Ю. К. – канд. техн. наук, доц. ДГМА;
Дмитриев С. А. – студент ДГМА;
Новоселов С. В.
Тимченко В. В.

ДГМА - Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск .

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

УДК 621.967.3: 621.98.04

Боровик П. В.
Луценко В. А.
Луцкий М. Б.

РАЗВИТИЕ МЕТОДИКИ РАСЧЕТА СИЛЫ РЕЗАНИЯ ТОЛСТЫХ ЛИСТОВ ДИСКОВЫМИ НОЖАМИ

Применительно к промышленному производству, с точки зрения снижения энергоемкости процесса и обеспечения максимальной пропускной способности участка резки на толстолистовых станах, наиболее эффективным является использование дисковых ножниц в совокупности с внедрением процесса горячей резки, что позволяет повысить технологические возможности существующего оборудования, за счет расширения сортамента разрезаемых листов [1, 2].

Учет особенностей реализации процесса горячей резки дисковыми ножами, а также специфики оборудования имеют важное практическое значение при определении энергосиловых показателей процесса и, как следствие, технологических возможностей толстолистовых дисковых ножниц.

Известные методики расчета при теоретическом анализе силы резания дисковыми ножами преимущественно исходят из допущения симметричного внедрения ножей в металл [3–5], что, как было показано в работе [6], не отвечает условиям продольной резки толстых листов на дисковых ножницах. Кроме того, при расчете не учитывается реальная форма режущего инструмента, а методики ориентированы на резку раскатов в холодном состоянии.

Целью работы является развитие методики расчета силы резания толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах, что позволит уточнить реальные технологические возможности оборудования за счет повышения точности производимых расчетов.

В основу полученной в рамках данной работы одномерной математической модели процесса резки дисковыми ножами было положено численное рекуррентное решение конечно-разностной формы статического равновесия по определению геометрических характеристик и энергосиловых параметров в рамках каждого отдельно выделенного элементарного объема очага резания.

Согласно принятой расчетной схеме (см. рис. 1) имеем очаг резания $ABCD$ протяженностью l_p , который может быть разделен на конечное множество выделенных элементарных объемов $abcd$ и зону отрыва, протяженностью l_o . Непосредственно левое AB и правое CD граничные сечения очага деформации были приняты параллельными вертикальной оси верхнего диска, исходя из допущения о прямолинейном горизонтальном движении листа. Исходя из геометрических соотношений, расстояние между входным сечением AB и вертикальной осью верхнего диска l_n , может быть определено как:

$$l_n = \sqrt{R^2 - (R - h - \delta_n)^2}, \quad (1)$$

где R – радиус дисковых ножей, которые в наиболее общем случае могут не соответствовать друг другу, однако в соответствии технологических требований к резке толстых листов они должны быть равны;

h – толщина разрезаемого листа;

δ_n – величина перекрытия дисков в вертикальной плоскости:

$$\delta_n = 2R - (2R + \delta) \cos \psi, \quad (2)$$

где δ – величина зазора между дисками в плоскости по оси ножей, которая наклонена под углом ψ .

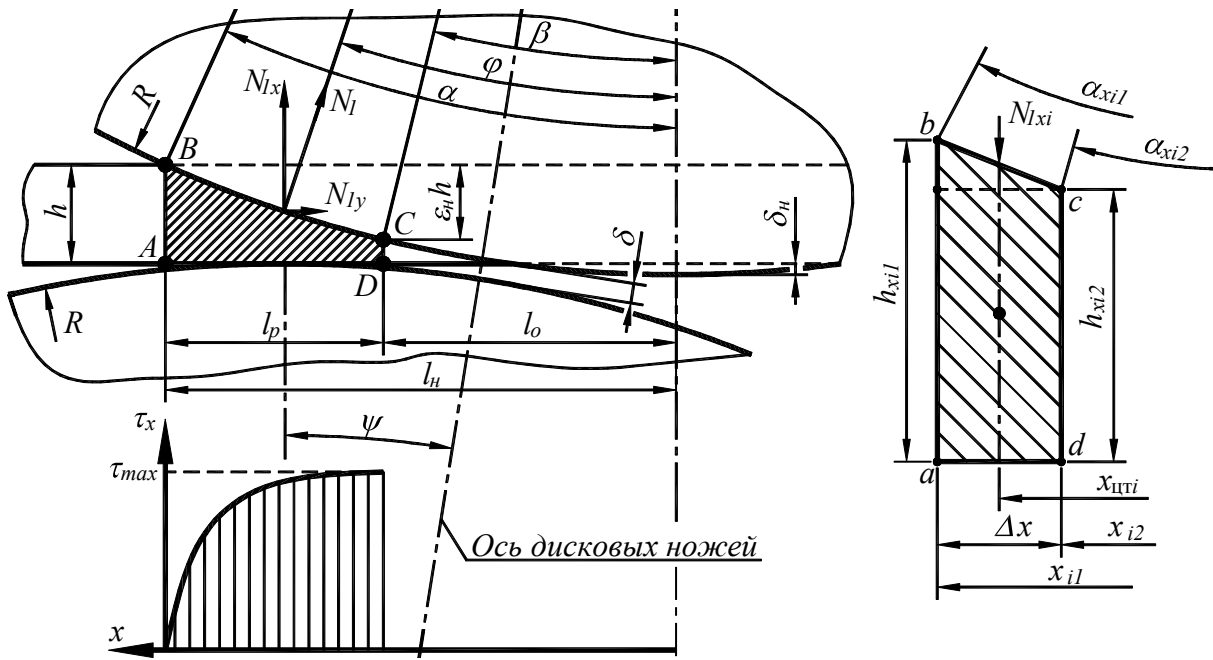


Рис. 1. Расчетная схема очага деформации и выделенного элементарного объема при резке дисковыми ножами толстого листа

Аналогично может быть определено расстояние между сечением скола *CD* и вертикальной осью верхнего диска:

$$l_o = \sqrt{R^2 - (R - h_0 - \delta_n)^2}, \tag{3}$$

где h_0 – толщина листа в сечении отрыва или разделения полосы, определяемая согласно рекомендациям работ [3, 4] как:

$$h_0 = h(1 - \varepsilon_n), \tag{4}$$

где ε_n – относительная величина надреза до скола, определяемая выражением $\varepsilon_n = 0,3 + 0,7(T - 400)/500$ для случая горячей резки при $400 \leq T \leq 900 \text{ }^\circ\text{C}$.

Исходя из известных значений геометрических характеристик можно определить значения углов захвата α и скола β для верхнего дискового ножа.

С целью дальнейшего решения выполним разбиение всей протяженности очага резания $l_p = l_n - l_o$ на конечное множество K_R элементарных объемов *abcd*, протяженностью каждого $\Delta x = l_p / K_R$, имеющих порядковые номера $i = 1 \dots K_R$. При этом геометрическая координата для правого, т. е. конечного граничного сегмента будет соотноситься с известной согласно используемой рекуррентной схеме геометрической координатой x_{i1} левого, т. е. начального граничного сечения как $x_{i2} = x_{i1} - \Delta x$.

При известных геометрических координатах x_{i1} и x_{i2} , откладываемых от вертикальной оси верхнего диска (см. рис. 1), могут быть определены толщины полосы для начального h_{xi1} и конечного h_{xi2} граничных сечений каждого отдельно выделенного элементарного объема очага резания, соответственно:

$$h_{xi1} = R[1 - \cos(\arcsin(x_{i1}/R))] - \delta_n \text{ и } h_{xi2} = R[1 - \cos(\arcsin(x_{i2}/R))] - \delta_n, \tag{5}$$

где α_{xi1} и α_{xi2} – текущие по длине очага резания значения углов контакта для соответственно начального и конечного граничных сечений каждого отдельно выделенного элементарного объема.

С учетом известного комплекса всех основных геометрических характеристик, а также исходя из допущения о кусочно-линейной аппроксимации контактной поверхности BC (см. рис. 1), площадь каждого отдельно выделенного элементарного объема $F_{xi} = F_{abcdi}$, может быть определена:

$$F_{xi} = \frac{h_{xi1} + h_{xi2}}{2} \Delta x, \quad (6)$$

а при известном текущем значении напряжения сопротивления срезу τ_{xi} элементарная вертикальная составляющая собственно силы резания, действующая в рамках данного элементарного объема равна:

$$N_{1yi}^p = \tau_{xi} F_{xi} = \tau_{xi} \frac{h_{xi1} + h_{xi2}}{2} \Delta x. \quad (7)$$

Для определения текущего значения сопротивления срезу τ_{xi} использовали известную [7] аналитическую зависимость истинного сопротивления срезу τ_x по длине очага деформации (см. рис. 1), при этом максимальное сопротивление резанию определяли выражением:

$$\tau_{\max} = 1,41 \sigma_b / (1,74 - \varepsilon_n), \quad (8)$$

где σ_b – предел прочности разрезаемого материала, значение которого для различных марок стали можно определить графически или из аналитической аппроксимации.

Осуществив численное интегрирование выражения (7), величину вертикальной силы резания, действующей на дисковый нож, можно определить как:

$$N_{1y}^p = \sum_{i=1}^{K_R} N_{1yi}^p = \sum_{i=1}^{K_R} \tau_{xi} F_{xi} = \sum_{i=1}^{K_R} \tau_{xi} \frac{h_{xi1} + h_{xi2}}{2} \Delta x, \quad (9)$$

или для нормальной силы собственно резания верхним ножом имеем:

$$N_1^p = \sum_{i=1}^{K_R} \frac{N_{1yi}^p}{\cos(\alpha_i)} = \sum_{i=1}^{K_R} \frac{\tau_{xi} F_{xi}}{\cos(\alpha_i)} = \sum_{i=1}^{K_R} \frac{\tau_{xi}}{\cos(\alpha_i)} \frac{h_{xi1} + h_{xi2}}{2} \Delta x, \quad (10)$$

где α_i – угол наклона контактной площадки элементарного объема с верхним ножом:

$$\alpha_i = (\alpha_{xi1} + \alpha_{xi2}) / 2. \quad (11)$$

В то же время, следует отметить, что процесс резки кромок толстых листов сопровождается изгибом отрезаемой кромки, что, в свою очередь, требует дополнительных энергозатрат. Для учета величины силы изгиба отрезаемой кромки следует применять [3] коэффициент z_1 , который зависит от относительной ширины отрезаемой кромки a/h , что для силы изгиба дает выражение вида:

$$N_{1y}^u = z_1 h^2 \sum_{i=1}^{K_R} \tau_{xi}. \quad (12)$$

При этом зависимость коэффициента z_1 от относительной ширины отрезаемой кромки a/h представляется графически [3]. С целью автоматизации вычислений данную зависимость можно представить в виде соответствующей аппроксимации:

$$z_1 = -0,0368 + 0,388a/h - 0,199(a/h)^2 + 0,0643(a/h)^3 - 0,0114(a/h)^4 + 0,00102(a/h)^5 - 3,62 \cdot 10^{-5}(a/h)^6. \quad (13)$$

Суммируя силы собственно резания и изгиба, окончательно получим выражение для полной силы резания:

$$N_{1y} = N_{1y}^p \left(1 + z_1 \frac{2h^2}{(l_n - l_o) \sum_{i=1}^{K_R} (h_{xi1} + h_{xi2})} \right) = \sum_{i=1}^{K_R} N_{1yi}^p \left(1 + z_1 \frac{2h^2}{(l_n - l_o)(h_{xi1} + h_{xi2})} \right). \quad (14)$$

Необходимо указать, что при выполнении практических расчетов величину силы резания следует умножать на коэффициенты $k_2 = 1,10 \dots 1,15$ и $k_3 = 1,10 \dots 1,25$, учитывающие соответственно, влияние затупления ножей и величины бокового зазора между ними.

В целом представленная совокупность аналитических описаний (1–14) является полным алгоритмом по одномерному численному математическому моделированию процесса резки толстых листов в горячем состоянии дисковыми ножами. При использовании рекуррентной схемы решения данной задачи принимали направление, соответствующее направлению перемещения разрезаемого листа, на основании чего в качестве начальных условий принимали:

$$x_{i1_{i=1}} = l_n \quad \text{и} \quad h_{xi1_{i=1}} = h. \quad (15)$$

В качестве условий связи при переходе от $i-20$ к $i+1$ элементарному объему, следуя логике разбиения и направлению рекуррентного решения, использовали очевидные геометрические соотношения вида:

$$x_{(i+1)1} = x_{i2} \quad \text{и} \quad h_{x(i+1)1} = h_{xi2}. \quad (16)$$

В качестве примера результатов численной реализации рассмотренной математической модели и соответствующих ей программных средств на рис. 2 представлены расчетные распределения относительной погрешности вычисления силы резания δN_1 в зависимости от используемого количества разбиений K_R очага резания. Данные расчеты выполнены применительно к резке полос из стали 16ГС, толщиной $h = 40$ мм, при температуре $T = 700^\circ\text{C}$, ширине отрезаемой кромки $a = 100$ мм, ножами диаметром $D = 1000$ мм. При этом за условно точное значение N_1 была принята количественная оценка, полученная при максимально большом количестве разбиений $K_{R\max} = 1000$.

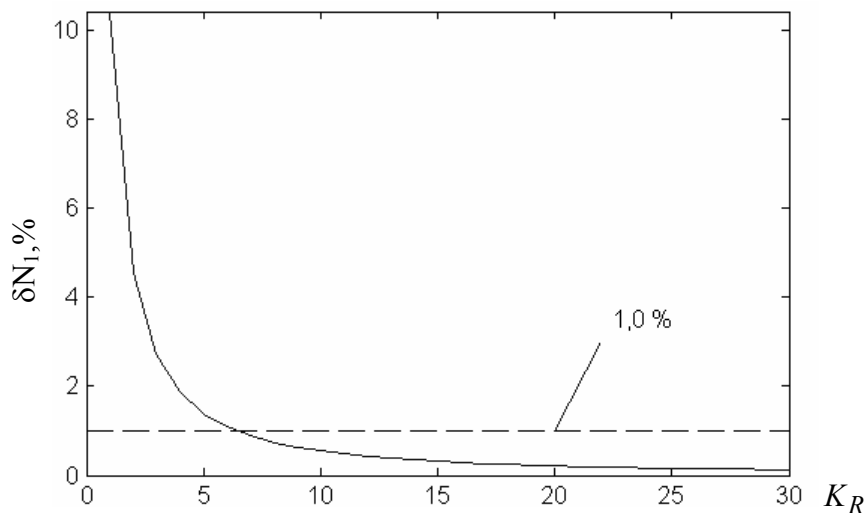


Рис. 2. Расчетные распределения относительной погрешности определения силы резания δN_1 в зависимости от используемого количества разбиений очага резания K_R по отношению к максимальному $K_R = 1000$ ($D = 1000$ мм, материал – сталь 16ГС, $T = 700^\circ\text{C}$, $h = 40$ мм, $a = 100$ мм)

Из анализа представленных результатов видно, что с увеличением количества разбиений относительная погрешность определения силы δN_1 снижается, причем максимальная интенсивность отмеченного снижения имеет место в диапазоне $K_R = 1 \dots 20$ (см. рис. 2). В частности, если при количестве разбиений $K_R = 1$ относительная погрешность δN_1 составила 10,44 %, то в случае $K_R = 20$ расчетное значение этого показателя не превысила 0,3 %.

Это, в свою очередь, свидетельствует о том, что с точки зрения обеспечения требуемой точности результатов расчета, при одновременном обеспечении рационального использования машинного времени ЭВМ необходимым и достаточным является использование количества разбиений $K_R = 20 \dots 50$, где большие значения указанного диапазона соответствуют большей протяженности рассматриваемого очага резания.

С целью сравнительной оценки разработанной методики расчета (рис. 3) с ранее известными, производили расчет силы резания по методикам А. А. Королева (I), В. В. Носаля и А. И. Целикова (II), С. М. Носенко (III), а также разработанной автором (IV). Расчетные распределения соответствующих величин представлены применительно к резке стали Ст3 толщиной $h = 40$ мм при температурах в диапазоне $T = 400 \dots 800^\circ\text{C}$, ширине отрезаемой кромки $a = 2h$, радиальном зазоре $\delta = 0,2h$, диаметре дисков ножей $D = 1000$ мм. Из анализа полученных результатов применительно к процессу горячей резки толстолистовых раскатов дисковыми ножами следует, что:

– наиболее грубой является методика А. А. Королева [4] поскольку не учитывает ширину отрезаемой кромки и тем самым дает значительно заниженные результаты по силе резания $N_{1y}/(k_2k_3)$;

– учитывая, что процесс резки толстых листов в горячем состоянии реализуется с отрицательным перекрытием ножей, то по мере роста температуры разрезаемого листа и, как следствие, увеличения относительного внедрения до скола ε_n согласно методикам А. А. Королева (I), а также В. В. Носаля и А. И. Целикова (II) при определенных температурах полное разделение разрезаемого металла становится невозможным, о чем свидетельствуют обрывы данных зависимостей при температуре $T \approx 730 \dots 750^\circ\text{C}$;

– учитывая, что известные методики В. В. Носаля и А. И. Целикова (II), а также С. М. Носенко (III) ориентированы на резку холодного металла можно наблюдать достаточно высокую степень сходимости значений силы резания $N_{1y}/(k_2k_3)$ при температуре $T \approx 400^\circ\text{C}$;

– в соответствии с разработанной методикой расчета получены большие значения силы резания при $T > 400^\circ\text{C}$, поскольку в отличие от известных методик расчета параметров процесса резки дисковыми ножами учтена зависимость распределения напряжения сопротивления срезу τ_x по длине очага резания.

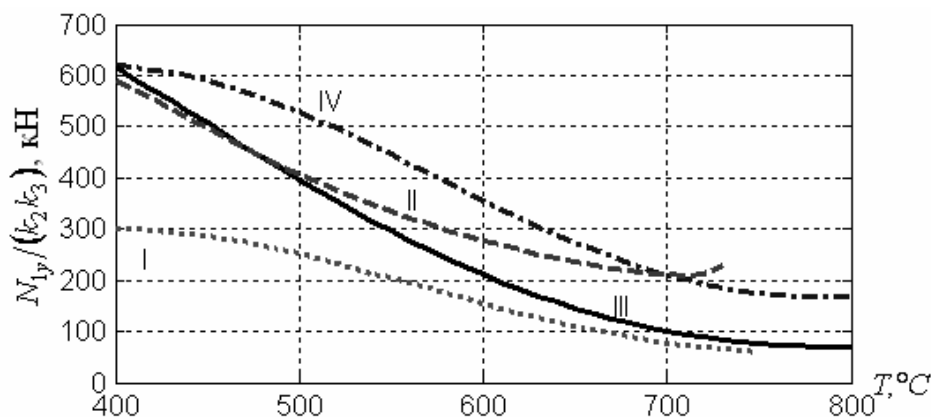


Рис. 3. Расчетные распределения приведенных значений вертикальной силы резания $N_{1y}/(k_2k_3)$ полученные по различным методикам

ВЫВОДЫ

Обобщая полученные результаты можно утверждать, что разработанная методика расчета силы резания толстых листов дисковыми ножами повышает точность производимых расчетов, что позволит уточнить реальные технологические возможности эксплуатируемого оборудования и повысить степень обоснованности проектно-конструкторских решений.

К основным преимуществам разработанной методики расчета по сравнению с известными относится следующее:

– учитывается реальная форма режущего инструмента за счет дискретного разбиения контактной поверхности дискового ножа;

– учитывается реальный характер распределения сопротивлений срезу по длине очага резания, а также механические свойства разрезаемого материала в зависимости от температуры реализации процесса.

– возможность использования алгоритма расчета при автоматизированном проектировании и анализе процесса резки толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах.

Результаты данной работы могут быть использованы при принятии проектно-конструкторских и технологических решений применительно к реализации процесса резки горячекатаных толстых листов дисковыми ножами, а также для дальнейшего развития методики расчета по определению энергосиловых параметров процесса.

ЛИТЕРАТУРА

1. Боровик П. В. Горячая порезка толстолистовых раскатов – основной резерв снижения энергоемкости процесса / П. В. Боровик, В. Н. Ульяницкий, В. С. Мумриенко // Сборник научных трудов: ДГМИ. – Алчевск, 1998. – Вып. 7. – С. 72–76.
2. Ульяницкий В. Н. Резервы снижения энергоемкости производства толстолистового проката / В. Н. Ульяницкий, П. В. Боровик // Вестник МАНЭБ. – СПб, 2000. – № 1(37). – С. 137–139.
3. Целиков А. И. Прокатные станы: учебник для вузов / А. И. Целиков, В. В. Смирнов. – М.: Металлургия, 1958. – 432 с.
4. Королев А. А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов / А. А. Королев. – М.: Металлургия, 1985. – 375 с.
5. Дунаевский В. И. К расчету энергосиловых параметров процесса резания дисковыми ножами / В. И. Дунаевский, А. В. Сатонин, А. С. Ткаченко // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1993. – № 9/10. – С. 73–75.
6. Носенко С. М. Исследование дисковых ножниц толстолистовых станов: автореф. дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук / С. М. Носенко. – Днепропетровск, 1966. – 23 с.
7. Дунаевский В. И. Численное математическое моделирование процесса резания дисковыми ножами / В. И. Дунаевский, А. Н. Бойденко, В. В. Нотченко // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: темат. сб. науч. тр. – Краматорск, 1998. – С. 26–30.

Боровик П. В. – ст. преп. ДонГТУ;

Луценко В. А. – д-р техн. наук, проф. ДонГТУ;

Луцкий М. Б. – канд. техн. наук, доц. ДонГТУ.

ДонГТУ – Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск.

E-mail: lutviktor@rambler.ru

УДК 621.979.134

Стеблюк В. И.
Савченко Д. Н.
Розов Ю. Г.

МЕТОДЫ УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ СПОСОБОВ РЕЗКИ ТРУБ НА КОРОТКИЕ ЗАГОТОВКИ

Известные методы безотходной резки тонкостенных труб на короткие заготовки являются энергозатратными и оптимальными по критерию «цена-качество». Используемые способы отрезки могут быть классифицированы как по различным технологическим параметрам производства изделия, так и по параметрам самого процесса отрезки [1].

Вне зависимости от того, как производится отрезка готового изделия или заготовки для дальнейшей обработки можно выделить две группы: резка заготовок с потерей металла на прорезной слой и резка заготовок без потерь металла на прорезной слой, т. е. резку сдвигом либо скручиванием.

К недостаткам методов безотходной резки поперечным сдвигом или кручением следует отнести невысокое качество отрезанных заготовок: неперпендикулярность поверхности сдвига оси заготовки, смятие поверхности при зажиме заготовок, искажение профиля заготовки при резке. Особенно заметными такие дефекты получаются при резке трубчатых заготовок с различным соотношением L/D и S/D .

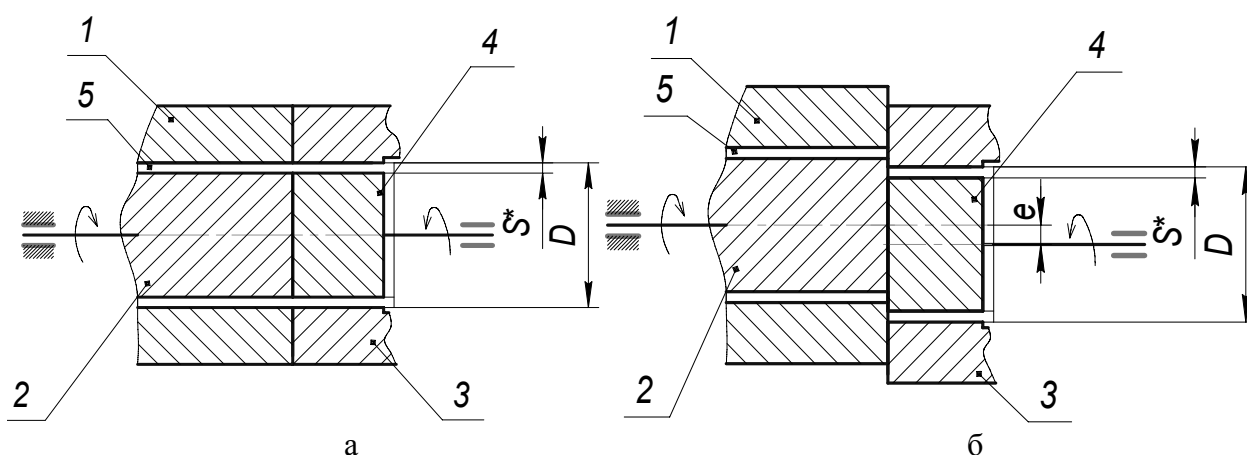


Рис. 1. Схема устройства для резки труб одновременным сдвигом и кручением:
а – исходное положение инструмента; б – положение инструмента после поворота на 180°

Целью данной работы является получение трубчатых заготовок с торцевой поверхностью максимально приближенной к плоскости, перпендикулярной ее оси, был предложен способ резки при одновременном действии крутящего момента и поперечного сдвига [2]. Сдвиг с одновременным кручением позволяет улучшить поверхность среза, повысить точность и производительность отрезки. При этом при определенных соотношениях кручения и сдвига очаг деформации охватывает не все поперечное сечение, начиная с противоположных участков контакта заготовки с инструментом, а как бы перемещается по периметру, что снижает мгновенное усилие резки. Благодаря этому удастся избежать смятия поверхности и искажения профиля отрезаемых заготовок, заметного отклонения поверхности среза от плоскости, перпендикулярной оси.

Устройство, позволяющее реализовать предложенный способ в общем случае, представляет две пары оправок-ножей, состоящих из соосно установленных наружных и внутренних оправок, зазор между которыми равен сумме максимальной толщины стенки трубы и несоосности ее внутреннего и наружного контура. При таком зазоре трубчатая заготовка

свободно перемещается между внутренними оправками 2, 4 и наружными обоймами 1, 3, когда их геометрические оси совпадают и оправки с соответствующими им обоймами прижаты торцами друг к другу (рис. 1). Оправки с обоймами могут поворачиваться относительно друг друга. Ось вращения одной из пар (рис. 1.) смещена относительно ее геометрической оси на величину эксцентриситета e и описывает при вращении поверхность кругового цилиндра диаметром $2e$. Левая пара при этом может вращаться в противоположную сторону или оставаться неподвижной (Для простоты примем ее неподвижной).

Разрезка трубы производится следующим образом.

При повороте правой оправки и обоймы относительно их смещенного центра вращения на внутренней и внешней поверхности трубчатой заготовки образуются справа и слева от вертикальной оси симметрии трубы (и пар оправка-обойма в их исходном положении) по два серповидных надреза (рис. 2.). При этом сопряженными режущими кромками для правых надрезов служат торцевые кромки внутренней подвижной оправки и наружной неподвижной обоймы, а для левых – кромки неподвижной оправки и подвижной (наружной) обоймы. Размеры и глубина надрезов зависит от угла поворота и эксцентриситета.

Вследствие защемления заготовки между каждой парой оправок и обойм при вращении одной из них возникает одновременно кручение отрезаемой части заготовки, что в конечном итоге приводит к ее отделению от трубы по линиям надреза.

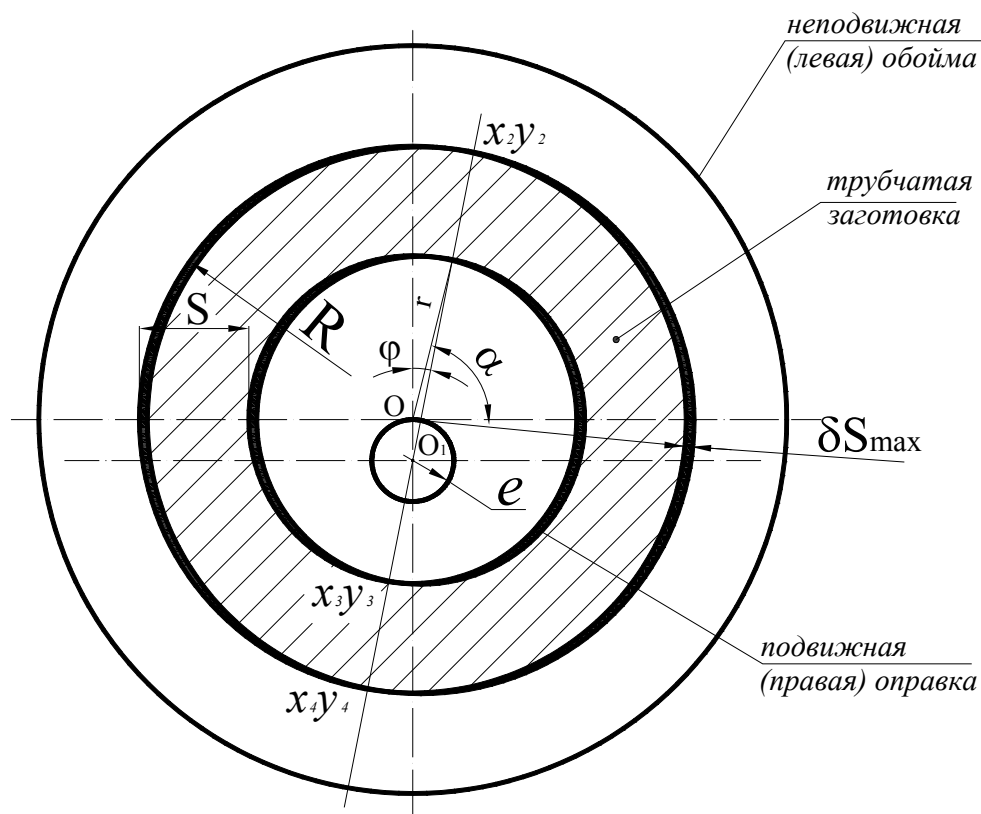


Рис. 2. Схема образования (формы и размеров) правых надрезов (S – толщина стенки трубы; δs – максимальная глубина надреза)

На рис. 2. показана схема образования одной пары надрезов при повороте на угол φ правой обоймы и оправки вокруг оси O_1 смещенной относительно геометрического центра O неподвижных левых оправки и обоймы (угол φ отсчитывается от вертикальной оси по часовой стрелке).

Координаты концов надрезов x_1y_1 , x_2y_2 и x_3y_3 , x_4y_4 можно вычислить, если установить связь между полярным углом φ (отсчитывается от горизонтальной оси ox против часовой стрелки).

Из геометрических соотношений (без учета зазора между трубой и оправками) можно установить такую зависимость:

$$\alpha = \frac{\pi - \varphi}{2} - \arccos \left(\frac{e \cdot \sin \frac{\varphi}{2}}{2r} \right). \quad (1)$$

Максимальная глубина надреза:

$$\delta_s = 2e \cdot \sin \frac{\varphi}{2}. \quad (2)$$

Зная координаты концов надреза и угол φ (а следовательно и α) можно подсчитать площадь надрезов и относительный сдвиг при известном эксцентриситете.

На рис. 3. Показана последовательность процесса резки трубчатой заготовки в описанной установке.

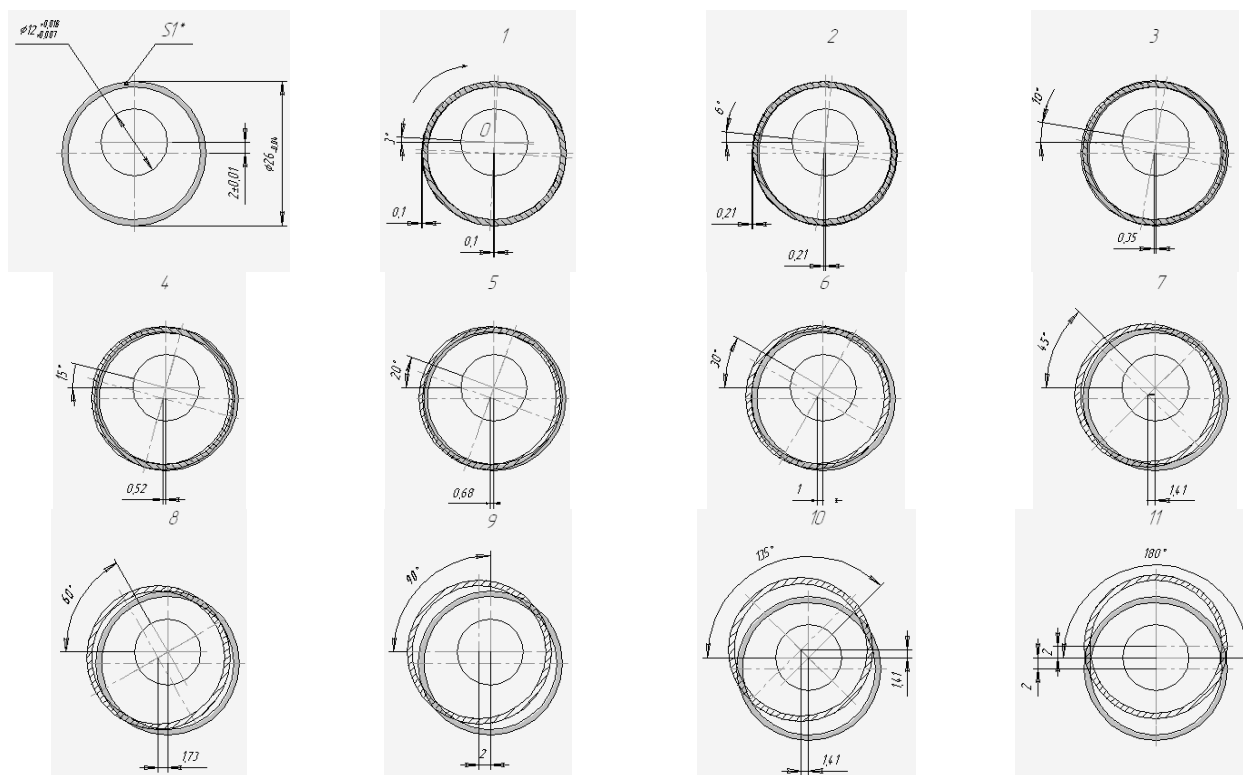


Рис. 3. Последовательность процесса резки трубчатой заготовки одновременным сдвигом и кручением

Для анализа и экспериментальной проверки напряженно-деформированного состояния при отрезке трубчатой заготовки описанным способом использовались заготовки из материала Сталь 10. Выбор заготовки для проведения лабораторных исследований был произведен по ГОСТ 8731-74 «Трубы стальные бесшовные горячедеформированные». Для проверки соответствия трубчатой заготовки $\text{Ø}26 \times 2$ ГОСТу были проведены испытания в металлографической лаборатории в соответствии с ГОСТ 10006-80 «Трубы металлические, методы испытания на растяжение» на универсальной испытательной машине типа УМ-5А.

Получена диаграмма зависимости механических свойств от степени деформации.

Также с помощью стилоскопа модели «Спектр СЛ-13» был проведен анализ химического состава заготовки. После проведения испытаний и определения механических характеристик образца произведено сравнение полученных данных и сделан вывод о том, что данный материал трубы соответствует материалу Сталь 10 (ГОСТ 8731-74).

Для определения наличия скручивания в зоне реза на трубчатую заготовку $\varnothing 26 \times 2$ в лабораторных условиях была нанесена координатная сетка 3×3 (отпечаток ромбической формы) с помощью прибора для измерения твердости металлов и сплавов по методу Виккерса модели ТП-7Р-I.

После проведения резки детали (по описанной ранее схеме) на машине для испытания образцов из металла на кручение крутящим моментом до 500 Н/м модели КМ-50-1 определен экспериментальным путем крутящий момент, который составляет $M = 172 \dots 176$ Н/м. Проведя серию опытов на деталях из таких материалов как алюминий АД12, латунь Л63, сталь 10, с относительной толщиной стенки S/D (1,5–7,7 %) и разным соотношением L/D (100–230 %) произведен анализ полученных данных для оценки эффективности избранной методики.

Выяснилось, что разрезка трубы на устройстве с кинематикой движения описанного выше не позволяет получить отрезанную заготовку высокого качества.

Далее было предложено изменение конструкции оси, соединяющей оправки, с целью изменения кинематики движения режущих элементов. Ось, в данном случае, выполнялась в виде эксцентрика. При первоначальном повороте левой оправки происходит одновременный сдвиг и кручение режущих элементов правой части приспособления. При увеличении угла поворота в работу вступает эксцентриситет оси и этим увеличится влияние кручения на процесс отделения. При проведении эксперимента был получен положительный результат, который заключается в наличии незначительного скола на отрезанной заготовке только в одном месте, что свидетельствует о правильности выбранной конструкции.

ВЫВОДЫ

Чтобы выяснить, какими должны быть оптимальные параметры и кинематика инструмента, обеспечивающего необходимое качество реза при различной относительной толщине и длине заготовки, необходимо провести более глубокие исследования напряженно-деформируемого состояния заготовок и выполнить некоторые конструктивно-технологические разработки, в частности, предполагается изменить конструкцию эксцентриковой оси, соединяющей оправки, чтобы не только увеличить кручение, но и изменить направление сдвига в процессе резки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Соловцев С. С. *Безотходная разрезка сортового проката в штампах* / С. С. Соловцев. – М.: Машиностроение, 1985. – 176 с.
2. А. с. № 50653 А В23D21/00 *Спосіб різання труб на короткі заготовки* / Ю. Г. Розов, Д. М. Савченко. – Херсонський державний технічний університет, 15.10.2002 р, Бюл. № 10.

Стеблюк В. И. – д-р техн. наук, проф. НТУУ «КПИ»;

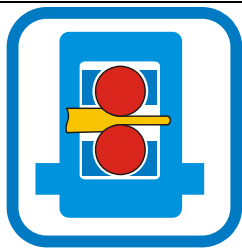
Савченко Д. Н. – аспирант НТУУ «КПИ»;

Розов Ю. Г. – канд. техн. наук, доц. ХНТУ.

ХНТУ – Херсонский национальный технический университет, г. Херсон;

НТУУ «КПИ» – Национальный технический университет Украины «Киевский Политехнический Институт», г. Киев.

E-mail: k_OMD@ukr.net



РАЗДЕЛ III ОБОРУДОВАНИЕ И ОСНАСТКА ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

УДК 621.979.134.048.8

Роганов М. Л.

КРИВОШИПНЫЕ ПРЕССЫ С ПЕРЕМЕННОЙ В ПРОЦЕССЕ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЗАКРЫТОЙ ВЫСОТОЙ ПРЕССА

Кривошипные прессы (КП) наиболее широко распространенное кузнечно-прессовое оборудование (КПО) для обработки материалов давлением (ОМД). КП характеризуются наличием жестких кинематических связей между всеми двигающимися частями прессы, исключением зависимости скорости движения рабочего инструмента от свойств обрабатываемого материала в любой момент времени, наличием двух крайних фиксированных положений ползуна, в которых его скорость равна нулю. Последнее свойство кривошипных прессов совместно с параметрами его высокой жесткости и быстроходности позволяют получать заготовки точные по высотным размерам, с малыми припусками и с высокой производительностью. Переход на рыночную систему экономики привел к уменьшению серийности производства заготовок, увеличению разнообразия их форм, необходимости оперативной перестройки производства, повышению требований к универсальности КПО. Последнее свойство означает актуальную потребность в расширении технологических возможностей КПО и в частности КП.

Традиционная штамповка на КП позволяет за один ход ползуна получить только одну высоту заготовки, то есть деформировать ее на постоянную величину [1]. Для увеличения величины деформации заготовки по высоте ее штампуют за несколько последовательных ходов и перед каждым ходом переключают на новую позицию (ручей) в штампе. При этом учитывается, что наибольшую силу деформирования F_H пресс развивает на малых углах α_p поворота эксцентрикового вала при отсчете от нижнего фиксированного положения ползуна (здесь $\alpha_p = 0$, $F_H = \max$) желательна позиция (ручей) штамповки с максимальной силой располагать на оси прессы. При штамповке заготовки в новых позициях возникает эксцентричное нагружение деталей прессы, что негативно сказывается на их надежности и точности штамповки [2]. Величину деформации заготовки на одной позиции предварительно настраивают механизмом регулировки закрытой высоты (ЗВ) КП. В случае ошибки при настройке ЗВ происходит либо недоштамповка заготовки, либо наоборот чрезмерная ее деформация, что часто приводит к заклиниванию КП, к простоям и экономическим потерям (например, разрезка штампов автогеном). Вышеперечисленные негативные явления (ограниченность выполняемых техпроцессов ОМД, появление деформирующей силы на больших углах α_p , возможность заклинивания, эксцентричное нагружение, перегрузка деталей КП) можно свести к минимуму, если изменение закрытой высоты штампового пространства КП проводить одновременно с ходом ползуна.

Целью статьи является расширение перечня технологических операций ОМД, которые можно выполнять на КП. Такая задача может быть решена, если обеспечить кинематическую связь ползуна КП с механизмом регулировки закрытой высоты КП. Кинематическая связь ползуна и механизма регулировки ЗВ КП позволяет набирать большую величину деформации заготовки путем ее дробления между последовательными ходами КП, на малых

углах поворота α_p и на одной позиции, наиболее предпочтительной по условию нагружения пресса, на его оси. Изменение ЗВ происходит на холостом ходу ползуна (ход приближения и возвратный ход). Во время рабочего хода (угол поворота эксцентрикового вала – α_p) привод механизма регулировки будет упруго деформироваться (двигатель не выключается), возможно введение в него предохранительного устройства – упругой или фрикционной муфты. Время перегрузки механизма равно времени поворота эксцентрикового вала на угол α_p и составляет около 0,1 с для самых тихоходных прессов. Возможно устанавливать для привода МРЗВ пресса электродвигатель постоянного тока.

Для расширения универсальности КП, обеспечения выполнения на них большинства технологических операций ОМД, разработан КП с гидроцилиндром привода клинового стола и кинематической связью ползуна с этим гидроцилиндром [3]. Схема КП с кинематической (гидравлической) связью ползуна и стола представлена на рис. 1. Пресс состоит из: силовой рамы (станины) 1, кривошипного вала 2, шатуна 3, ползуна 4, верхнего бойка (полуштампа) 5, нижнего бойка (полуштампа) 6, подвижного стола 7, клина 8, гидроцилиндра 9, золотника 10, цилиндра подъемного стола 11, винта 12, упоров регулируемых 13, цилиндра возвратного стола 14, опоры 15, бака 16, обратных клапанов 17, гидролинии 18, предохранительного клапана 19 и заготовки 20.

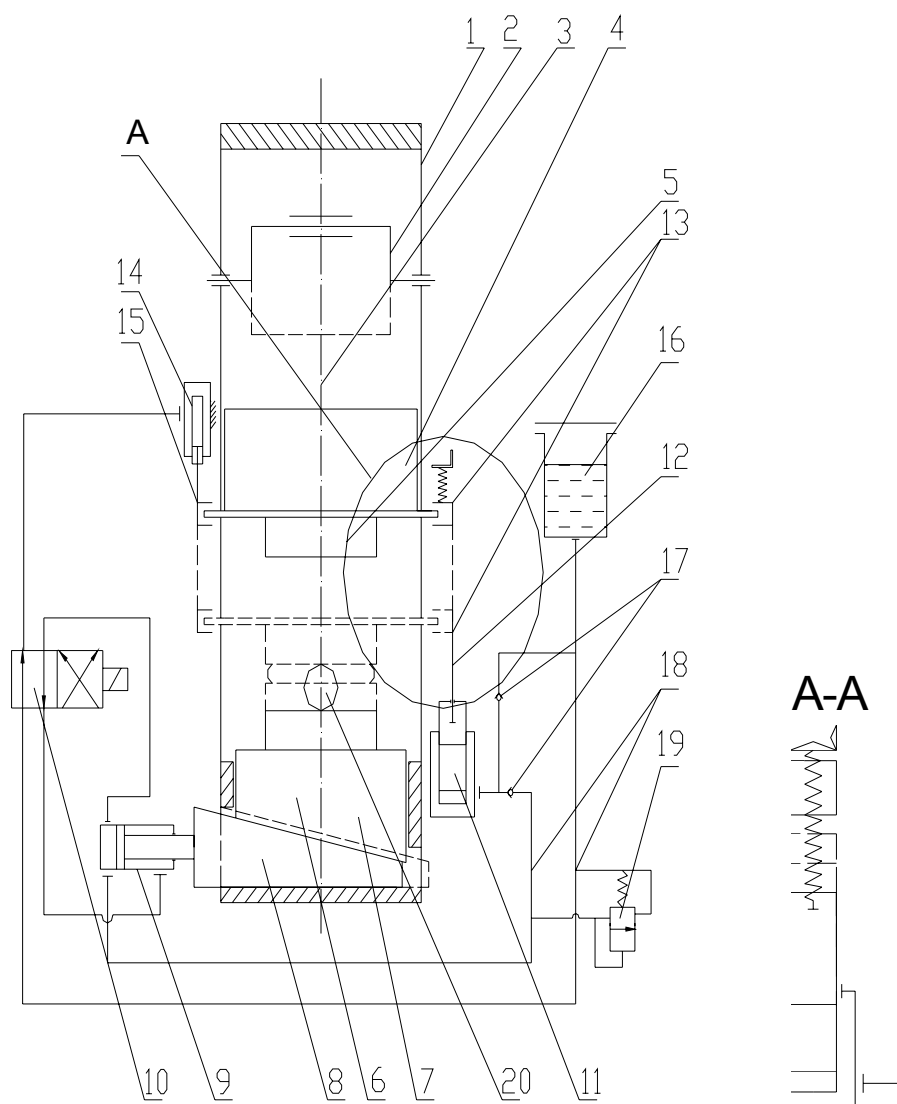


Рис. 1. Схема кривошипного пресса с кинематической (гидравлической) связью ползуна и стола

Работа пресса. При вращении кривошипного вала 2 шатун 3 перемещает ползун 4 с закрепленным бойком 5, который за один оборот занимает нижнее фиксированное положение (н. ф. п.) и верхнее фиксированное положение (в.ф.п.). Высота заготовки 20 после деформации за один ход ползуна 4 будет равна расстоянию между верхней поверхностью нижнего бойка 6 и нижней поверхностью верхнего бойка 5 при его нахождении в н.ф.п. (без учета упругой деформации пресса). Если при втором ходе приближения вниз ползуна 4 до касания бойка 5 с заготовкой 20 обеспечить дозированный подъем вверх нижнего бойка 6, то в конце хода ползуна 4 произойдет деформация заготовки 20 бойком 5 на величину подъема бойка 6. Последовательными ходами бойка 5 и подъемами бойка 6 можно довести общую деформацию заготовки 20 на заданную величину. Устройство для дозирования высоты подъема бойка 6 включает позиции 7...19 и работает следующим образом. При ходе ползуна 4 вниз он нажимает на нижний упор 13 и через винт 12 воздействует на плунжер цилиндра 11, выдавливая из него рабочую жидкость гидролинии 17 в поршневую полость гидроцилиндра 9, при этом золотник 10 находится в положении 1, соединяя поршневую и штоковую полости гидроцилиндра 9 между собой, а полость цилиндра 14 со сливным баком 16. Шток гидроцилиндра 9 воздействует на клин 8, который поднимает стол 7 и боек 6 с заготовкой 20 на величину, определяемую настройкой положения упоров 13 относительно ползуна 4, что выполняется винтом 12 (при настройке пресса перед циклом деформации заготовки). При ходе ползуна вверх с помощью верхнего упора 13 плунжер цилиндра 11 возвращается в верхнее положение, подсасывая необходимую для следующего хода жидкость из бака 16 через обратный клапан 17. После начала деформации заготовки 20 и до н.ф.п. ползуна стол 7, клин 8 и шток цилиндра 9 неподвижны, поскольку угол клина 8 и стола 7 самотормозящий ($>7^\circ$), а жидкость на ходе деформации сбрасывается на слив через предохранительный клапан 19. При ходе ползуна вверх и вниз жидкость из цилиндра 14 через золотник 10 (положение 1) перетекает в сливной бак 16 и обратно. После выполнения заданного числа рабочих ходов включается электромагнит Э1 золотника 10 и переводит его в положение 2, при этом поршневая полость гидроцилиндра 9 соединяется со сливным баком 16, а штоковая полость с цилиндром 14, который вытесняя жидкость из своей полости при ходе ползуна вверх подает ее в штоковую полость цилиндра 1, обеспечивая возврат клина 8, стола 7 и нижнего бойка 6 с деформированной заготовкой 20 в исходное положение. Пресс готов к следующему циклу деформирования.

Такой пресс эффективен при операциях свободнойковки. Работая в режиме автоматических ходов, он позволяет с высокой точностью и большим усилием получать заданный размер поковки. На операциях штамповки также значительно расширяются технологические возможности пресса. Например, при выдавливании стержней за счет дробности деформации можно получать стержни большей длины, чем за один рабочий ход. При радиальном выдавливании появляется возможность постоянного заполнения боковых полостей штампа деформируемым металлом. Регулировкой клапана 19 давления жидкости при деформации заготовки и подбором рабочих площадей цилиндров 11 и 9 можно обеспечить встречное движение бойка 6 к бойку 5 при ходе деформации заготовки 20, что необходимо при сложных операциях продольно-поперечного выдавливания для получения сплошных по форме заготовок.

Был проведен эксперимент на прессе мод. К2118Б, который имеет параметры: номинальное усилие – $P_n = 0,063$ МН; мощность электродвигателя – $N_n = 0,75$ кВт; ход ползуна – 35 мм.

Для проведения эксперимента была разработана, изготовлена и испытана специальное экспериментальное устройство. Проводилась прошивка отверстия $\varnothing 12$ мм в дюралюминиевой заготовке из сплава Д1, высотой 35 мм, прошитой за 11 ходов пресса. Расчетный ход деформации при силе равной $P_n = 0,063$ МН составлял 3,18 мм. За 11 последовательных ходов заготовка была прошита. Следует отметить, что превышение хода прошивки в дюралюминиевой заготовке приводило к заклиниванию пресса. Фото разрезанной заготовки со следами дробной деформации прошивки представлено на рис. 2.



Рис. 2. Заготовка из дюралюминиевого сплава со следами дробной деформации, проштампанная за 11 ходов пресса

ВЫВОДЫ

Предложена новая конструктивная схема изменения закрытой высоты кривошипного пресса, в котором привод стола кинематически связан с ползуном в виде гидравлически соединенных гидроцилиндров. Такой пресс позволяет выполнять новые технологические операции ОМД, которые ранее на кривошипных прессах не выполнялись, например: свободнойковки, штамповка в одном ручье с дозированной деформацией заготовки за каждый ход, вытяжки и выдавливания с дробной (по частям) последовательной деформацией вдоль и поперек оси заготовки, прошивать длинные отверстия, для которых требуется значительно больший по силе пресс и т.д., причем на этих операциях сила пресса действует по оси пресса без эксцентриситета. В целом предложенная схема кривошипного пресса расширяет его технологические и технические возможности, позволяет технологам планировать более разнообразные технологические процессы на КП, используя его известные преимущества – высокую точность и производительность.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рей Р. И. Кузнечно-прессовое оборудование. Прессы кривошипные / Р. И. Рей, С. С. Монаховский. – Луганск: ВНУ, 2000. – С. 115–120.
2. Линц В. П. Кузнечно-прессовое оборудование и его наладка / В. П. Линц, Л. Ю. Максимов. – М.: Высшая школа, 1988. – 286 с.
3. Патент 65718А Украина, МПК 7 В30В1/26. Кривошипный прес / Роганов М. Л.; № 2003031964; Заявлено 05.03.05.; Опубл. 15.04.04, Бюл. № 4.

Роганов М. Л. – канд. техн. наук, доц., директор ИПКПК, г. Краматорск.

ИПКПК – Институт повышения квалификации и переподготовки кадров, г. Краматорск.

E-mail: mto@dgma.donetsk.ua

УДК 621.98

Балалаева Е. Ю.
Кухарь В. В.**ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕФОРМАЦИИ КОЛЬЦЕВОГО УПРУГОГО КОМПЕНСАТОРА ПРИ РАБОТЕ СИСТЕМЫ «ПРЕСС-ШТАМП» С ПЕРЕКОСАМИ ПОЛЗУНА**

Большая часть парка прессового оборудования, эксплуатируемого на отечественных предприятиях, физически устарела. В результате износа работа кривошипных прессов сопровождается появлением погрешностей в системе «пресс-штамп» [1], которые тем больше, чем больше технологические усилия операций. Погрешности направления ползуна приводят к возникновению паразитных нагрузок. Следствием этого является ухудшение качества изделий и несоответствие их исходным чертежам, повышенный износ и поломки направляющих и рабочих частей штампа, увеличение уровня производственного шума и вибраций.

Для предотвращения поломок элементов прессового оборудования главным образом применяют специальные конструкции узлов, повышающие стойкость деформирующей системы, разрабатывают методики рационального проектирования инструмента, конструкций пресс-шайб и рабочих матриц [2]. Однако основной упор делается на упрочнение изнашиваемых элементов и ликвидацию эксплуатационных последствий [3, 4].

Уменьшения перекосов, возникающих в системе «пресс-штамп», достигают путем внедрения дополнительных компенсирующих элементов. Примером такого устройства является компенсатор погрешностей неперпендикулярности оси отверстия под хвостовик к опорной поверхности стола, суть конструкции которого изложена в работах [5, 6].

В качестве используемых упругих элементов наибольшее распространение получили пластины из полиуретана [7–10], который сохраняет стабильные характеристики жесткости на протяжении 7·10⁶ циклов нагружения сжатия при степени осадки, не превышающей 20–30 %. Компенсаторы могут быть выполнены с переменной жесткостью по ширине и длине.

Рассматриваемый компенсатор [10] выполнен в виде полиуретанового кольца, устанавливаемого между опорными поверхностями ползуна и верхней штамповой плиты с надеванием на хвостовик. Кольцевая форма обусловлена минимальными деформациями сжатия центральной осевой части компенсатора и максимальными деформациями на периферии при перекосах опорных поверхностей ползуна относительно верхней плиты штампа.

Свойства полиуретана, в частности коэффициент Пуассона, близки к свойствам металла в пластическом состоянии [11, 12], что позволяет провести аналогию с исследованиями осадки полых металлических заготовок, изложенными в источниках [13–16]. Приведенные методики расчета предназначены для оценки деформированного состояния кольцевой заготовки при равномерной осадке по высоте. С данной точки зрения целесообразно провести аналоговое математическое моделирование изменения формы компенсатора после осадки с учетом неравномерности деформации по высоте, возникающей в результате перекоса ползуна при технологических нагрузках пресса.

Целью данной статьи является разработка математической модели и исследование деформаций кольцевого полиуретанового компенсатора для определения его конструктивных характеристик в условиях работы системы «пресс-штамп» с перекосами ползуна.

В промышленных и лабораторных условиях использовали полиуретановые пластины марки СКУ-ПФЛ-100. Предварительно были проведены испытания образцов из полиуретана различной формы на сжатие. Пример зависимости давления сжатия полиуретана q от степени осадки ε представлен в виде графика, изображенного на рис. 1. В пределах 30 % деформации осадки получено аналитическое выражение с показателем достоверности аппроксимации $R^2 = 0,9$, описывающее связь между q и ε , что приведено на рис. 1. При обработке опытных данных значение давления сжатия q вычисляли по формуле (1):

$$q = P/F, \quad (1)$$

где P – сила деформирования, F – площадь компенсатора.

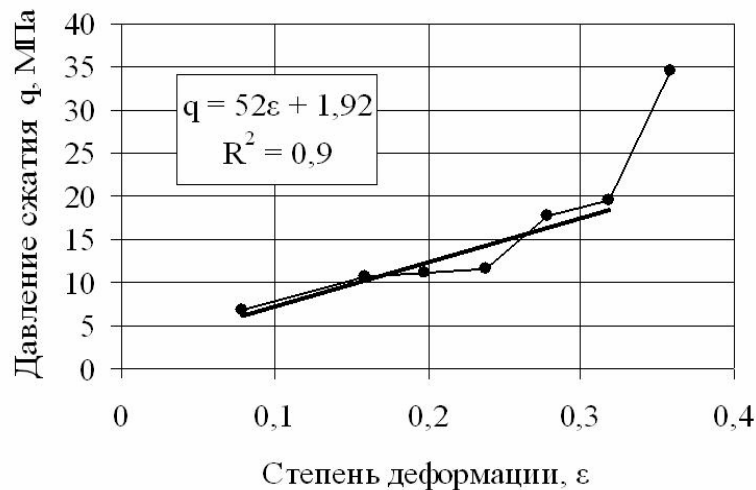


Рис. 1. График зависимости давления сжатия полиуретана от степени осадки

Рассматривали кольцевой полиуретановый элемент (рис. 2) наружным радиусом R , внутренним радиусом R_n и высотой H_0 . Причем в конструкцию были введены следующие ограничения: внешний радиус должен быть меньше ширины штамповой плиты ($R < B_{ш}$), внутренний радиус – больше радиуса хвостовика для листоштамповочных прессов ($r_{хв} < R_n$), а высота компенсатора не должна превышать $1/3$ штампового пространства ($H_0 \leq H_{шп}/3$). Опорную площадь компенсатора определяли как $F = \pi \cdot (R^2 - R_n^2)/4$.

Перекося ползуна на угол φ обуславливает неравномерность деформации кольцевого компенсатора по высоте (рис. 2, б). Причем максимальный угол отклонения не должен превышать $\varphi \leq \arctg(H_0/2R)$.

Среднее значение высоты компенсатора h_3 после осадки рассчитывали по формуле:

$$h_3 = N_1 O_1 = H_0 (1 - \varepsilon_{cp}), \quad (2)$$

где ε_{cp} – средняя степень деформации компенсатора, определяемая по зависимости рис. 1 для заданного технологического усилия P .

Максимальную высоту деформируемого упругого элемента определяли как:

$$h_1 = A_1 B_1 = N_1 O_1 + B_1 E_1 = h_3 + R \cdot \tg \varphi, \quad (3)$$

а минимальную высоту:

$$h_2 = C_1 B_1 = N_1 O_1 - B_1 E_1 = h_3 - R \cdot \tg \varphi. \quad (4)$$

Осадка полиуретанового кольцевого компенсатора сопровождается одновременным увеличением наружного радиуса R и уменьшением внутреннего радиуса R_n . При этом нейтральной границей течения металла является поверхность, определяемая радиусом R_k . Контактное касательное напряжение τ в точках с радиусом R_k равно нулю. При этом его среднюю величину определяли согласно рекомендациям [13]:

$$\tau = \psi \tau_s; \quad \tau_s = q/\sqrt{3}; \quad \psi = \mu + \frac{1}{8} \cdot \frac{(R - R_n)}{H_0} \cdot (1 - \mu) \cdot \sqrt{\mu}, \quad (5)$$

где μ – коэффициент трения.

Рассматривали приращение внешнего радиуса ΔR и внутреннего радиуса ΔR_n в четырех характерных точках 1, 2, 3, 4 и 1', 2', 3', 4' соответственно (см. рис. 2). Пренебрегая сдвиговыми деформациями компенсатора, имеем: $\Delta R_3 = \Delta R_4$ и $\Delta R_{n3} = \Delta R_{n4}$. Исходя из принятых допущений, рассмотрим только три характерных точки. Таким образом, изменение радиусов в i -ой точке ($i = [1;3]$) без учета бочкообразности можно вычислить, зная положение критической поверхности R_k [13]:

$$R_{k_i} = R_n \cdot \left(0,24 \cdot (R - R_n) + \psi \cdot \frac{R}{h_i} \cdot (R + R_n) \right) / \left(0,6 \cdot (R - R_n) + 2\psi \cdot \frac{R}{h_i} \cdot R_n \right). \quad (6)$$

Соответственно, изменение внешнего радиуса ΔR в i -ой точке вычисляют как [13]:

$$\Delta R_i = \frac{1}{2} \cdot R \cdot \frac{H_0 - h_i}{H_0} \cdot \left(1 - \frac{R_{k_i}^2}{R^2} \right), \quad (7)$$

а внутреннего радиуса ΔR_{ni} :

$$\Delta R_{ni} = \frac{1}{2} \cdot R \cdot \frac{H_0 - h_i}{H_0} \cdot \frac{\left[\frac{R_{k_i}^2}{R^2} - \left(1 - \frac{R - R_n}{R} \right)^2 \right]}{\left(1 - \frac{R - R_n}{R} \right)}. \quad (8)$$

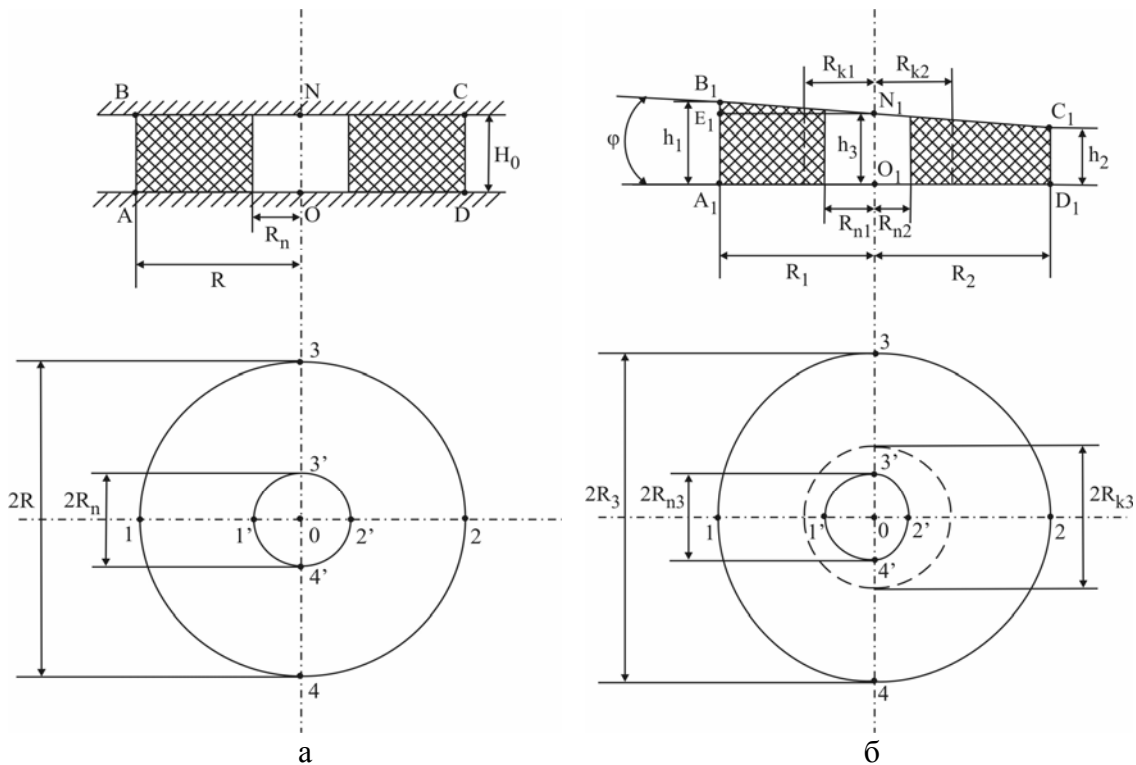


Рис. 2. Кольцевой упругий компенсатор до осадки (а) и после осадки с учетом неравномерности деформации по высоте (б)

При осадке с учетом бочкообразности, для более точного определения размеров кольцевого упругого элемента с учетом различий его радиусов по высоте, были также опробованы формулы, рекомендуемые источником [13]. При этом радиус критической поверхности R_k вычисляли как:

$$R_{k_i} = R_n \cdot \sqrt{\frac{R^2 - R_n^2}{1,15 \cdot (R + R_n)^2 \cdot \lg\left(\frac{R}{R_n}\right) + 0,4 \cdot \frac{h_i^2}{R_i^2} \cdot (R^2 - R_n^2)}}. \quad (9)$$

Однако предварительные расчеты, проводимые по формулам (6) и (9), показали существенные различия, что потребовало уточнения вывода зависимости R_k для определения размеров кольцевого элемента с учетом бочкообразности:

$$R_{k_i} = 63,25 \cdot \sqrt{\frac{R^2 \cdot R_n^2 \cdot (R^2 - R_n^2)}{8000 \cdot R^2 \cdot R_n^2 \cdot \ln\left(\frac{R}{R_n}\right) + 1599 \cdot h_i^2 \cdot (R^2 - R_n^2)}}. \quad (10)$$

Таким образом, изменение внешнего радиуса ΔR в i -ой точке вычисляли как [13]:

$$\Delta R_i = \frac{3}{8} \cdot R \cdot \frac{H_0 - h_i}{H_0} \cdot \left(1 - \frac{R_{k_i}^2}{R^2} \right), \quad (11)$$

а внутреннего радиуса ΔR_{ni} :

$$\Delta R_{ni} = -\frac{3}{8} \cdot R_n \cdot \frac{H_0 - h_i}{H_0} \cdot \left(1 - \frac{R_{k_i}^2}{R_n^2} \right). \quad (12)$$

Давление сжатия при осадке кольцевого полиуретанового компенсатора распределяется по его диаметру неравномерно, поэтому использование формулы источника [13] для его определения требует локального подхода с учетом неравномерности деформации упругого элемента по высоте:

$$p_i = \tau_{s_i} \cdot \frac{R_{k_i}}{R^2 - R_n^2} \left(E_i + \psi \frac{R_n}{h_i} \cdot C_i \right), \quad (13)$$

где $\tau_{s_i} = q_i / \sqrt{3}$; $E_i = 1,2(1 - R_n/R)(R_{k_i}/R_n - 0,4) + \left(\sqrt{3R^4/R_{k_i}^4 + 1} - \sqrt{3R_n^4/R_{k_i}^4 + 1} \right)$;

$$C_i = 4/3 \cdot R_{k_i}/R_n + R_n^2 / \left(3R_{k_i}^2 \right) \cdot \left(1 + R^3/R_n^3 \right) - R/R_n - 1.$$

На основе вышеизложенной математической модели было разработано программное обеспечение, написанное в среде Borland Delphi 7. Программа позволяет осуществлять расчет размеров кольцевого упругого компенсатора после осадки с учетом перекосов ползуна. Расчет производится двумя способами: 1) без учета бочкообразности; 2) с учетом бочкообразности, что необходимо для прогнозирования внутреннего радиуса деформированного компенсатора и сравнения с размерами хвостовика.

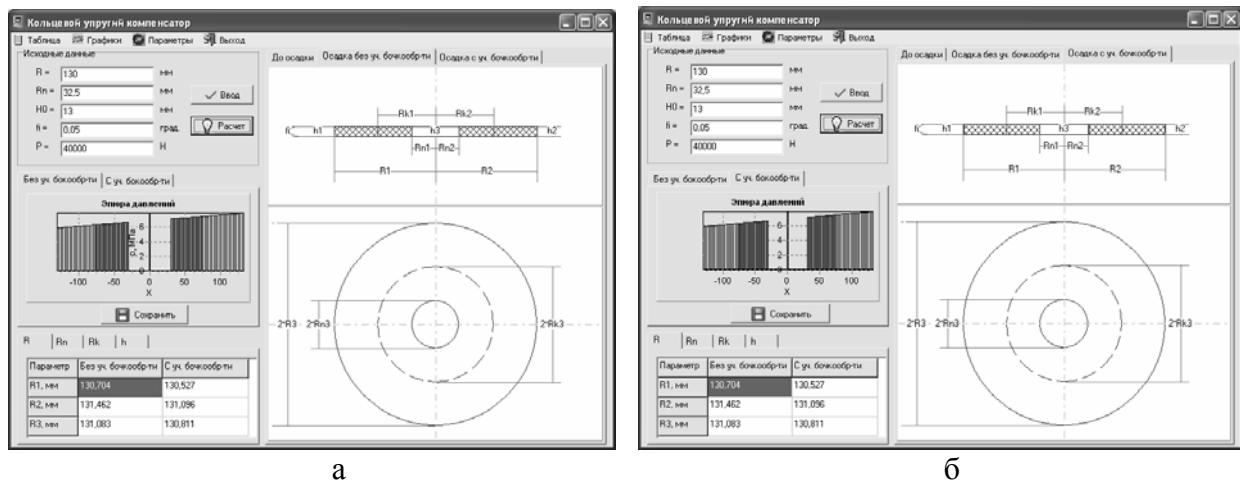
Исходными данными являются следующие параметры компенсатора: внешний радиус R , внутренний радиус R_n , высота H_0 , кроме того задают угол перекоса ползуна φ и силу сжатия P , соответствующую усилию технологической операции. Для нахождения предельных значений вводимых параметров используют встроенные справочные таблицы, данные для которых взяты из источников [17, 18]. Путем выбора типа пресса для соответствующих температурных условий штамповки и его номинального усилия определяют такие характеристики используемого оборудования и ограничения для исходных данных, как ширина штамповой плиты B_w , радиус хвостовика штамподержателя прессов для листовой штамповки $r_{xв}$, высота штампового пространства H_{np} , максимальный угол перекоса ползуна φ_{max} .

Выходными данными являются: а) максимальная, минимальная и средняя степени осадки компенсатора, а также соответствующие изменения его высоты; б) расположение нейтральной поверхности R_k ; в) изменения (приращения) внешнего и внутреннего радиусов ΔR и ΔR_n в трех характерных точках 1, 2, 3 и 1', 2', 3' и их величины соответственно. Таким образом, программа позволяет определять и визуализировать конечные размеры компенсатора, выводимые в виде соответствующих изображений (см. рис. 3). Также результаты расчетов отображаются в виде сводных таблиц. Программа производит построение эпюр давлений для способов вычислений с учетом и без учета неравномерности радиальных деформаций компенсатора по высоте.

Разработанный программный продукт предусматривает построение следующих графиков: R_1/R , R_2/R , R_3/R ; R_{n1}/R , R_{n2}/R , R_{n3}/R ; R_{k1}/R , R_{k2}/R , R_{k3}/R в зависимости от силы сжатия P и угла перекоса ползуна φ . Для определения влияния параметра φ на геометрические характеристики компенсатора существует возможность отображения сводного графика. Построение графиков предусмотрено как для условий без учета, так и с учетом бочкообразности неравномерно сжатого компенсатора.

С помощью разработанной математической модели и программного обеспечения было проведено исследование работы упругого кольцевого компенсатора погрешностей

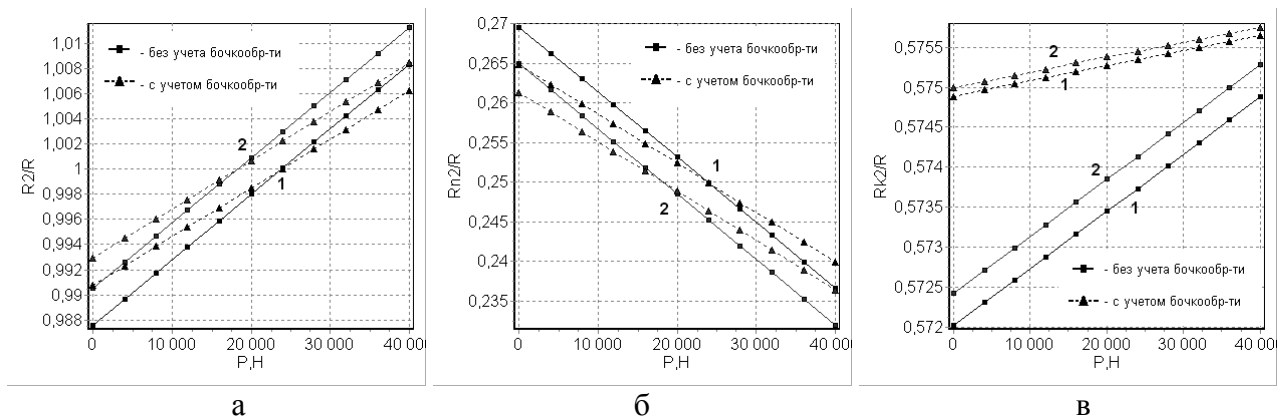
направления ползуна кривошипного пресса (рис.3), параметры которого приняты в соответствии с описанными в источнике [10]. Угол перекоса задавали максимальным значением $\varphi = 0,05^\circ$ при внешнем радиусе компенсатора $R = 130$ мм, внутреннем радиусе $R_n = 32,5$ мм и высоте $H_0 = 13$ мм; усилие сжатия приняли равным 40 кН. Результаты исследований в виде построенных графических зависимостей приведены на рис. 4.



а

б

Рис. 3. Моделирование работы кольцевого упругого компенсатора без учета бочкообразности (а) и с учетом бочкообразности (б)



а

б

в

Рис. 4. Примеры графиков зависимостей отношения внешнего радиуса R_2 после осадки к начальному радиусу R (а), отношения внутреннего радиуса R_{n2} после осадки к начальному радиусу R (б) и отношения радиуса нейтральной поверхности R_{k2} к начальному радиусу R (в) в характерной точке «2»:

1 – $\varphi = 0$ град.; 2 – $\varphi = 0,05$ град.

При осадке данного компенсатора в среднем на величину $\varepsilon = 2,5\%$ разница в вычислениях без учета и с учетом бочкообразности не превышает 2%. Следует отметить, что с увеличением технологического усилия различие между результатами, полученными по двум способам расчета, возрастает, но не превышает 10%.

ВЫВОДЫ

На основе теоретического анализа работы кольцевого упругого компенсатора в условиях эксплуатации системы «пресс-штамп» с наличием угловых деформаций, а также испытаний образцов из полиуретана различной формы на сжатие, разработана математическая модель изменения формы сжатого упругого компенсатора с учетом перекосов ползуна при технологических нагрузках пресса. Также разработано программное обеспечение, облегчающее математические расчеты и позволяющее оценивать влияние угла перекоса ползуна на изменение геометрических размеров компенсатора при осадке. При этом

различие в расчетах без учета и с учетом бочкообразности не превышает 2–10 % в зависимости от технологического усилия операции.

Перспективным направлением исследований в данном направлении является учет сдвиговых деформаций в результате разложения силы деформирования на горизонтальную и вертикальную составляющие, а также сравнение собственных результатов с данными, полученными другими авторами. Целесообразными могут быть предложения по способам соединений компенсаторов с опорными поверхностями с учетом минимизации напряжений в клеевом слое.

ЛИТЕРАТУРА

1. Діамантопуло К. К. Компенсація несоосности системы «пресс-штамп» изношенного штамповочного оборудования / К. К. Діамантопуло, В. В. Кухарь, А. И. Евтеев // *Металлургические процессы и оборудование*. – 2005. – № 2. – С. 31–34.
2. *Справочник конструктора штампов: листовая штамповка* / под ред. Л. И. Рудмана. – М.: Машиностроение, 1988. – 496 с.
3. Кассов В. Д. Оптимизация восстановления деталей металлообрабатывающего оборудования / В. Д. Кассов // *Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. пр.* – Краматорськ: ДДМА, 2000. – № 10. – С. 54–57.
4. Огородніков В. А. Відновлення деталей машин методом пластичної формозміни / В. А. Огородніков, В. Ф. Сердюк // *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. – 1996. – № 3. – С. 58–62.
5. Пат. № 537, Україна, МПК В 21 В 23/00. Компенсатор похибок повзуна преси / К. К. Діамантопуло, І. О. Засоба. – Заявл. 14.01.2000; №2000 01578; Опубл. 15.09.2000; Бюл. № 4. – 3 с., ил.
6. Патент на корисну модель № 20049, Україна, МПК7 В 21 В 23/00. Вузол кріплення верхньої плити штампа до повзуна преса / К. К. Діамантопуло, Н. Л. Бочка, А. І. Євтєєв, В. В. Кухар, Н. О. Кравченко, А. А. Волошкин. – Заявл. 13.06.2006; и 2006 06602; Опубл. 15.01.2007; Бюл. №1. – 3 с., ил.
7. Діамантопуло К. К. Компенсатор погрешностей направления ползуна прессов / К. К. Діамантопуло, В. Е. Гримани // *Защита металлургических машин от поломок: сб. научн. тр.* – Вып. 3. – Мариуполь, 1998. – С. 168–173.
8. Декларативний патент на корисну модель № 11782, Україна. Компенсатор похибок напрямку переміщення повзуна преса / К. К. Діамантопуло, В. В. Кухар, Д. В. Єрмолов. – Заявл. 13.06.2005; и 20050567; Опуб. 16.01.2006; Бюл. № 1 – 4 с., ил.
9. Декларативний патент. №837 Україна, МПК6 В21В 23/00. Компенсатор похибок / К. К. Діамантопуло, О. В. Василевський. – Заявл. 07.02.2001; № 2001 02347; Опубл. 14.11.2001, Бюл. № 11. – 3 с., ил.
10. Діамантопуло К. К. Опыт эксплуатации кольцевого компенсатора погрешностей направления ползуна кривошипного преса / К. К. Діамантопуло, В. В. Кухарь, Е. Ю. Балалаева, А. И. Евтеев // *Теория и практика листового проката: сб. научн. тр. Часть 1.* – Липецк: ЛГТУ, 2008. – С. 176–182.
11. Артюх В. Г. Точность предохранителей для металлургических машин / В. Г. Артюх. – Мариуполь: ПГТУ, 2000. – 178 с.
12. Роганов Л. Л. Исследование энергетических возможностей некоторых материалов / Л. Л. Роганов // *Защита металлургических машин от поломок: сб. научн. тр.* – Вып. 4. – Мариуполь, 1999. – С. 173–175.
13. Тарновский И. Я. Теория обработки металлов давлением (Вариационные методы расчета усилий и деформаций) / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганаго, В. Л. Колмогоров, В. Н. Трубин, Р. А. Вайсбурд, В. И. Тарновский. – М.: Металлургиздат, 1963. – 672 с.
14. Тарновский И. Я. Деформация и усилия при обработке металлов давлением / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганаго. – М.: Машигиз, 1959. – 304 с.
15. Мозучий Л. Н. Обработка давлением труднодеформируемых материалов / Л. Н. Мозучий. – М.: Машиностроение, 1976. – 272 с.
16. Шофман Л. А. Основы расчета процессов штамповки и прессования / Л. А. Шофман. – М.: Машигиз, 1961. – 340 с.
17. Суслов П. В. Кузнечно-прессовое оборудование / П. В. Суслов. – М.: Машигиз, 1956. – 420 с.
18. *Ковка и штамповка: справочник. В 4-х т. / ред. совет: Е. И. Семенов (пред.) и др.* – М.: Машиностроение, 1985 – Т. 1. *Материалы и нагрев. Оборудование. Ковка* / под ред. Е. И. Семенова. 1985. – 568 с.

Балалаева Е. Ю. – аспирант ПГТУ;

Кухарь В. В. – канд. техн. наук, доц., докторант НМетАУ.

ПГТУ – Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь;
НМетАУ – Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск.

E-mail: kvv_mariupol@mail.ru

te_quiero@list.ru

УДК 621.983.3

Коробко Т. Б.

УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИИ ШТАМПА ДЛЯ ВЫТЯЖКИ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ

В современных условиях развития экономики Украины основной задачей промышленности является получение конкурентоспособной продукции. Решению этого вопроса способствует разработка высокоэффективных ресурсосберегающих технологий. В машиностроительной, горной, металлургической и других отраслях промышленности Украины применяются различного типа полые изделия, полученные вытяжкой. К ним относятся всевозможные цилиндры, наконечники на силовой кабель, кабельные соединительные медные и алюминиевые гильзы различной длины, а также осесимметричные гофрированные профили, которые невозможно получить однопереходной вытяжкой.

При вытяжке осесимметричных цилиндрических деталей по обычной технологии относительная высота изделий за переход составляет $H/d = (0,7 - 0,8)$, (где H – высота изделия, d – диаметр изделия по средней линии). Совершенствование процессов вытяжки направлено на сокращение количества переходов, обеспечение геометрической точности и увеличение производительности. Проектирование технологических процессов получения деталей с равной толщиной стенки показало, что при использовании обычной технологии невозможно получать изделия с $H/d > 1$ за переход, а, следовательно, необходимо применять несколько переходов, что повышает энергозатраты и снижает производительность. Это увеличивает сроки подготовки и внедрения в производство изделий, так как при расчете технологических процессов штамповки в ряде случаев возникает необходимость экспериментальной доработки технологии. Поэтому разработка новых технологий, способов и усовершенствование штамповой оснастки для вытяжки осесимметричных изделий является актуальной задачей, имеющей научный и практический интерес.

Попытки получить, более высокие детали успеха почти не имели, так как растягивающие напряжения, возникающие в стенке, возрастают настолько, что происходит отрыв дна. Поэтому процесс вытяжки разделяют на несколько переходов, позволяющих уменьшить радиальные растягивающие напряжения в стенках вытягиваемой детали, что экономически не выгодно. Чрезмерное увеличение ширины фланца заготовки для повышения степени вытяжки приводит к возрастанию сил трения между прижимом, заготовкой и матрицей. При этом силы трения могут быть настолько велики даже при наличии смазки, что перетягивание фланца в очко матрицы не происходит, а формоизменение осуществляется только за счет утонения кольцевой незажатой части, что приводит к разрушению металла [1–6].

Целью данной работы является усовершенствование штамповой оснастки и определение конструктивных параметров, обеспечивающих сокращение количества переходов при вытяжке деталей с расширенным диапазоном относительных высот в штампе с поворотными дисками.

Для устранения обрыва металла был спроектирован и изготовлен универсальный штамп с поворотными дисками, представленный на рис. 1.

Разработанный штамп позволяет за счет изменения его конфигурации и подбора параметров и амплитуды гофров получать изделия с большей величиной относительной высоты ($H/D > 0,8$) при меньшем коэффициенте вытяжки, уменьшить их разнотолщинность, а также сократить число переходов вытяжки до одного [5].

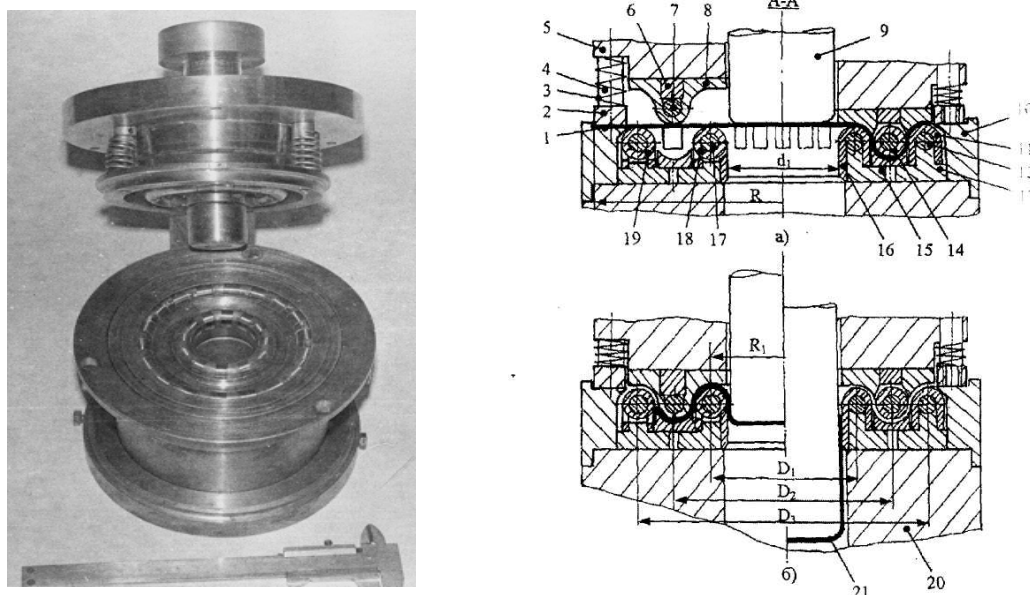


Рис. 1. Общий вид и схема штампа с поворотными дисками

Штамп работает следующим образом [3]. Листовую заготовку 1, уложенную на матрицедержатель 10, прижимают наружным прижимом 2, который установлен на пружинах 3 и закреплен с помощью специальных винтов 4 в верхней плите 5 штампа. Затем опускается внутренний прижим 8 прессы двойного действия (не показан) и формирует на заготовке кольцевую гофр с зазором между прижимной поверхностью прижима и матрицы, равным $1,1 S_0$, где S_0 начальная толщина металла.

Далее начинается вторая стадия процесса, в которой вытяжной пуансон 9 втягивает заготовку 1 в полость матрицы 16. В полученном кольцевом гофре действуют растягивающие и сжимающие напряжения. Наибольшая величина сжимающих напряжений находится на кромке гофра. Под действием радиальной составляющей поворотные диски 14, 18 и 19 проворачиваются по направлению к оси деформирования, что облегчает втягивание фланцевой (гофрированной) части заготовки в вытяжную матрицу 16. При этом участки металла, расположенные напротив поворотных дисков 19, раскатываются до толщины, равной $(1 - 1,1) S_0$, а участки металла, расположенные между стоящими рядом поворотными дисками 19 волочатся между волочильной вставкой 11 и криволинейной поверхностью прижима 8. После схода фланца заготовки с поворотных дисков 19, заготовка начинает волочиться между поворотными дисками 14, криволинейной поверхностью прижима 8 и волочильным кольцом 15. По мере прохождения краем фланца заготовки поворотного диска 14, она начинает волочиться между поворотными дисками 18, криволинейной поверхностью прижима 8 и матрицей 16. Попеременно изгибаясь и выпрямляясь фланцевая часть в процессе вытяжки превращается и цилиндрическое изделие 21. После окончания процесса вытяжки, вытяжной пуансон 9 поднимается вверх, затем вверх поднимается и зажимной ползун, несущий внутренний и наружный прижимы и подпружиненный съемник (не показан), который снимает изделие 21 с вытяжного пуансона 9, а выталкиватель (не показан) удаляет изделие из матрицы 16.

Конструкция штампа позволяет производить быструю замену средней части цельнометаллической матрицы на матрицу с поворотными дисками, производить замену поверхности прижима в зависимости от формы набираемого во фланец металла (плоский или гофрированный). Штамп устанавливался на гидравлический пресс модели П125, номинальным усилием 1,25 МН с гидравлическим торсионным типом силоизмерителя. Прижим осуществлялся дополнительно установленными тремя подпружиненными шпильками. В качестве материалов применялся мягкий алюминий марки АЗ, толщиной 2 – 5 мм, который перед вытяжкой отжигался при температуре 340°C с выдержкой 40 мин. Исследования проводились

на листовых и предварительно профилированных заготовках [2]. Изделия вытягивались одного диаметра. Зазор между пуансоном и матрицей регулировался путем изменения диаметра пуансона.

Радиус заготовки, подлежащий гофрированию, определяется из выражения:

$$R = -R_1 + 2\pi R_\rho,$$

где R_ρ – радиус кривизны в радиальном сечении гофрированной части заготовки.

$$R_\rho = r_n + 0,5S_0.$$

Радиус поворотного диска ($r_n = d/2$) выбирается в зависимости от рода и толщины материала заготовки [1]. Длина поворотных дисков равна:

$$l_i = 2\sqrt{D_i \delta - \delta^2},$$

где D_1, D_2, D_3 – диаметр окружности, на которой расположены поворотные диски; δ – погрешность изготовления инструмента, $\delta = (0,2 - 0,4)$ мм.

Длина участка оси, выходящей за поворотный диск, определяется как:

$$\Delta = (0,6 - 0,7) d_0,$$

где d_0 – диаметр оси поворотных дисков.

Диаметр осей поворотных дисков находится из выражения:

$$d_0 = (0,4 - 0,6) d_n.$$

Величина зазора между поворотными дисками и опорой его оси составляет $(0,05 - 0,1)$ мм, а все рабочие детали штампа должны быть соответствующим образом термообработаны.

Рассматривая гофрирующую часть штампа можно прийти к заключению, что при наличии в ней заготовки поворотные диски 19 занимают до 70 % от общей площади оформляемой наружной, вогнутой частью гофра. Под внутренним прижимом оформляется кольцевой гофр с сечением в виде полусферы, при этом поворотными дисками 14 занято до 70 % площади, оформляемой на этом участке. На перетяжном участке матрицы 16 поворотные диски 18 занимают 50 % от общей площади этого полусферического кольцеобразного участка. Это указывает на то, что и в этом случае будет первоначально деформироваться не зажатый кольцевой участок заготовки, расположенный между радиусами округления пуансона и матрицы, т. е. как и при вытяжке заготовки из-под плоского прижима. О величине напряжений, действующих во фланце, можно будет судить после выполнения анализа напряженно-деформированного состояния заготовки [6].

Необходимо отметить, что применение описанной схемы процесса пригодно для формообразования деталей из тонколистовых материалов, таких как медь, алюминий и мягкая сталь. Ее использование приведет к повышению затрат на изготовление штампа, но создание больших степеней деформации при вытяжке позволит сократить число переходов вытяжки, что обусловлено двухплоскостным перемещением формирующего инструмента с волочением при получении осесимметричных деталей. Таким образом, применение штампа позволит производить глубокую вытяжку с относительной высотой $H/D = 1,1 - 1,3$ за один переход.

Первоначально с целью получения максимально возможного диаметра изделий вытяжке подвергался листовой алюминий с использованием цельнометаллической матрицы, выполненной с параллельно расположенными торцевыми поверхностями матрицы и прижима ($H/d = 0,83$) (рис. 2, а). На рис. 2, б показано изделие, получаемое с одним рядом поворотных дисков, расположенных на матрице ($H/d = 0,955$).

Как видно из сопоставляемых образцов процесс вытяжки изделия представленного на рис. 2, б идет эффективнее и позволяет достичь большей относительной высоты. К недостаткам данного способа следует отнести следы, оставляемые поворотными дисками на металле, которые необходимо устранять.

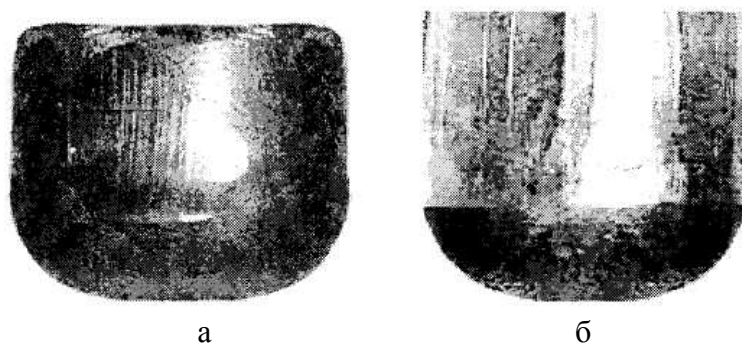


Рис. 2. Типы изделий, получаемые традиционным способом

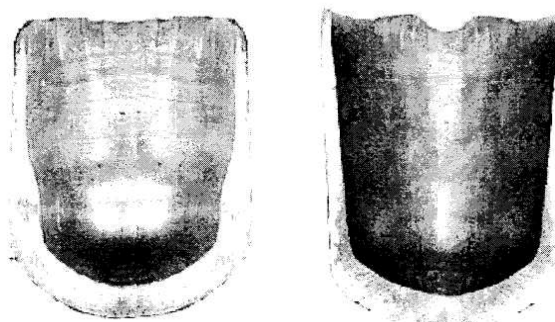


Рис. 3. Изделия, полученные в штампе с двумя рядами поворотных дисков

На рис. 3 приведены изделия, получаемые вытяжкой из предварительно профилированных заготовок.

Следует отметить, что эти изделия получены штамповкой в оснастке с поворотными дисками, установленными на матрице и на прижиме, как показано на рис. 4.

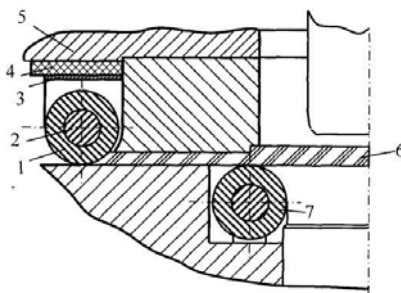


Рис. 4. Схема процесса с двумя рядами поворотных дисков:

1,7 – поворотные диски на прижиме и матрице; 2 – ось диска; 3 – обойма; 4 – резина; 5 – держатель; 6 – заготовка

Поворотные диски, установленные на прижиме, выполнены подпружиненными (так как стоят на резине) и дают возможность металлу заготовки совершать как бы пульсирующее движение. В результате край заготовки с внутренней стороны детали получается с выступами и углублениями, что видно на рис. 4.

Как показывает опыт штамповки, наличие поворотных дисков положительно сказывается на высоте получаемого изделия. Поэтому использовался штамп, выполненный в виде последовательно расположенных трех рядов поворотных дисков (рис. 5), т. е. дополнительно на прижиме и матрице.

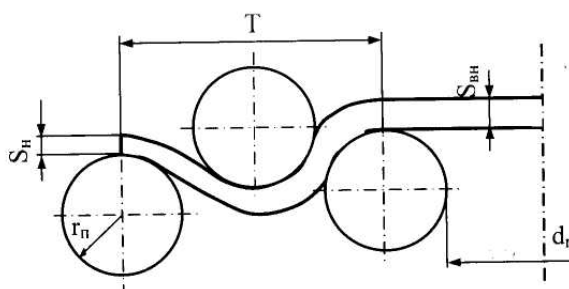


Рис. 5. Схема процесса гофрирования

Проведенные эксперименты показали, что максимальная величина перекрытия первого от оси штампа ряда поворотных дисков по отношению к дискам, расположенным на прижиме составляет не более величины радиуса поворотного диска, а величина максимального перекрытия наружного их ряда по отношению к внутреннему составляет максимально возможную величину S_n .



Рис. 6. Изделие после вытяжки (а) и протяжки (б)

При этом толщина заготовки определялась по известной методике [1]. В результате получена деталь (рис. 6, а), имеющая $H/d = 1,5$ после вытяжки. Но эта деталь имеет значительную разнотолщинность по высоте, устранить которую можно незначительной протяжкой (рис. 6 б) и получить $H/d = 2,3$.

ВЫВОДЫ

1. Разработана конструкция штампа с многосекционными поворотными дисками, позволяющая снизить негативное влияние трения за счет применения поворотных дисков.
2. Определены конструктивные параметры штампа с поворотными дисками (радиус, длина поворотного диска).
3. Применение штампа с поворотными дисками позволит производить глубокую вытяжку с относительной высотой $H/D = 1,1 - 1,3$ за один переход.

ЛИТЕРАТУРА

1. Зубцов М. Е. Листовая штамповка / М. Е. Зубцов. – Л.: Машиностроение, 1980. – 431 с.
2. А. с. 1542665, МКИ В21D 22/30. Заготовка для вытяжки / С. И. Рапопорт, В. М. Коваленко, Г. В. Беломоин, Б. К. Кондратьев. – № 4405006/31-27; заявлено 08.04.88; опубл. 15.02.90, Бюл. № 6.
3. А. с. 608587 СССР, МКИ В 21 D 22/20. Штамп для вытяжки / Ю. И. Захарченко, Н. Б. Румянцева, Ю. С. Французов и др. (СССР). – № 2403856/25-27; заявлено 16.08.76; опубл. 30.05.78, Бюл. № 20.
4. Пат. 47766А Украина. Способ глубокой вытяжки / Т. Б. Коробко, Д. Г. Майоров, Г. И. Майоров, В. А. Луценко. – № В2 d 22/20; опубл. 15.07.2002, № 7.
5. А. с. № 1174128 СССР, МКИ В 21 D 22/20. Штамп для глубокой вытяжки / Л. Г. Колмогоров (СССР). – № 3658825/25-27; заявл. 04.11.83; опубл. 23.08.85, Бюл. № 31.
6. Коробко Т. Б. Двухплоскостное перемещение инструмента при глубокой вытяжке с волочением осесимметричных деталей / Т. Б. Коробко // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ-Хмельницький. – 2002. – С. 30–32.

Коробко Т. Б. – канд. техн. наук, доц. ДонГТУ.

ДонГТУ – Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск.

E-mail: korobko.tamara@rambler.ru

УДК 621.83

Середа Б. П.
Васильченко Т. А.
Явтушенко А. В.
Глебенко А. В.

ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ПЛАНЕТАРНОГО ПРИВОДА КУЗНЕЧНО-ПРЕССОВЫХ МАШИН

Эффективность КПМ (кузнечно-прессовой машины) в целом и ее отдельных узлов, в частности, возможна при оптимальном выборе ее параметров, обеспечивающих наиболее высокие технические и экономические показатели ее работы.

Оптимальность параметров системы определяется по степени удовлетворения определенным условиям при известных ограничениях. Для детерминированных систем оптимальность определяется по экстремальным значениям некоторых, т. н. целевых функций, вытекающих из уравнений, описывающих состояние системы (принцип минимакса) и являющихся функционалами параметров системы – критериев оптимальности.

Если обозначить множество вариантов решений D , а его элементы буквой X , тогда сопоставив каждому варианту X из множества $D (X \in D)$ число – критерий оптимальности, получим функцию $f(X)$, определенную в области D . Эту функцию, показывающую качество выбираемых вариантов, называют *целевой функцией*, а область – *допустимой областью*. Тогда задача оптимизации (минимизации или максимизации) запишется в виде:

$$\min(\max) f(X), \\ \text{при } X \in D.$$

В общем случае оптимизация является многопараметрической поликритериальной математической задачей с дополнительными ограничениями в виде равенств и неравенств, требующей специальных методов решения. Решение многокритериальных задач связано с поиском некоторого компромисса между противоречивыми критериями. Выбор метода решения задачи зависит прежде всего от вида задачи оптимизации (однопараметрическая или многопараметрическая, многокритериальная или однокритериальная, унимодальная или мультимодальная, линейная или нелинейная, дифференцируемая или нет и др.) универсальных методов оптимизации не существует (вернее они малоэффективны). Однако среди них наибольший интерес представляют решения, оптимальные в смысле Парето (*решение Парето*).

Решение Парето X^* многокритериальной задачи оптимально, если не существует ни одной точки такой, чтобы

$$f_k(X) \leq f_k(X^*)$$

и если хотя бы для одного критерия это неравенство было строгим:

$$f_j(X) < f_j(X^*).$$

Иначе говоря, решение Парето – это точки, в которых нельзя улучшить ни одного критерия, не испортив остальных. Однако даже в простейших задачах таких решений Парето может быть много. Поэтому в практических задачах многокритериальную оптимизацию стремятся свести к однокритериальной используя различные методы свертывания критериев – метод экспертных оценок, метод штрафов и барьеров, метод коэффициентов веса или взвешенных сумм и др.

Для сложных систем, к которым можно отнести и КПМ, многокритериальная задача упрощается тем, что чаще всего более полезным является определение не конкретных числовых значений строго оптимальных параметров, а получение математической информации о влиянии параметров системы на величину критериев оптимальности. Каждый критерий оптимальности представляет собой функционал параметров системы и в общем случае не зависит от других критериев. Строго говоря, параметры системы, оптимальные по одному или нескольким критериям, могут быть не оптимальными по остальным.

В других случаях многокритериальную задачу удается свести к однокритериальной путем объединения (свертывания) нескольких критериев оптимальности, или перевода некоторых критериев в ограничения. Решение задачи с точки зрения математики усложняется, однако находится единственно оптимальное решение. Такой метод будет использован при оптимизации параметров зубчато-рычажного ГИМа кривошипных прессов.

При выборе критериев оптимальности учитывают следующее. Увеличение числа критериев, принятых к расчету эффективности системы. Не всегда приводит к повышению качества решения задачи, но всегда сопровождается усложнением задачи и повышением трудности ее математического обеспечения.

При анализе параметров отдельных узлов машины критерии оптимальности должны отражать в первую очередь основные особенности работы именно анализируемых узлов и их влияние на технико-экономические показатели всей машины.

Отдельные критерии оптимальности отражают влияние параметров на целый ряд показателей качества, что позволяет значительно сократить их количество, ограничившись лишь основными. Изменение отдельным параметром системы приводит к тривиальному изменению соответствующих показателей работы машины, поэтому из анализа их можно исключить. Например, снижение сил трения приводит к улучшению большинства показателей работы машины, а т. к. изменение параметров системы не приводит к значительному изменению условий трения, этот фактор из анализа можно исключить, а соответственно, и все показатели, связанные с условиями трения: вид, качество и количество смазки; состояние поверхностей трения; нестационарность коэффициента трения и т. д.

Совершенно очевидно, что для сложных систем оптимальными будут такие параметры, которые обеспечивают наивысшее ее качество, под которым понимается совокупность свойств и параметров, обуславливающих пригодность системы (машины) удовлетворять определенные потребности в соответствии с ее назначением.

Из всех производственно-технологических и эксплуатационных показателей качества обычно выделяют один или несколько показателей, в наибольшей степени определяющих эффективность машины и степень ее совершенства [1]. Так, среди всех абсолютных и относительных показателей технологичности, в практике оценки качества КПП по производственно-технологическим показателям основным параметром принят вес (или масса), узлов, деталей и всей КПП в целом. Из эксплуатационных показателей качества машины в первую очередь выделяют энергетические параметры: мощность двигателя и его использование по времени и мощности, расход энергии на работу КПП и др.

Исходя из вышеизложенного, конструктивного назначения и места планетарного привода в общей структуре КПП [2], его параметры будут оптимальными тогда, когда будут удовлетворяться следующие условия (критерии) оптимальности:

1. вес планетарного редуктора, промежуточной зубчатой передачи и всего привода в целом будут наименьшими;
2. расход энергии на включение и остановку ГИМа будут наименьшими;
3. при минимальной установочной мощности электродвигателя обеспечиваются наиболее высокие коэффициенты его использования по мощности и времени.

Целью работы является рассмотрение вопроса оптимизации по первому критерию на примере привода с планетарным редуктором типа А.

Минимизация веса привода

Элементы планетарного редуктора и промежуточной зубчатой передачи имеют относительно сложную конфигурацию, и определить их вес через геометрические параметры при помощи простых математических зависимостей практически невозможно. Учитывая, что задачей оптимизации является установление не количественных, а качественных зависимостей критериев оптимальности от параметров привода, допустимо использование приближенного метода определения веса, широко применяемого в практике проектирования зубчатых механизмов.

Вес зубчатого механизма принимается пропорциональным весу составляющих зубчатых колес, а сами колеса представляются в виде сплошных дисков или колец с размерами, равными размерам зубчатых венцов соответствующих колес. Соответствие объемов (весов) действительных зубчатых колес и замещающих элементов учитывается коэффициентами конструктивного исполнения колес, представляющими собой отношение объемов колеса и замещающей геометрической фигуры, т. е. вес зубчатого механизма определяется как сумма весов замещающих элементов с учетом конструктивного выполнения зубчатых колес и всего механизма в целом.

Вес промежуточной одноступенчатой зубчатой передачи определяется по формуле [3]:

$$G_Z = 0,785\gamma_Z C_Z (b_1 d_1^2 C_1 + b_2 d_2^2 C_2), \quad (1)$$

где γ_Z – удельный вес материала зубчатых колес;

C_Z – коэффициент конструктивного исполнения передачи;

b_1, b_2 – соответственно ширина ведущего и ведомого колес;

d_1, d_2 – соответственно диаметр делительной окружности ведущего и ведомого колес;

C_1, C_2 – соответственно коэффициенты конструктивного исполнения ведущего и ведомого колес.

В зубчатых передачах кривошипных прессов ширину зубчатых венцов шестерни и колеса принимают одинаковыми, тогда выражая ширину венца b_1 через диаметр d_1 и относительный коэффициент ширины венца $\psi = b_1/d_1$, а диаметр колеса d_2 через диаметр шестерни d_1 и передаточное отношение зубчатой передачи i_Z ($d_2 = d_1 i_Z$) формулу (1) представим в виде:

$$G_Z = 0,785\gamma_Z C_Z \psi d_1^3 (C_1 + C_2 i_Z^2).$$

В большинстве случаев нагрузочная способность зубчатых зацеплений определяется контактной прочностью рабочих поверхностей зубьев. Определяя диаметр d_1 из расчета контактной прочности зацепления, после преобразования получим окончательную зависимость для определения веса промежуточной зубчатой передачи со стальными колесами:

$$G_Z = 12,2 \cdot 10^{-5} \frac{M_1}{[K_0]_Z} C_Z x_Z, \text{ Н}, \quad (2)$$

где M_1 – расчетный крутящий момент на шестерне, Нмм;

x_Z – коэффициент, определяемый по формуле $x_Z = \frac{i_Z + 1}{i_Z} (C_1 + C_2 i_Z^2)$;

$[K_0]_Z$ – допустимый силовой фактор материала зубчатых колес передачи.

Вес планетарного редуктора определяется по формуле [3]:

$$G_R = 12,2 \cdot 10^{-5} \frac{M_{\partial}}{[K_0]_R} C_R x_R, \quad (3)$$

где M_{∂} – расчетный крутящий момент на ведомом звене редуктора, Нмм;

$[K_0]_R$ – допустимый силовой фактор материала зубчатых колес планетарного редуктора;

x_R – коэффициент, зависящий от типа планетарного механизма и параметров зацеплений.

Для планетарных механизмов коэффициент x_R определяется по формуле [2]:

$$x_R = \frac{k_a + k_g n_{\omega} (p-1)^2 + k_b p^2}{n_{\omega} (p-1)}, \quad (4)$$

где k_a, k_g, k_b – коэффициенты конструктивного исполнения зубчатых колес редуктора;

n_ω – число сателлитов; $p = Z_b/Z_a$ – кинематический параметр редуктора; Z_a, Z_b – соответственно число зубьев наружной и внутренней шестерен редуктора.

Коэффициенты конструктивного исполнения k_a, k_g, k_b зубчатых колес планетарного редуктора принимаются равными единице для колес с внешними зубьями и 0,3 – для колес с внутренними зубьями [3].

Выражая крутящие моменты M_1 и $M_{вд}$ через расчетный крутящий момент на главном валу ГИМа $M_{зм}$, зависимость для определения общего веса привода представим в виде:

$$G_\Sigma = 12,2 \cdot 10^{-5} \frac{M_{зм}}{[K_0]_R} \left(\frac{C_{RxR}}{i_Z} K_R + \frac{C_{ZxZ}[K_0]_R}{i_Z[K_0]_Z} \right), \quad (5)$$

где K_R – коэффициент приведения крутящего момента, равный единице для привода с механизмами A и B и $(1-p)$ – для приводов с механизмами G и C .

Анализ формулы (5) показывает, что наибольшую часть веса G_Z составляет вес промежуточной зубчатой передачи. В связи с этим для получения наименьшего веса привода рекомендуется обеспечить, возможно, большие значения силового фактора $[K_0]_Z$ и тогда отношение $[K_0]_R/[K_0]_Z$ можно принимать равным единице.

Величина $M_{зм}/[K_0]_R$ является постоянной для каждой КПМ, поэтому отношение $G_\Sigma [K_0]_R/M_{зм}$ прямо пропорционально общему весу привода и может быть принято в качестве первого критерия оптимальности параметров (по минимуму веса) R_G :

$$R_G = \frac{12,2 \cdot 10^{-5}}{i_Z} (C_{RxR} + C_{ZxZ}). \quad (6)$$

Величины

$$R_{GR} = 12,2 \cdot 10^{-5} \frac{C_{RxR}}{i_Z} \text{ и } R_{GZ} = 12,2 \cdot 10^{-5} \frac{C_{ZxZ}}{i_Z}$$

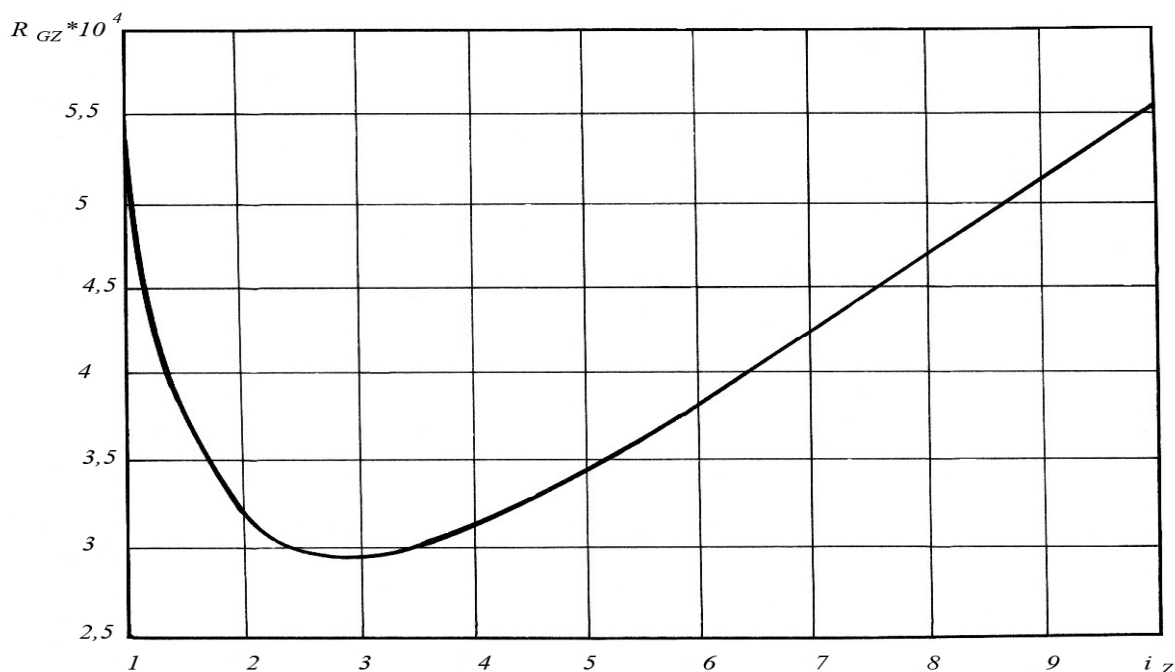
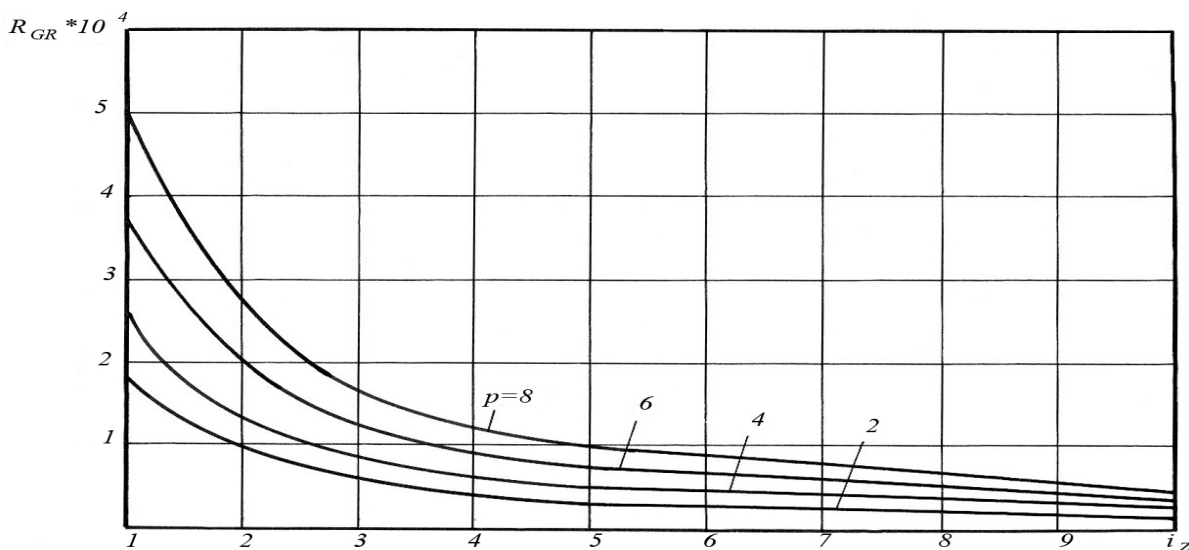
представляют собой частные критерии оптимальности по минимуму веса планетарного редуктора и промежуточной зубчатой передачи, причем:

$$R_G = R_{GR} + R_{GZ}.$$

Как следует из формулы (7) критерий R_G зависит от параметров привода p и i_Z и коэффициентов конструктивного исполнения зубчатых колес и механизмов, которые учитывают конструктивные особенности колес и механизмов, а также влияние других деталей привода (валов, осей, зубчатых муфт, деталей и т. д.).

Коэффициенты C_R и C_Z принимаются равными $C_R = 1,2 \dots 2,6$, $C_Z = 1,0 \dots 1,3$, причем большие значения C_Z принимают при ленточных тормозах, меньшие – при дисковых. Коэффициенты C_1 и C_2 зубчатой передачи равны $C_1 = 1,45 \dots 2,6$, $C_2 = 0,36 \dots 0,44$. Большие значения коэффициентов C_1 и C_2 принимаются для передач с относительно узкими зубчатыми колесами (при $\psi_2 \leq 0,15$).

На рис. 1 показаны зависимости критерия R_{GR} от параметров p и передаточного отношения i_Z , для привода с планетарным механизмом A . Зависимость критерия R_{GZ} от передаточного отношения показана на рис. 2. Все графики построены при $C_R = 1,5$; $C_1 = 1,8$; $C_2 = 0,4$; $C_Z = 1,0$.

Рис. 1. Зависимость критерия R_{GR} от передаточных отношений приводаРис. 2. Зависимость критерия R_{GZ} от передаточных отношений привода

Из рис. 1–2 следует, что наименьшие значения частных критериев обеспечиваются только при определенных параметрах привода, причем в общем случае величины p и i_Z , соответствующие минимальным значениям критериев R_{GR} и R_{GZ} не совпадают. Поэтому конечной целью оптимизации параметров по условию минимума его веса является рациональная разбивка общего передаточного отношения i_0 , т. е. определение такого сочетания величин p и i_Z при котором общий вес G_Σ (или критерий R_G) будет наименьшим.

На рис. 3 показана зависимость критерия R_G от общего передаточного отношения i_0 и параметра редуктора p . Каждому значению соответствует одно сочетание p и i_Z (т. к. $i_0 = i_Z / (1 - p)$), при котором вес G_Σ наименьший. Минимальные значения критерия R_G на рисунке соединены линией S_G . Например, при $i_0 = 25$ минимальный вес привода будет при $p = 4,68$ (показано на рис. 3 штрихпунктирной линией). Передаточное отношение зубчатой передачи i_Z при этом должно быть $i_Z = 25 \cdot 25 / (1 + 4,68) = 4,4$. Графики на рис. 3 можно использовать для оценки степени завышения веса привода по сравнению с минимальным значением, или в силу определенных причин оптимальные параметры p и i_Z не могут быть

реализованы. Так, если в предыдущем примере принять $p = 3,0$, $i_z = 6,25$, критерий R_G будет равен $4,273 \cdot 10^{-4}$, тогда как при оптимальных параметрах $R_G = 3,916 \cdot 10^{-4}$, т. е. вес оказывается завышенным на 9,1 %.

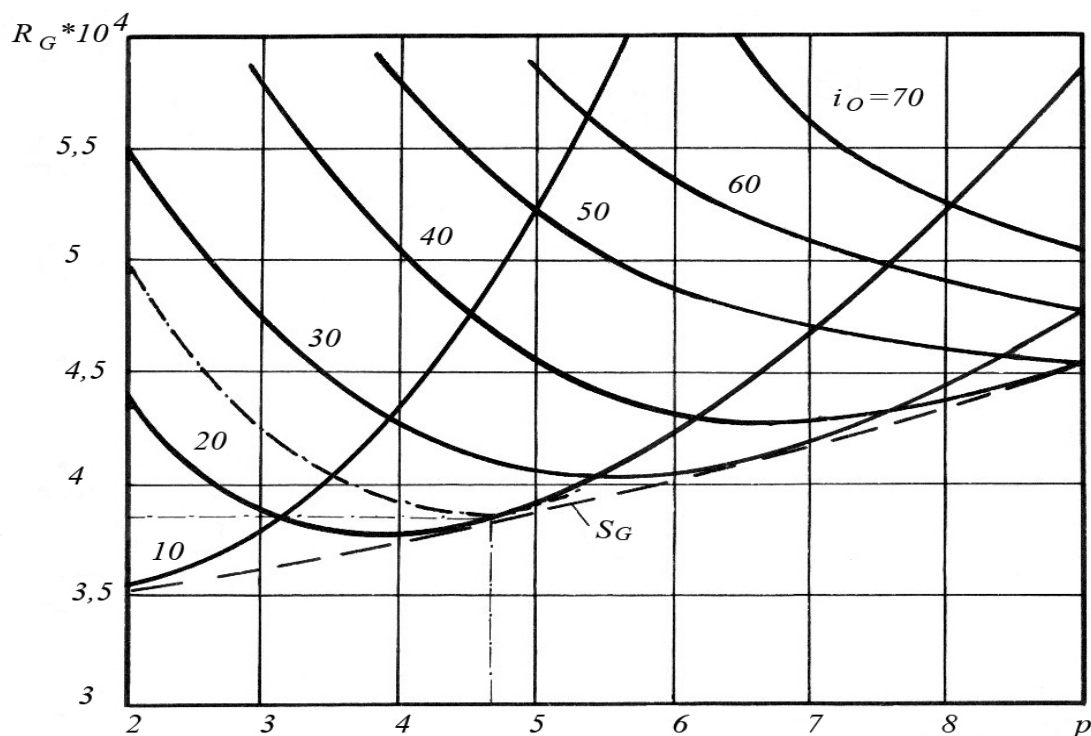


Рис. 3. Зависимость критерия R_G от передаточных отношений привода

ВЫВОДЫ

1. Для планетарного привода КПМ установлены критерии оптимальности параметров планетарного редуктора и промежуточной зубчатой передачи исходя из минимума массы отдельных узлов и всего привода в целом.
2. Получены аналитические зависимости для расчета критериев оптимальности в зависимости от параметров привода.
3. Установлены численные области рациональных параметров привода, в наибольшей степени удовлетворяющих критерии оптимальности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Серета Б. П. Обробка металів тиском. Навчальний посібник з грифом МОНУ / Б. П. Серета. – Запоріжжя: ЗДІА, 2008. – 269 с.:іл
2. Явтушенко А. В., Руденко А. В., Рыбинок В. А. Совершенствование систем включения кривошипных кузнечно-прессовых машин / А. В. Явтушенко, А. В. Руденко, В. А. Рыбинок. – К.: Знание, 1980. – 24 с.
3. Тынянов В. Н. О проектировании зубчатых приводов с наименьшей массой для кривошипных прессов / В. Н. Тынянов // Кузнечно-штамповочное производство. – 1976. – № . – С.31–34.
4. Планетарные передачи: справочник / под ред. В. Н. Кудрявцева, Ю. Н. Кирдяшева. – Л.: Машиностроение, 1977. – 536 с.

Серета Б. П. – д-р техн. наук, проф. ЗГИА;
 Васильченко Т. А. – ассистент ЗГИА;
 Явтушенко А. В. – канд. техн. наук, доц. ЗНТУ;
 Глебенко А. В. – канд. техн. наук, ст. преп. ЗНТУ.

ЗГИА – Запорожская инженерная академия, г. Запорожье;

ЗНТУ – Запорожский Национальный технический университет, г. Запорожье.

E-mail: Seredabp@rambler.ru

УДК 621.77.07

Стеблюк В. І.
Азарх І. П.**ВДОСКОНАЛЕННЯ ПРИСТРОЮ ДЛЯ ВИТЯГУВАННЯ ВОЛОЧІННЯМ ОСОБЛИВО ТОНКОСТІННИХ ТРУБЧАСТИХ ВИРОБІВ**

Відомі широкі можливості виготовлення особливо тонкостінних порожнистих трубчастих виробів із забезпеченням високої якості внутрішньої і зовнішньої поверхні і незначній різностінності шляхом волочіння через похилі матриці, що обертаються.

Сутність процесу волочіння через похилі матриці, що обертаються полягає в створенні особливого взаємного руху оправки і матриці, що її охоплює.

Для цього використовують пристрої різної конструкції. Наприклад, в Тюменському індустріальному інституті [1] був запропонований пристрій для витягування з потоншенням деталей різного поперечного перерізу. В якості обладнання використовувались токарні і вертикально-свердлильні верстати (з частотою обертання шпинделя до 3000 об/хв.). В результаті використання такого методу було отримане п'яти кратне потоншення за один перехід.

Також відомий пристрій для витягування і волочіння трубних виробів в прохідному інструменті, що коливається. Цей пристрій було розроблено в Іжевському механічному інституті [2]. Проведений теоретичний аналіз процесів деформування в прохідному інструменті, що коливається, був спрямований на виявлення залежності площі контакту інструменту, з заготовкою, що деформується від основних параметрів процесу. Експериментальні дослідження процесу витягування з потоншенням виконували на дослідній установці в лабораторних умовах. В даній установці волочіння забезпечується протягуванням трубчастої заготовки тягнучим пристроєм волочильного стану через направляючу втулку і волоку, що коливається; потоншення виконується проштовхуванням порожнистої заготовки через матрицю пуансоном, рух якому надає гідравлічний циліндр.

Обладнання, на яких встановлювалися вказані пристрої і проводились експерименти було або токарні, фрезерні чи свердлильні верстати, або спеціальні волочильні стани з використанням допоміжних гідроприводів для забезпечення повздовжнього руху, а також додаткові двигуни для обертального руху інструменту і заготовки.

Спільним недоліком є те, що кут нахилу матриці, в усіх варіантах цих установок, постійний. Це ускладнює визначення оптимальних режимів витягування і вимагає значних матеріальних і часових затрат. Зокрема для виготовлення деталі «Наконечник» ($H/d = 15$; $S/d = 0,015$) при пошуку оптимального режиму на відпрацювання виготовлення даної деталі пішло більше часу ніж на виготовлення самого пристрою (рис. 1). Це викликано тим, що при зміні кута нахилу приходится вносити значні конструктивні зміни в пристрій



Рис. 1. Деталь «Наконечник»

Метою роботи є вдосконалення пристрою для спрощення визначення оптимальних режимів витягування.

З метою зниження затрат часу і матеріалів на знаходження оптимальних режимів, нами запропонована конструкція пристрою для витягування особливо тонкостінних порожнистих трубчастих виробів (рис. 2, 3), яка дозволяє навіть в процесі витягування змінювати кут нахилу матриці [3].

При проектуванні особливо увагу приділяли визначенню відношення кутової і осьової швидкості. Оскільки сили тертя в локальних осередках деформації мають протилежний напрямок, то при певному співвідношенні цих швидкостей можна розвантажити стінку від розтягуючи напружень.

Пристрій для витягування особливо тонкостінних порожнистих трубчастих виробів містить дві матриці, перша матриця фіксована, а друга має механізм регулювання кута нахилу [4].

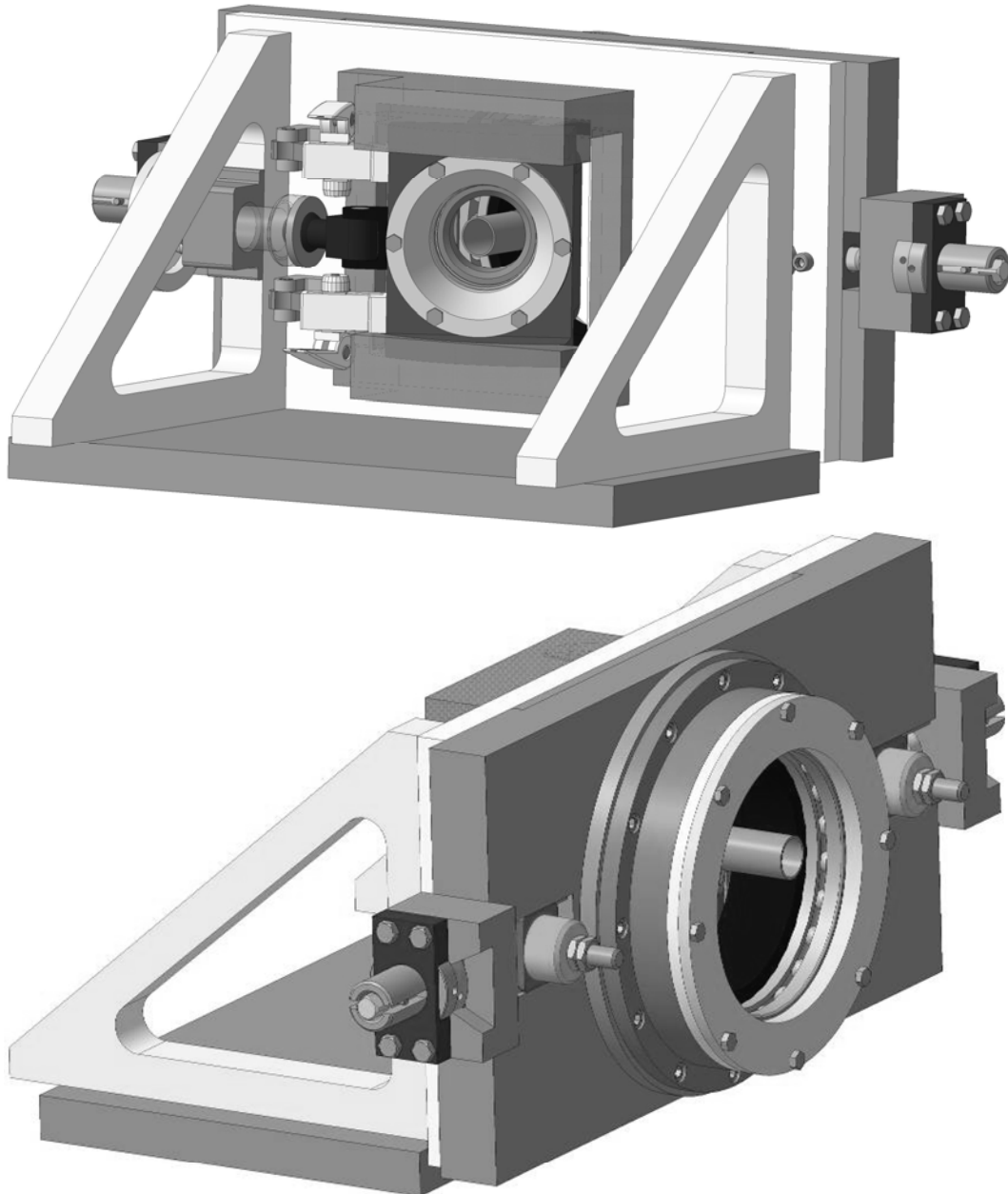


Рис. 2. Загальний вигляд пристрою для витягування особливо тонкостінних порожнистих трубчастих виробів

Обидві матриці встановлені в корпусах на підшипниках. Таким чином обертальний рух їм надається через тертя від заготовки, яка встановлюється на оправці в патрон токарного верстату.

Матриці 1 і 2 розташовані таким чином, щоб деформуючі кромки обох матриць знаходились в діаметрально протилежних положеннях. Це дозволяє уникнути виникнення згинального моменту, який в свою чергу може викликати додаткові розтягуючі напруження і появи дефектів на зовнішній стінці виробу.

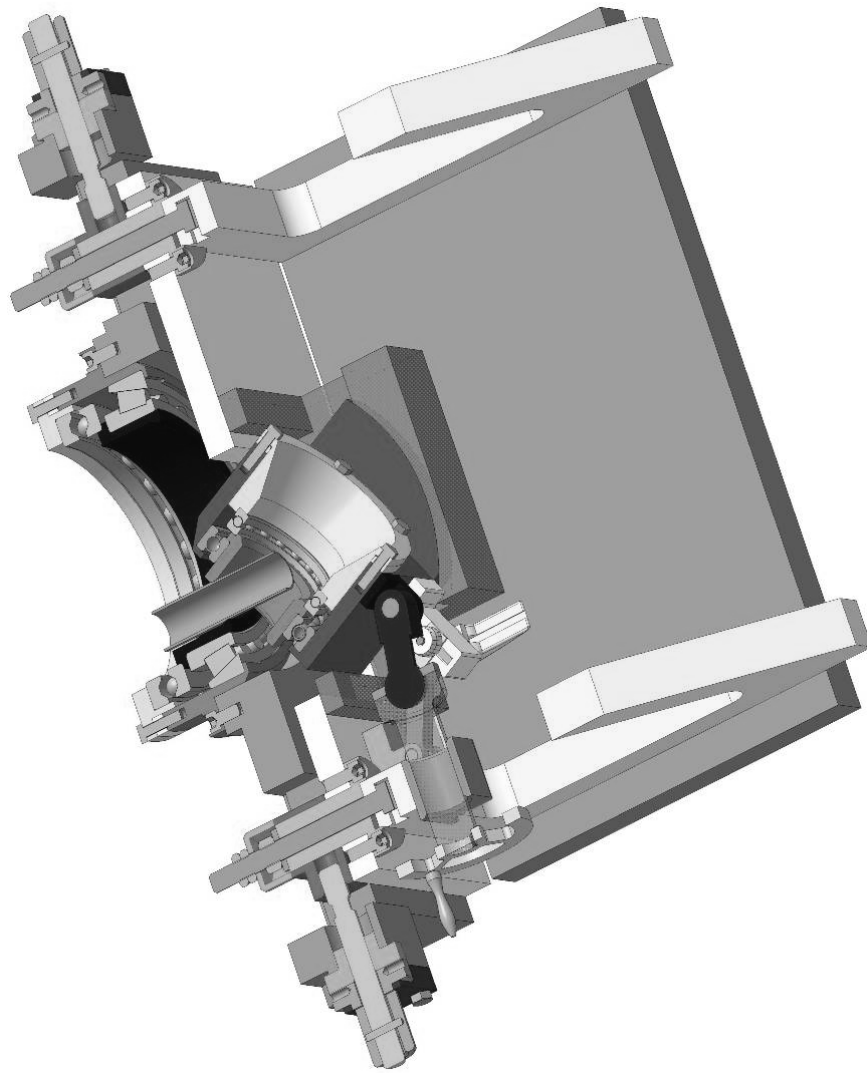


Рис. 3. Поперечний переріз пристрою для витягування особливо тонкостінних порожнистих трубчастих виробів

Механізм для зміни кута нахилу матриці виконаний таким чином, щоб зусилля, яке виникає на матриці не передавалось ланкам механізму а замикалось в станині. Центр коливання матриці вибраний таким чином, щоб при зміні кута нахилу не змінювався номінальний розмір заготовки на який встановлена установка. Для спрощення утримання встановленого положення матриці в механізмі використані ексцентрикові зажими [4].

Опис пристрою для витягування (рис. 4)

Працює пристрій для витягування особливо тонкостінних порожнистих трубчастих виробів наступним чином: Оправку 17 встановлюють в шпindel токарного верстата, на оправку одягається циліндрична трубчаста заготовка 18 (або заготовка у формі стакана), її закріплюють на оправці за допомогою гвинта 19. Пристрій встановлюють на супорт токарного верстата і підводять до заготовки. Ексцентрикові зажими 16 відпускають і обертанням рукоятки 12, через сферичну опору гвинта 13 і шатуна 15 встановлюють кут нахилу матриці 2 до вісі заготовки і фіксують зажимами 16. Матриці 1 і 2 встановлені в корпуса 5 і 8 на підшипниках 3, 4, 5 і 6. Матриці 1 і 2 приводяться в обертання при зчепленні з заготовкою 18, якій надається обертальний рух. Таким чином забезпечується обкочування інструментом заготовки. Обертанням оправки з заготовкою матрицям надають обертально-коливальний рух відносно заготовки.

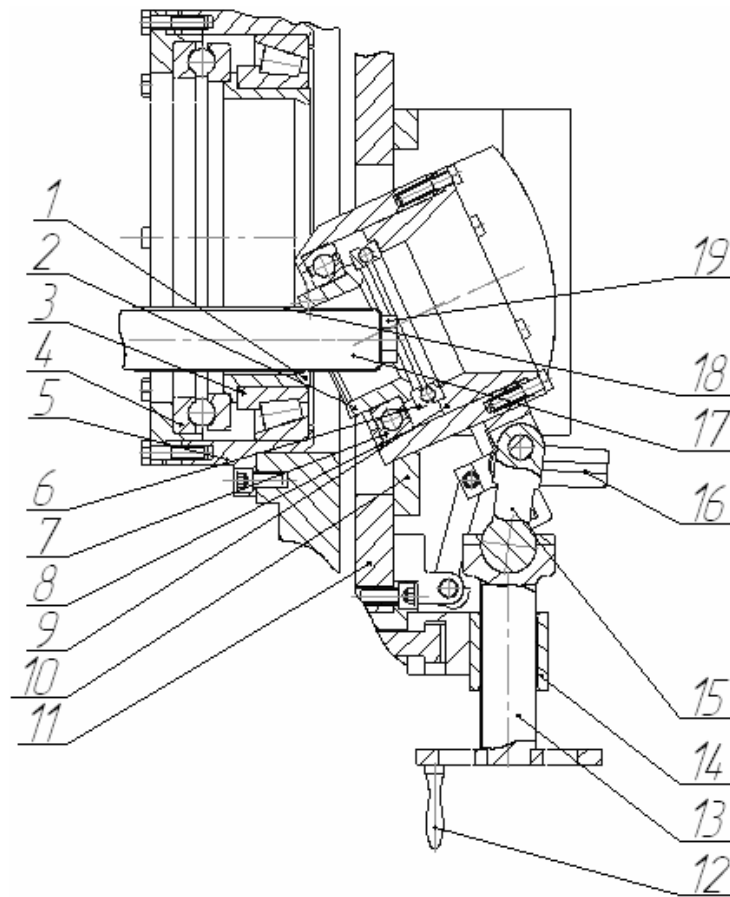


Рис. 4. Креслення пристрою для витягування особливо тонкостінних трубчастих виробів. Поперечний переріз

ВИСНОВКИ

За допомогою встановлення механізму зміну кута нахилу матриці були знижені затрати на виготовлення, а також час визначення оптимальних параметрів для витягування особливо тонкостінних трубчастих виробів.

ЛІТЕРАТУРА

1. Ротационное утонение трубчатых заготовок различных поперечных сечений наклонными матрицами / [Б. А. Гуляев, В. И. Максак, В. М. Севастьянов та ін.] // «Вестник машиностроения». – 1976. – № 6.
2. Деформация трубных заготовок качающимся инструментом: сб. «Исследования машин и технология обработки металлов давлением» / Н. А. Коряки, В. П. Глухов, Ю. И. Плющев, Н. А. Сальников. – Ижевск, 1975. – Вып. V.
3. Стеблюк В. І. Позитивне рішення № u200810762 на корисну модель «Пристрій для витягування особливо тонкостінних виробів» Укрпатент, 2008 рік.
4. Стеблюк В. І. «Вдосконалення технології та оснащення для виготовлення особливо тонкостінних трубчастих виробів»: сб. «Наукові праці ДОННТУ» / В. І. Стеблик, І. П. Азарх. – Донецьк: «Металургія», 2008. – Вып. 10 (141).

Стеблюк В. І. – д-р техн. наук, проф. НТУУ «КПІ»;
Азарх І. П. – магістрант НТУУ «КПІ».

НТУУ «КПІ» – Національний технічний університет України «Київський Політехнічний Інститут», м. Київ.

E-mail: k_OMD@ukr.net

УДК 621.771.06

Веренев В. В.
Коренной В. В.
Симененко О. В.
Мацко С. В.
Телюк Д. В.
Яценко В. А.

ОПЫТ ИССЛЕДОВАНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В КЛЕТЯХ ШПС 1680

На непрерывном широкополосном стане 1680 ОАО «Запорожсталь» внедрены новые технологии – транзитная прокатка, непрерывная прокатка слябов удвоенной длины (массы) в парах черновых клетей, прокатка полос толщиной 1,5 мм, в главных линиях клетей установлены новые двигатели. В результате произошли некоторые изменения в работе оборудования и динамической нагруженности клетей стана.

В связи с этим основная цель работы состояла в определении закономерностей формирования статических и динамических нагрузок в главных линиях клетей и связи между переходными процессами и техническим состоянием оборудования. Кроме того, анализ публикаций показывает, что в последние 10–15 лет существенно уменьшилось количество опытно-промышленных исследований с измерениями вибродинамических процессов на действующих станах. Поэтому была поставлена задача, на примере стана 1680 показать, какие практические результаты могут быть получены на основании комплекса подобных исследований.

Основной метод исследования заключался в сборе больших массивов измеряемой информации и в определении информативных параметров и признаков для анализа технологического процесса, режимов работы и технического состояния оборудования. В процессе исследований в клетях измеряли момент сил упругости на промежуточном валу между двигателем и редуктором, вибрацию рабочей клетки, корпуса шестеренной клетки и редуктора в различных точках, время прохождения (запаздывания реакции участков линии) крутильного ударного импульса от клетки к двигателю, силу тока, мощность, электромагнитный момент и частоту вращения двигателей, а также технологические параметры. В результате получено распределение статических и динамических нагрузок по клетям стана с учетом прокатываемого сортамента, а также вибродинамический «портрет» в разных точках механического оборудования главной линии в переходных режимах работы (захват полосы валками, взаимодействие клетей через полосу, выход полосы из клетей). На основании анализа обработки больших массивов информации установлен ряд новых зависимостей и взаимосвязей между технологией, нагруженностью оборудования и его техническим состоянием.

1. Получено распределение коэффициента K динамичности на промежуточном валу по всем клетям стана (рис. 1). Этот коэффициент, как относительная величина (отношение максимальной динамической нагрузки при захвате полосы к нагрузке в установившемся режиме прокатки), позволяет вести сравнительную оценку динамичности главных линий клетей. Наибольшие значения K относятся к клетям с неблагоприятной частотной характеристикой главной линии привода, где из-за близости двух первых собственных частот ($n = \beta_2/\beta_1 < 1,6–1,8$, в клетях 3, 4, 5, 6) происходит биение колебаний и как следствие усиление динамической составляющей момента. По этой причине в этих клетях существенное влияние на K , максимальные ударные нагрузки и вибрационные процессы оказывают износ и угловые зазоры в шпиндельном сочленении и редукторе. Здесь относительная динамическая составляющая момента сил упругости на 30–50 % больше, чем в клетях с отношением частот 2 и более (при равных зазорах). Для этих клетей разработаны рекомендации по оптимизации конструктивных параметров.

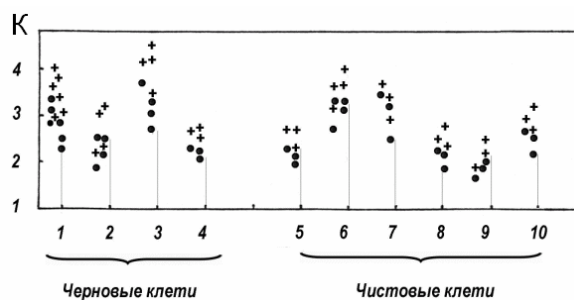


Рис. 1. Распределение по клетям стана 1680 максимальных (+) и средних (●) в плавках значений коэффициента динамичности на участке между двигателем и редуктором

2. Установлено существенное динамическое взаимодействие через толстую полосу главных линий клеток дуо и 1 в режиме непрерывной прокатки слябов удвоенной длины (массы) [1]. При захвате слябов валками клетки 1 в линии привода клетки дуо формируется явно выраженный одиночный импульс, сопровождающийся колебательным процессом. Амплитуда импульса соизмерима с амплитудой момента сил упругости в режиме захвата сляба клетью дуо. Взаимодействие клеток 2–3 и 3–4 слабее: явный всплеск момента сил упругости не наблюдается, однако средняя величина K составляет 1,8 как следствие развития биения колебаний момента (рис. 2).

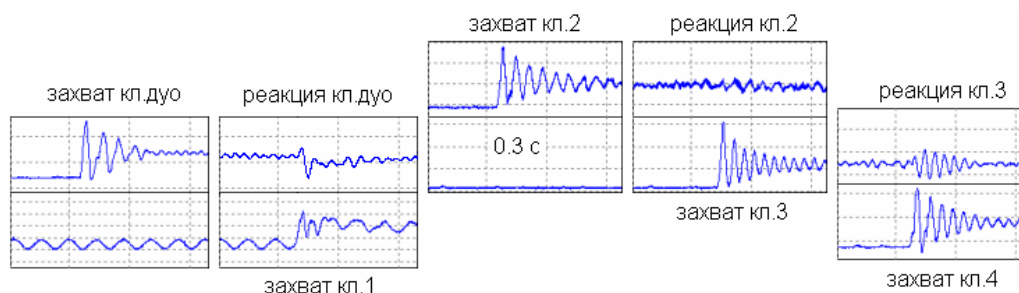


Рис. 2. Динамическое взаимодействие через прокатываемую полосу главных линий черновых клеток дуо – 1, 2 – 3, 3 – 4 в режиме непрерывной прокатки

3. В чистовых клетях 6 и 7 отмечено увеличение коэффициента динамичности по сравнению с другими клетями. Это объясняется неблагоприятным сочетанием специфического (горбообразного) характера изменения на валках момента сил технологического сопротивления, частотных свойств линии привода и скорости захвата полосы. Из технологических параметров кроме скорости наиболее значимое влияние на K оказывают отклонение температуры переднего конца полосы, толщины полосы и погрешность в установке межвалкового зазора.

4. Установлен периодический характер – постепенное увеличение и резкое уменьшение коэффициента динамичности и максимального динамического момента на моторном (м) и шпindelном (ш) участке, связанный с ухудшением текущего технического состояния главных линий клеток и его восстановлением после технического обслуживания оборудования (заменой шпинделей). Разработана методика расчета и построения одновременно для всех клеток зависимостей $K_{ш}(T)$ и $K_{м}(T)$ от времени эксплуатации стана с учетом ремонтных воздействий в клетях [2]. Один из вариантов зависимостей для двухгодичного периода работы клеток 1...4 в предположении равномерного износа бронзовых вкладышей с учетом дат фактических их замен новыми (вертикальные линии) приведен на рис. 3. Их совместный анализ позволяет отслеживать изменение динамических нагрузок на участках линии, прогнозировать их, определять клетки с максимальной нагрузкой и соответствующий сортамент и на этом основании принимать решения о сроках технического обслуживания клеток или корректировки технологии (обжати) в клетях.

Сравнивая численные значения коэффициентов динамичности на моторном и шпindelном участках на рис. 3, отмечаем, что клетки 1 и 3 отличаются наибольшей динамикой.

В период T1 работы стана Км и Кш наиболее высокие в клетях 1 и 2, меньшие в клетях 3 и 4. В период T2 коэффициенты динамичности достигли максимума в трех клетях – 1, 2 и 3. Очевидно, что клетки стана работали в условиях наибольших динамических нагрузок.

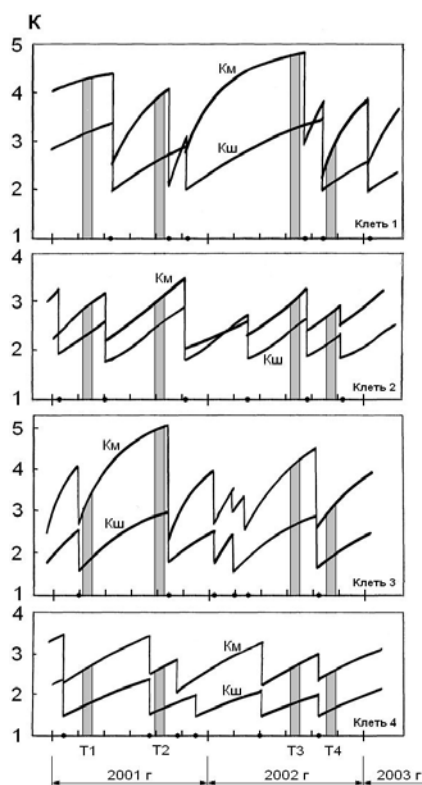


Рис. 3. Характер изменения коэффициента динамичности на моторном Км и шпиндельном Кш участках в течение длительного времени T работы черновых клетей 1, 2, 3 и 4 стана 1680. Точкам (●) на оси T в каждой клетке соответствует дата замены шпинделей или ремонта редуктора.

Прогнозируя подобные ситуации и зная их, улучшить силовые условия работы клетей в такие периоды можно путем, например, временного увеличения температуры задаваемых слябов, прокатки слябов с фигурной кромкой, более ранней замены шпинделей с изношенными вкладышами. Опыт обслуживающего персонала, безусловно, играет решающую роль в назначении сроков замены шпинделей (с учетом графика текущих ремонтов). Вместе с тем знание подобных ситуаций и их количественной оценки позволило бы скорректировать сроки ремонтов с заменой шпинделей и за счет этого ограничить уровень динамических нагрузок в 2–3-х клетях.

В периоды T1 и T3 работы стана наибольшие коэффициенты динамичности отмечены в клетке 1. Путем перераспределения обжатий между клетями 1 и 4 в этот период можно было уменьшить динамические нагрузки в клетке 1. Сравнительно в легком динамическом режиме отмечена работа всех клетей в период T4.

Таким образом, отслеживая и прогнозируя характер изменения коэффициента динамичности на моторном и шпиндельном участках во всех клетях, можно улучшить динамические условия работы оборудования клетей стана. Результаты моделирования показали, что такие же зависимости характерны для клетей чистовой группы.

5. На основании обработки больших массивов измерений момента сил упругости при прокатке различного сортамента за определенный промежуток времени разработана методика представления коэффициента динамичности K, статического Mст и максимального динамического момента Mд, как это показано на примере одной клетки на рис. 4. Подобное их представление одновременно для нескольких клетей позволяет определять (уточнять) сортмент, при прокатке которого не только Mст, но и Mд и K принимают наибольшее значение

при фактическом техническом состоянии оборудования. Наряду с этим для каждой партии полос вычисляются коэффициенты вариации $v_{ст}$, $v_{д}$, $v_{к}$, как отношение среднего квадратического отклонения σ_x к среднему m_x .

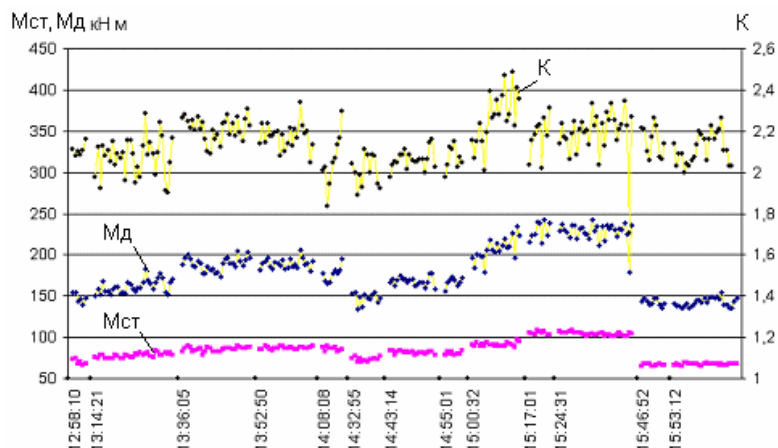


Рис. 4. Представление среднего статического момента Мст, максимального момента сил упругости Мд совместно с коэффициентом динамичности К на участке двигатель – редуктор для каждой полосы, прокатанной в клетке 5

Сравнение $v_{ст}$ между клетями позволяет выявить клетку (клетки) и определить сортмент, отличающийся нестабильностью технологии. Величина $v_{д}$ характеризует рассеивание максимальной динамической нагрузки, которая зависит, прежде всего, от технического состояния оборудования, в частности от износа и угловых зазоров, и в меньшей степени от параметров прокатки. Сравняя $v_{д}$ для конкретного сортамента при его прокатке в разные периоды времени качественно оценивали состояние оборудования (ухудшается – не ухудшается). Дополнительное привлечение к анализу коэффициента вариации $v_{к}$ коэффициента динамичности К позволило углубить совместный анализ технологии и оборудования [3].

6. На основании компьютерного моделирования и результатов измерений в каждой клетке получены выражения, отражающие зависимость коэффициента динамичности на шпиндельном Кш и моторном Км участках от углового зазора $\delta_{ш}$ в шпиндельном сочленении в виде:

$$K_{ш} = a_0 + a_1 \cdot \delta_{ш} - a_2 \cdot \delta_{ш}^2, \quad K_{м} = b_0 + b_1 \cdot \delta_{ш} - b_2 \cdot \delta_{ш}^2,$$

где a_0 и b_0 – представляют собой значения Кш и Км при некоторых начальных (технологических) зазорах. Они используются для оценки значений на двух участках коэффициентов динамичности Кш и Км и максимального момента сил упругости Мдш, Мдм после измерения зазора $\delta_{ш}$ или его расчета исходя из срока работы сочленения.

7. Разработан метод диагностирования углового зазора $\delta_{ш}$ в шпиндельном сочленении. Метод основан на измерении времени запаздывания реакции участков линии привода, в частности шпиндельного $\tau_{ш}$, на ударную нагрузку, прикладываемую к валкам при захвате полосы [4]. Чем больше открытая часть углового зазора $\delta_{ш}$ в момент захвата полосы валками, тем больше времени $\tau_{ш}$ необходимо для его замыкания. Время запаздывания определяется как разность между началом реакции вибродатчиков, установленных на прокатной и шестеренной клетях. Один из вариантов способа состоит в периодическом измерении времени запаздывания $\tau_{ш}$ и определении углового зазора $\delta_{ш}$ из выражения $\tau_{ш} = c_0 + c_1 \cdot \delta_{ш} - c_2 \cdot \delta_{ш}^2$, получаемого путем моделирования переходного процесса. Здесь c_0 время естественного запаздывания реакции. Разработана опытно-промышленная система, которая периодически применяется для диагностирования технического состояния линий главного привода клетей стана по времени запаздывания реакции участков от клетки к двигателю [5].

8. В настоящее время в клетях прокатных станов постоянно ведутся измерения момента двигателя главного привода Мдв в установившемся режиме прокатки. Разработан метод мониторинга максимальных динамических нагрузок в главных линиях клетей. Для их

расчета используется средняя величина углового зазора $\delta_{ш}$, определенная на основании статистической обработки данных измерений времени запаздывания $\tau_{ш}$. Например, на моторном участке максимальный момент равен $M_{\max} = K_m(\delta_{ш}) \cdot M_{дв}$. Предусмотрены алгоритмы для повышения достоверности результатов расчетов для каждой полосы в плавке. Подобный вариант мониторинга позволяет формировать весь спектр динамических нагрузок в клетях по крайней мере на моторном и шпиндельном участках во время эксплуатации стана и затем использовать его для расчетов долговечности узлов оборудования.

9. Установлено, что недопустимо определять максимальную динамическую нагрузку как произведение максимального статического момента и максимального коэффициента динамичности, т.к. это приводит к существенному его завышению. Для этого следует пользоваться зависимостью $M_{д\max} = K \cdot M_{ст} \cdot (1 + 3v_k)$, где K и $M_{ст}$ – средние значения, а v_k – опытный коэффициент вариации коэффициента динамичности в данной клетке.

10. На основании опытно-промышленной прокатки определена рациональная форма передней кромки слябов и бочки валков клетки дуо, при которых в главных линиях черновых клетей в 1,5 – 3 раза уменьшается динамическая составляющая нагрузки при захвате полосы валками [6].

ВЫВОДЫ

Выполненный комплекс исследований позволил установить фактическое распределение вибродинамических процессов и нагрузок по клетям стана с привязкой к прокатываемому сортаменту, характер их изменения в процессе эксплуатации стана. На этом основании разработаны практические мероприятия по рациональной эксплуатации стана, мониторингу нагрузок и технического состояния оборудования, осуществляется опытно-промышленная отработка новых способов диагностирования на базе статистической обработки и анализа больших массивов информации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Веренев В. В. Динамика взаимодействия черновых клетей через прокатываемую полосу / В. В. Веренев, А. Ю. Путники., С. В. Мацко // *Литье и металлургия*. – 2005. – № 2 (34). – С. 81–86.
2. Веренев В. В. Связь динамических нагрузок с техническим состоянием прокатной клетки / В. В. Веренев // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: сб. научн. тр. ИЧМ. К.: Наукова думка*. – 2003. – С. 135–147.
3. Анализ статистических характеристик нагруженности главных линий клетей широкополосного стана / Веренев В. В., Симоненко О. В., Мацко С. В. и др. // *Сталь*. – 2008. – № 10. – С. 44–46.
4. Диагностика и динамика прокатных станов / В. В. Веренев, В. И. Большаков, А. Ю. Путники, А. А. Коринь, С. В. Мацко // *Днепропетровск, ИМА-пресс*. – 2007. – 144 с.
5. Система диагностирования технического состояния оборудования прокатных клетей / Веренев В. В., Даличук А. П., Коренной В. В. и др. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2008. – № 5. – С. 36–37.
6. Прокатка слябов с фигурной кромкой на стане 1680 / Веренев В. В., Даличук А. П., Путники А. Ю. и др. // *Наукові вісті. Сучасні проблеми металургії. Том 8. Пластична деформація металів*. – Дніпропетровськ, 2005. – С. 245–248.

Веренев В. В. – канд. техн. наук, ст. науч. сотрудник ИЧМ НАНУ;
Коренной В. В. – мл. науч. сотрудник ИЧМ НАНУ;
Симоненко О. В. – гл. специалист по прокатному произв. ОАО «Запорожсталь»;
Мацко С. В. – начальник цеха ОАО «Запорожсталь»;
Телюк Д. В. – зам. главного механика ОАО «Запорожсталь»;
Яценко В. А. – канд. техн. наук.

ИЧМ НАНУ – Институт черной металлургии Национальной академии наук Украины,
г. Днепропетровск.
ОАО «Запорожсталь», г. Запорожье.

E-mail: office.isi@nas.gov.ua

УДК 621.785.616

Белобров Ю. Н.
Гаврильченко Е. Ю.
Мережко Д. В.
Гусев Е. С.
Колесников А. С.
Козленко Д. А.

СОЗДАНИЕ НОВОГО ВЫСОКОНКУРЕНТНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ТОЛСТОЛИСТОВОГО МЕТАЛЛОПРОКАТА В ЛИНИЯХ СТАНОВ

Целью работы является комплексное исследование процесса термообработки толстых листов, которое позволяет предложить поставку конкурентоспособных машин для термической обработки толстолистового металлопроката применяя новые технологии, которые обеспечивают охлаждение листов в наиболее широком температурно-временном диапазоне с достижением высоких качественных показателей поверхности и микроструктуры продукта.

В современных условиях листопрокатного производства изделия высокого качества невозможно получить без прогрессивных средств термической обработки. Для осуществления этого процесса требуется оснащение прокатных станов современными автоматизированными устройствами, обеспечивающими охлаждение листа в жестких температурно-временных диапазонах с высоким уровнем качества поверхности изделий и их микроструктуры. Для решения поставленных задач на Новокраматорском машиностроительном заводе была спроектирована и изготовлена роликовая закалочная машина (РЗМ) (рис. 1) [1].

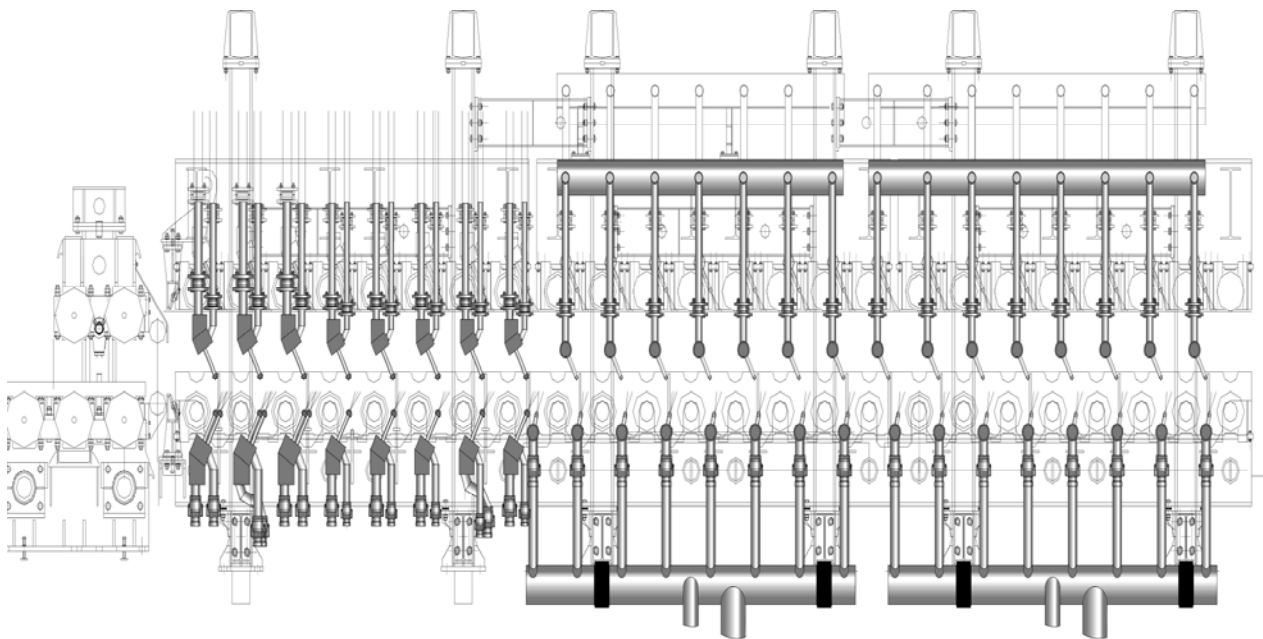


Рис. 1. Конструкция РЗМ стана трио Лаута металлургического комбината «Сталева Воля»

РЗМ, общий вид которой представлен на рис. 2, предназначена для двустороннего охлаждения листового проката из углеродистых, легированных сталей, а также сталей специального назначения водой после его нагрева в непрерывном потоке технологического процесса. В результате обработки проката на РЗМ представляется возможным получение продукта с высокими механическими свойствами за счет регулирования микроструктуры стали на стадии водяного охлаждения (рис. 3).

РЗМ состоит из нескольких последовательно расположенных секций, каждая из которых представляет собой систему нижних и верхних приводных роликов расположенных парно в одной вертикальной плоскости. Первая секция является подающей, три последующих – закалочные.



Рис. 2. Общий вид РЗМ стана трио Лаута металлургического комбината «Сталева Воля»

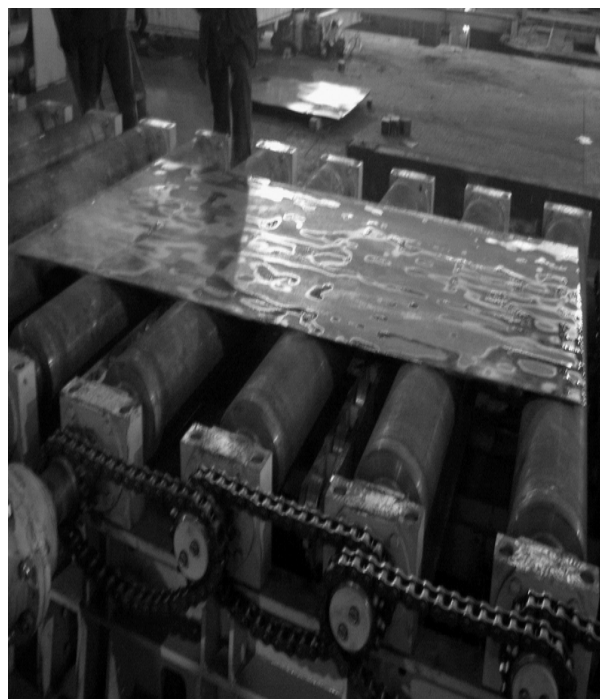


Рис. 3. Лист S690QL 4 × 1250 × 2500 на выходе из РЗМ

Закалка обеспечивает формирование мартенситно-бейнитной структуры по всей толщине обрабатываемого листа со средней скоростью охлаждения их поверхности в зоне интенсивного охлаждения не ниже 60-80 °С/с и температуре листов на выходе из РЗМ не выше 30-40 °С. При этом отклонение от плоскостности листов не превышает значения представленные в табл. 1.

Таблица 1
Значения плоскостности листа перед нагревательной печью и после обработки в РЗМ

Толщина листа, мм	Параметры листов перед печью			Плоскостность после РЗМ	
	Максимальная ширина, мм	Максимальная длина, мм	Максимальные отклонения плоскостности, мм/1 пм	Требование HSJ, мм/1 пм	Возможности по плоскостности НКМЗ, мм/1 пм
3 – 7	1250	3300	3	8	8
8 – 30	1500	9000	2	4	4
8 – 30	2000	6000	3	6	6

Система охлаждения РЗМ представляет собой ряд коллекторов, установленных в межроликовых пространствах симметрично относительно верхней и нижней поверхностей листа. Подача воды к секциям охлаждения обеспечивается гидроблоками управления.

Верхние и нижние коллекторы первой секции разделены на две группы: интенсивного и малоинтенсивного процессов охлаждения. Коллекторы последующих секций относятся только к зоне малоинтенсивного охлаждения.

В зоне интенсивного охлаждения перед первой парой роликов установлены верхний и нижний щелевые коллекторы.

Верхние и нижние охлаждающие секции обеспечивают сбалансированный отвод тепла с обеих сторон листа и управляются независимо друг от друга.

Система охлаждения позволяет в широком диапазоне регулировать скорости охлаждения в зависимости от марок сталей и толщин листов путем изменения расхода воды на каждую секцию.

Для обеспечения заданных требований по структуре и качеству листа после заковки определяющую роль, помимо конструкции РЗМ, играет разработанная технология заковки, а также возможность управления процессом. Основными технологическими параметрами процесса являются: температура нагрева металла, скорость охлаждения в температурных интервалах превращения аустенита, температура окончания заковки и равномерность охлаждения. Указанные факторы определяют получение необходимой микроструктуры, твердости, остаточных напряжений и плоскостности листов. Температура нагрева под заковку определяется значениями критических точек материала листов и назначается в зависимости от химического состава [2]. Основными параметрами процесса заковки толстых листов в РЗМ, обеспечивающими необходимую скорость охлаждения и требующими контроля и регулирования, являются: удельный расход воды, соотношение расходов на верхнюю и нижнюю поверхности листов, а также их скорость перемещения.

На основании результатов научно-исследовательской работы, проведенной совместно с НПО «ДОНИКС» (г. Донецк, Украина) были разработаны технологические режимы, а также программные средства, использованные при создании автоматизированного рабочего места инженера-технолога РЗМ, представленного на рис. 4, для управления процессом термообработки листового металлопроката.

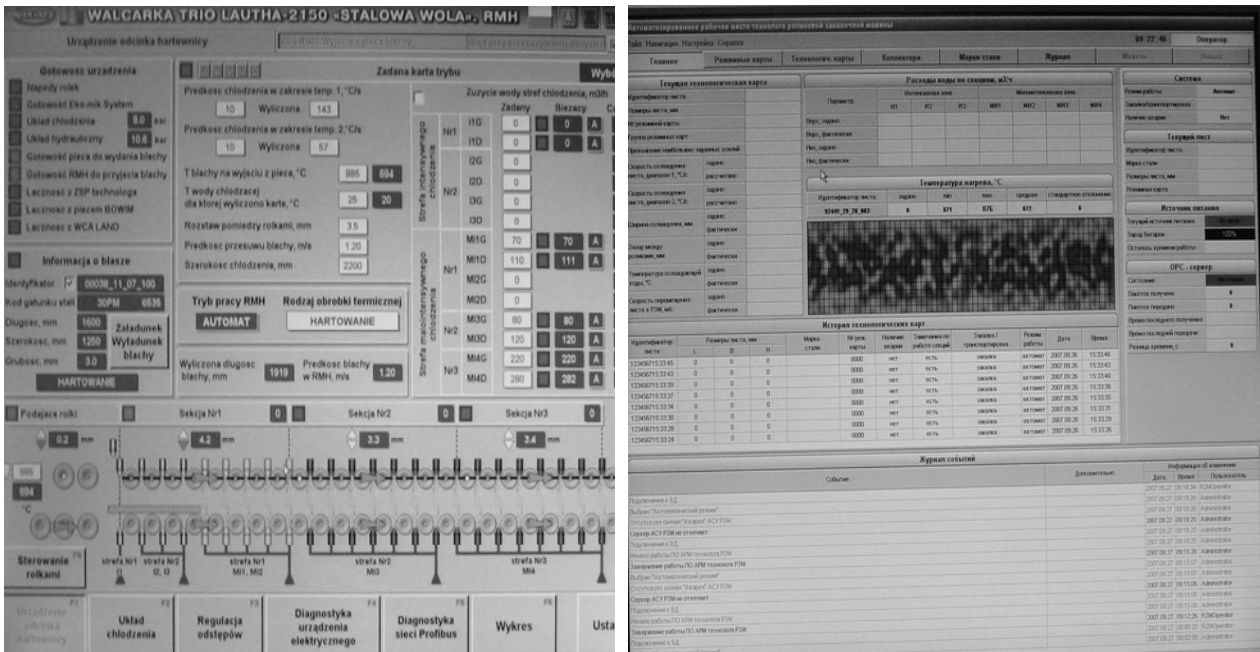


Рис. 4. Автоматизированное рабочее место инженера-технолога РЗМ

Математическая модель охлаждения, заложенная в основу программных средств, предусматривает расчет температуры листа по всей длине рольганга РЗМ за время передачи от печи через машину на рольганг за РЗМ [3]. Для этого верхняя и нижняя поверхности листа делятся на участки характерных типов:

- открытые (охлаждаемые на воздухе);
- контактирующие со струями воды;
- растекания слоя воды (только для верхней поверхности);

- контактирующие с водой, охлаждающей ролики рольганга (только для нижней поверхности);
- контактирующие с роликами рольганга (только для нижней поверхности);
- контактирующие с роликами РЗМ.

По мере перемещения листа через РЗМ каждое его поперечное сечение в общем случае проходит через множество участков различных типов. На каждом из таких участков программа реализует расчет коэффициентов теплоотдачи:

$$\alpha = \frac{q}{t_w - t_a}, \quad (1)$$

где α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К); q – плотность теплового потока, Вт/м²; t_w , t_a – температуры поверхности листа и охлаждающей среды соответственно.

После чего решается уравнение теплового баланса:

$$\frac{dt_w}{d\tau} = - \frac{2\alpha_m \psi (t_w - t_a)}{c \rho h}, \quad (2)$$

где α_m – средний коэффициент теплоотдачи на верхней и нижней поверхности листа, Вт/(м²·К); ζ – время охлаждения, с; c – удельная изобарная теплоемкость металла, Дж/(кг·К); ρ – плотность металла, кг/м³; h – толщина листа, м; ψ – поправка на массивность, зависящая от соотношения интенсивности внешнего и внутреннего теплообмена.

Данная математическая модель охлаждения в дополнение к известным методам учитывает теплоотдачу к слою воды в условиях пленочного и пузырькового кипения, включая переходный участок, а также влияние свободной и вынужденной конвекции по авторской методике [4].

Для адаптации математической модели к реальным условиям охлаждения была разработана методика проведения исследований нагрева листа в проходной роликовой печи и охлаждения в РЗМ [5]. Для исследований использовали листы длиной 2000 мм, шириной 1500 мм и толщиной 30 мм из стали 45. По оси листа на расстоянии 600 мм от заднего конца выполнили отверстие круглой формы диаметром 50 мм. В нем установили цилиндрическую пробку со встроенными в нее термопарами. Материал пробки соответствовал материалу листа, а ее высота была равна толщине листа. От места установки пробки до заднего конца листа был выполнен паз для размещения термопар, который сверху закрыли металлическими пластинками.

В измерительной схеме задействовали три термопары длиной по 40 м. ТермоЭДС с термопар через компенсационные провода подключили к аналого-цифровому преобразователю, откуда данные через USB передавались в компьютер, где с помощью программного обеспечения осуществлялось управление работой данного преобразователя и регистрация результатов измерений.

Максимальная погрешность измерения температуры с учетом характеристик комплекса сбора данных и использованного термопарного кабеля составляла не более 7 °С

Процесс измерения происходил следующим образом. Лист с термопарами уложили на рольганг и транспортировали в нагревательную печь. За пределами листа термопары соединили в один пучок и подавали в печь по мере передвижения листа через всю печь к РЗМ. Измерение температуры нагрева и охлаждения листа начиналось сразу после его входа в печь и заканчивалось после выхода заднего конца листа из РЗМ.

Листы после закалки в роликовой закалочной машине характеризовались достаточно высокой равномерностью структуры и свойств по их площади и сечению. Колебания твердости по длине и ширине не превышали 2 % от их средних значений

На рис. 5 и 6 показан пример представления данных, полученных в ходе экспериментальных исследований.

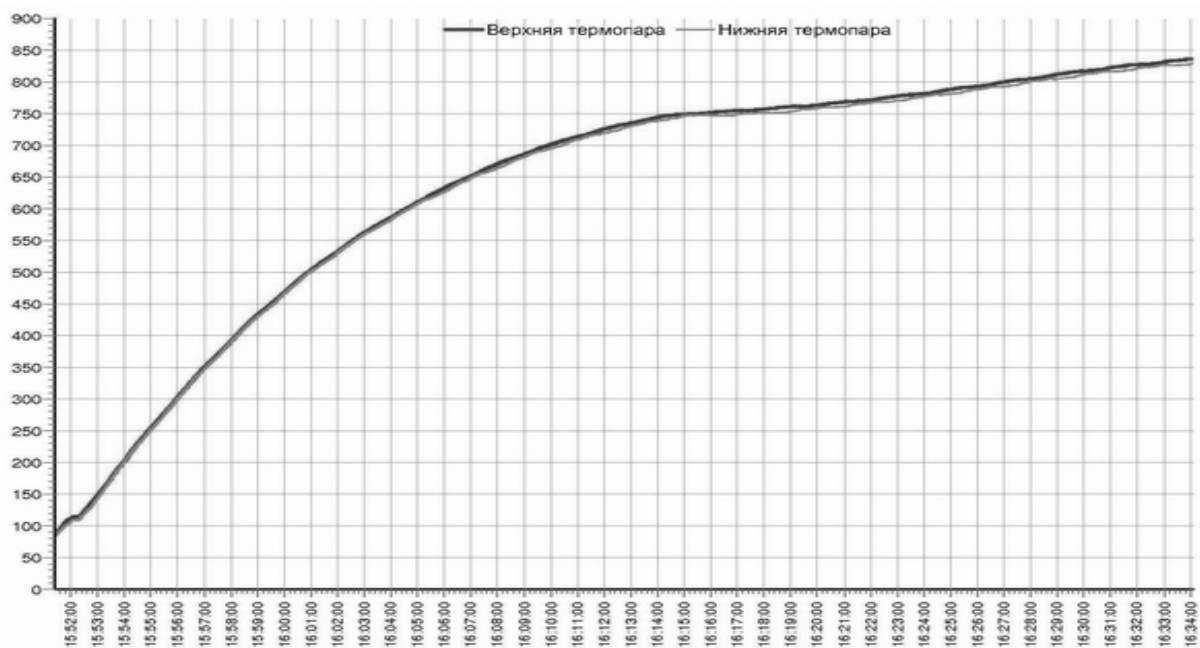


Рис. 5. Изменение температуры листа при нагреве

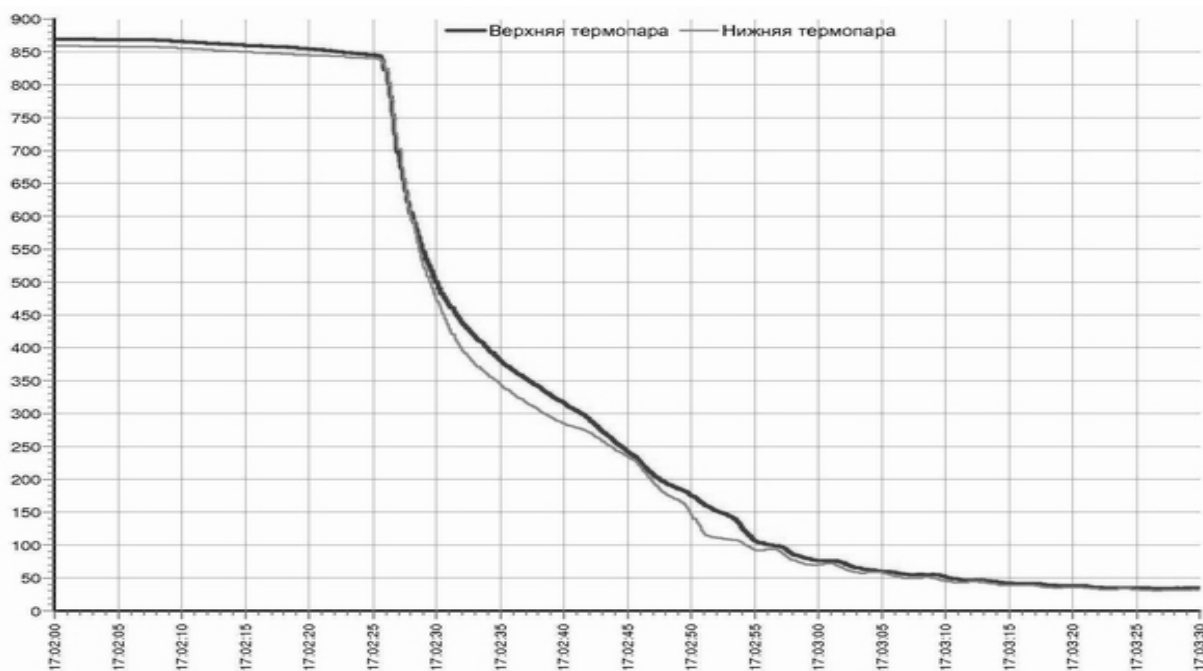


Рис. 6. Изменение температуры листа при охлаждении

В результате проведенного анализа существующих конструкций термоупрочняющих агрегатов, а также теоретических исследований процесса термообработки толстых листов на них, был спроектирован ряд новых высококонкурентных машин для термообработки листового металлопроката, отличающихся следующими технологическими признаками:

- изменение интенсивности охлаждения в широком диапазоне для получения высокой скорости охлаждения в начальной стадии при прямой закалке листов и малых скоростей охлаждения в завершающей стадии;
- обеспечение высокой точности поддержания заданной температуры по длине и ширине листов в каждой зоне охлаждения;
- обеспечение плоскостности листов за счет сбалансированного теплоотвода с верхней и нижней поверхности листов при всех режимах охлаждения;

- обеспечение высокой скорости выхода на заданный режим термообработки по расходам воды;
- обеспечение своевременного отвода отработанной воды из зон охлаждения;
- термообработка полосы из новых марок сталей благодаря автоматизированному рабочему месту технолога.

Также одним из немаловажных достоинств РЗМ конструкции НКМЗ является ее компактность и низкая удельная металлоемкость.

ВЫВОДЫ

В результате совместной научно-исследовательской работы ЗАО «НКМЗ» с НПО «ДОНИКС» были разработаны технологические режимы, а также программные средства для автоматизированного управления процессом термообработки листа на РЗМ.

Экспериментальные исследования выполненные в период пуска и наладки роликовой закалочной машины (РЗМ), позволили адаптировать математическую модель расчета режимов закалки и доказали, что разработанная конструкция роликовой закалочной машины обеспечивает необходимую скорость охлаждения для закалки листов толщиной до 3 мм. Это существенно сократило затраты, связанные с освоением машины.

В результате была спроектирована новая высококонкурентная роликовая закалочная машина, которая в настоящее время успешно прошла испытания на металлургическом заводе HSW – Huta Stali Jakosciowych S. A. в Польше. В целом ее эксплуатация обеспечила требуемый уровень качества, эффективность технологии термообработки и математического обеспечения управления процессом закалки, а также надежность всего комплекса механизмов и систем РЗМ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Создание современного комплекса термообработки толстолистового проката на металлургическом заводе HSW / Ю. Н. Белобров, С. А. Гриценко, В. И. Елецких и др. // Бюллетень «Черная металлургия». – 2008. – № 8 – 93 с.
2. Сорокин В. Г. Марочник сталей и сплавов / В. Г. Сорокин, А. В. Волосникова. – М.: Машиностроение, 1989. – 640 с.
3. Программное обеспечение автоматизированного рабочего места технолога роликовой закалочной машины / А. Л. Остапенко, А. В. Кузьмин, Э. Е. Бейгельзимер и др. // Бюллетень «Черная металлургия». – 2008. – № 8. – 93 с.
4. Бейгельзимер Э. Е. Математическая модель охлаждения листового металла в роликовой закалочной машине / Э. Е. Бейгельзимер // Бюллетень «Черная металлургия». – ОАО «Черметинформация». – 2008. – № 8. – 93 с.
5. Экспериментальные исследования охлаждения листов в роликовой закалочной машине / Л. А. Остапенко, Н. В. Гончаров, А. В. Кузьмин и др. // Бюллетень «Черная металлургия». – 2008. – № 8. – 93 с.

- Белобров Ю. Н. – канд. техн. наук, гл. конструктор ОГК ПО ЗАО «НКМЗ»;
Гаврильченко Е. Ю. – инженер-конструктор ЗАО «НКМЗ»;
Мережко Д. В. – инженер-конструктор ЗАО «НКМЗ»;
Гусев Е. С. – инженер-конструктор ЗАО «НКМЗ»;
Колесников А. С. – инженер-конструктор ЗАО «НКМЗ»;
Козленко Д. А. – ст. инженер НПО «ДОНИКС», Донецк.

ЗАО «НКМЗ» – ЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод», г. Краматорск;
НПО «ДОНИКС» – Научно-производственный объект «ДОНИКС», г. Донецк.

E-mail: bhps@nkmz.donetsk.ua

УДК 621.774.35

Рахманов С. Р.

ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ ОПРАВОК АВТОМАТИЧЕСКОГО СТАНА ТРУБОПРОКАТНОГО АГРЕГАТА

Технологический процесс производства бесшовных горячекатаных труб предусматривает продольную прокатку цилиндрической гильзы на осесимметричной оправке определенной геометрической формы. Оправка установлена в очаге деформации автоматического стана и в осевом направлении удерживается стержнем и упорно-регулирующим механизмом. Необходимо подчеркнуть, что качество прокатываемых труб преимущественно определяется износостойкостью технологического инструмента и условиями формирования очага деформации.

Целью работы является повышение износостойкости оправки и качества бесшовных труб. Поставленная цель достигается, в частности, путем рациональной калибровки рабочей поверхности оправок.

На автоматическом стане трубопрокатного агрегата формирование гильзы с заданными параметрами осуществляется литыми, коваными и штампованными оправками определенной геометрической формы (калибровки). Литая оправка автоматического стана выполнена в виде усеченного конуса и включает последовательно расположенные вдоль оси прокатки коническую рабочую поверхность с переходом на цилиндрический поясok согласно [1, с. 8–12]. Ввиду несовершенства технологии производства и формы образующей рабочей поверхности литые оправки имеют крайне низкую долговечность. Калибровка, применяемая при изготовлении литого технологического инструмента, не обеспечивает стабилизацию энергосиловых параметров технологического процесса.

Для отечественных и зарубежных станов в ряде случаев применяется распространенная оправка, выполненная в виде кованого осесимметричного тела. Оправка состоит из рабочего участка, профилированного по стационарной сфере и замыкающего цилиндрического пояса, согласно [2, с. 104–109]. Вследствие несовершенства формы рабочей поверхности оправка перегружена со стороны потока обтекающего металла и склонна к повышенному износу. В ряде случаев это приводит к порезам гильз. Необходимо подчеркнуть, что при прокатке гильзы изношенная оправка вызывает ассиметричную внешнюю нагрузку в очаге деформации, что приводит к ее уходу от оси прокатки и заклиниванию в гильзе. Интенсивный износ рабочей поверхности оправки в ходе прокатки обуславливает возникновение опрокидывающих моментов со стороны очага деформации. Процесс продольной прокатки гильзы при этом сопровождается нежелательным упругодеформированным состоянием стержня оправки с последующей потерей его динамической устойчивости.

На автоматическом стане ряда трубопрокатных агрегатов применяются «обтекаемые» оправки, изготовленные методом точной штамповки. Профилирование рабочей поверхности оправки по принятой калибровке осуществляется из условия соблюдения постоянства деформации в очаге деформации согласно [3, с. 328; 4, с. 212; 5, с. 72–88].

Штампованные оправки, калиброванные на основе этого принципа, имеют определенные преимущества по стойкости. Однако они не обеспечивают стабильности процесса продольной прокатки гильзы. Отметим, что, как правило, со стороны оправки на стержневую систему механизма ее удержания воздействуют большие динамические нагрузки. Динамические нагрузки вызывают дальнейшее развитие неустойчивости процесса прокатки и существенное повышение продольной и поперечной разностенности полученных гильз. Следовательно, несмотря на все преимущества способа точной горячей штамповки, оправки, изготовленные по всем требованиям данной технологии, ввиду несовершенства формы образующей рабочей поверхности подвержены повышенному износу.

Увеличение эксплуатационной стойкости оправки и повышение качества прокатываемых труб достигается путем оптимизации геометрических параметров образующей рабочей поверхности технологического инструмента. Отметим, что образующую рабочей части

оправки по всей длине следует калибровать по рациональной кривой переменного радиуса $R(x)$ (вывод формул для рациональных калибровок оправок будет приведен ниже).

Остановимся более подробно на составлении динамической модели задачи по калибровке обтекаемой оправки рациональной формы для существующей схемы прокатки согласно рис. 1 и расчетной схемы на рис. 2.

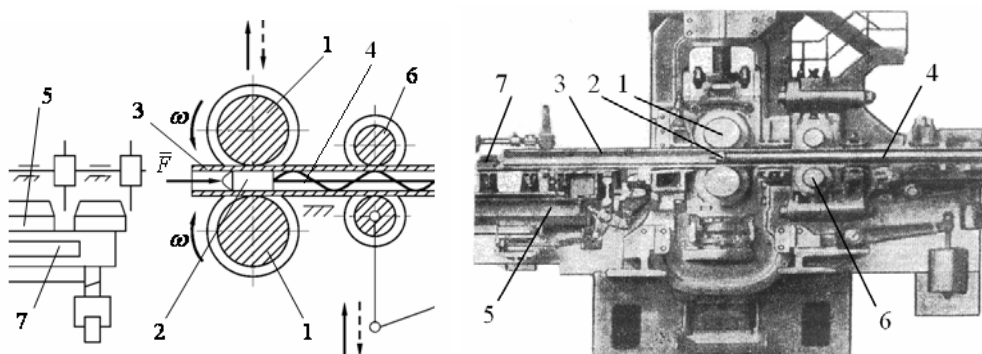


Рис. 1. Схема прокатки труб (гильз) на автоматическом стане

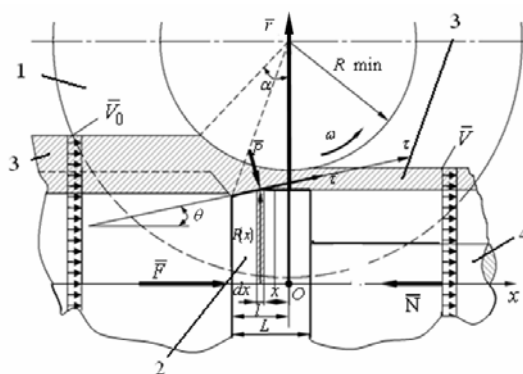


Рис. 2. Расчетная схема для рациональной калибровки оправки

В рамках принятой динамической модели форма рабочего участка оправки определяется на основе следующих основных предпосылок и рассуждений.

Рассматриваем безотрывное обтекание оправки потоком металла в очаге деформации в процессе продольной прокатки. Корректное решение задачи получим применением уравнений сплошной среды и математической физики для выбранной динамической модели очага деформации. Дальнейшую постановку задачи представим на основе рассмотрения динамического равновесия прокатываемого металла в очаге деформации. Очевидно, из динамической аналогии процесса продольной прокатки в рамках принятой модели необходимо определить осевое сопротивление оправки обтекающему потоку металла в принятом приближении. Рассмотрим течение потока прокатываемого металла как линейно-вязкой среды в некотором ограниченном объеме очага деформации автоматического стана. Далее формируем реальную целевую функцию для функционала осевого сопротивления оправки потоку прокатываемого металла.

Очевидно, рациональная калибровка рабочего участка оправки неразрывно связана с решением динамической задачи, которая основана на принципе инверсии осесимметричного тела (оправки) в потоке металла. Необходимо и достаточно, чтобы оправка в данных условиях обладала наименьшим осевым сопротивлением технологической рабочей среде (металлу) в процессе продольной прокатки.

Предполагаем, что оправка не деформируема и соответственно механические свойства прокатываемого металла и оправки несоизмеримыми. Для определения нормальной составляющей давления на поверхности оправки исходим из теоремы Эйлера согласно результатам работы [6, с. 171–174] в рамках рассматриваемой динамической модели задачи.

Аппроксимацией результатов многочисленных экспериментальных исследований [1, 2, 3] (рис. 3) определено, что давление в очаге деформации имеет вид:

$$p = 2\psi\rho v^2 \sin^2 \theta.$$

Здесь ψ – поправочный коэффициент, учитывающий реальные условия формирования очага деформации, определяемый согласно [3, с. 141–148], $\psi = 0,92 - 0,95$; ρ – плотность прокатываемого металла при заданной температуре рабочей среды; v – скорость потока металла перед соприкосновением с оправкой; θ – угол между полной скоростью рабочей среды (металла) на поверхности оправки и ее тангенциальной составляющей.

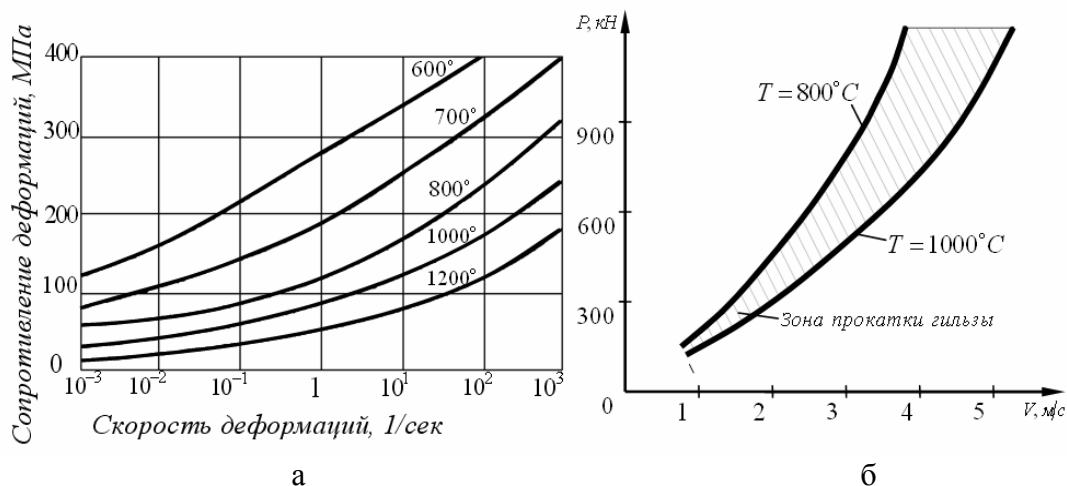


Рис. 3. Механические свойства прокатываемого материала и зависимость давления металла на валки от скорости прокатки:

а – зависимость сопротивления деформации от скорости деформации; б – зависимость давления металла от скорости прокатки на автоматическом стане

Давление металла направлено по нормали к рабочей поверхности оправки. Однако для осевого составляющего давления металла на бесконечно малом участке оправки шириной $\sqrt{1 + [f'(x)]^2} dx$ и радиуса $f(x)$ получим следующее:

$$dF = 2\psi\rho v^2 \sin^2 \theta \left[2\pi \cdot \sqrt{1 + [f'(x)]^2} dx \sin \theta \right]. \quad (1)$$

После интегрирования выражения (1) по всей длине рабочей поверхности оправки находим полную силу осевого сопротивления оправки, действующую в положительном направлении оси прокатки:

$$F = \int_0^l 4\pi\psi\rho v^2 \cdot \sin^3 \theta f(x) \left[1 + (f'(x)^2) \right]^{1/2} dx. \quad (2)$$

При упрощенном рассмотрении задачи можно предположить, что для малых углов наклона касательной к оси прокатки θ ($\theta = 5 \div 10^\circ$) значение $\sin(\theta)$ приблизительно заменяется выражением $f'(x)$. Тогда осевое сопротивление оправки квазистационарного процесса находится в виде:

$$F = \int_0^l 4\pi\psi\rho v^2 \cdot f(x) [f'(x)]^3 dx. \quad (3)$$

Откуда видно, что сформированный функционал осевого сопротивления оправки потоку прокатываемого металла определяется из выражения (3) как $F[f(x), f'(x)]$ и имеет соответствующие непрерывные частные производные по всем аргументам на рассматриваемом отрезке очага деформации. Следовательно, задача по оптимизации параметров оправки и геометрии очага деформации сводится к распространенному классу задач механики. Данная

задача имеет определенные ограничения, связанные с определением минимума функционала осевого сопротивления на множестве нормированного пространства очага деформации. Следуя постановке задачи, требуется установить линейно однородную функцию $f(x)$ для образующей рабочей части оправки.

Поскольку, как следует из выражения (3), функционал не явно зависит от текущей координаты x , т. е. $F[f(x), f'(x)] = F[R(x), R'(x)]$, в этом случае известное уравнение Эйлера [6, с. 171–174] примет вид:

$$F_{f'} - f'(x)F_{ff'} - f''(x)F_{ff''} = 0. \quad (4)$$

Умножая обе части уравнения (4) $f'(x)$, в левой части получим точную производную от функционала осевого сопротивления оправки. Следовательно, после интегрирования имеем преобразованные интегрируемые типы уравнений Эйлера [7, с. 204 – 207]:

$$F - f'(x)F_{f'} = C, \quad (5)$$

где C – постоянная интегрирования задачи.

Полученное уравнение может быть интегрировано путем разрешения относительно $f'(x)$, разделения переменных или путем введения параметров.

Среди всех функций $f(x)$, определяющих форму образующей оправки, удовлетворяющих граничным условиям задачи $f(0) = R_0$ и $f(l) = R$, необходимо найти ту функцию, которая доставляет слабый экстремум сформированному функционалу осевого сопротивления (3) согласно выражению (5).

Экстремум функционала осевого сопротивления оправки из (3) может быть реализован только на тех экстремальных, которые удовлетворяют условиям на границе образующей оправки, при которых осевое сопротивление оправки \bar{F} примет возможное наименьшее значение.

Уравнение Эйлера (5) с учетом функционала осевого сопротивления (3) после небольших преобразований имеет вид:

$$[f'(x)]^3 - 3 \frac{d}{dx} [f(x)(f'(x))^2] = 0. \quad (6)$$

Очевидно, здесь $C = 0$.

В силу принятых граничных условий, частное решение уравнения (6) для рассматриваемой задачи не приемлемо. Тогда уравнение (6) для удобства решения задачи перепишем в виде:

$$[f'(x)]^3 + 3f(x)f'(x)f''(x) = 0. \quad (7)$$

Умножая обе части уравнения на $f'(x)$, отметим, что левая часть (7) есть не что иное, как

$$\frac{d}{dx} \{ [f'(x)]^3 f(x) \}. \quad (8)$$

Интегрируя полученное выражение, соответственно имеем:

$$[f'(x)]^3 f(x) = \tilde{c}. \quad (9)$$

После преобразований получим следующее дифференциальное уравнение:

$$f'(x) = \frac{\tilde{c}}{\sqrt[3]{f(x)}}. \quad (10)$$

Далее, интегрируя выражение (10), находим:

$$f(x) = (c_1 + c_2)^{3/4}. \quad (11)$$

Постоянные интегрирования задачи c_1 и c_2 определяем, согласно граничным условиям с учетом возможной калибровки оправки стана. Для оправки с сформированным цилиндрическим центрирующим носиком имеем следующие граничные условия:

$$\text{при } x = 0, f(x) = R_0; \text{ а при } x = l, f(x) = R. \quad (12)$$

Следовательно, из уравнения (11) с учетом (12) получим:

$$c_1 = (R^{4/3} - R_0^{4/3})/l; \quad c_2 = R_0^{4/3}. \quad (13)$$

После соответствующих подстановок постоянных интегрирования (11) в уравнение (10) и преобразований получим выражение для определения образующей рабочего участка оправки:

$$f(x) = R(x) = \left[R^{4/3} \left(\frac{x}{l} \right) + R_0^{4/3} \left(1 - \frac{x}{l} \right) \right]^{3/4} \quad (14)$$

где R_0 – начальный радиус оправки; R – радиус калибрующего пояса (участка) оправки; l – длина рабочего участка оправки.

Подстановка (14) в выражение (4) показывает, что образующая оправки, калиброванная по данному способу, является обтекаемой параболой требуемой степени точности с заданными условиями формирования очага деформации. Это при прочих равных условиях обеспечивает минимум осевого сопротивления оправки потоку металла при продольной прокатке труб.

Для стабильности процесса прошивки в особых точках образующей оправки на кривую $R(x)$ наложены определенные ограничения. Следовательно, имеем $f'(x) = \operatorname{tg}(\theta)$, и тогда рабочая часть оправки определяется углом $\theta = \operatorname{arctg}(f'(x))$. Для реально используемых оправок угол конусности достигает величину в пределах $\theta = 5 \div 10^\circ$, что вызывает определенные трудности при калибровке рабочего участка оправки по одной гладкой кривой $R(x)$ согласно выражению (14).

Из вышеизложенного следует, что при соблюдении некоторых ограничений по критериям Вейерштрасса–Эрдмана, получено уточненное решение вариационной задачи Эйлера по определению функции образующей рабочей поверхности оправки. Оправка, калиброванная предлагаемым способом, состоит из рабочей части рациональной формы и цилиндрического пояса. Образующая рабочей части оправки по форме близка к изношенной поверхности (рис. 5).

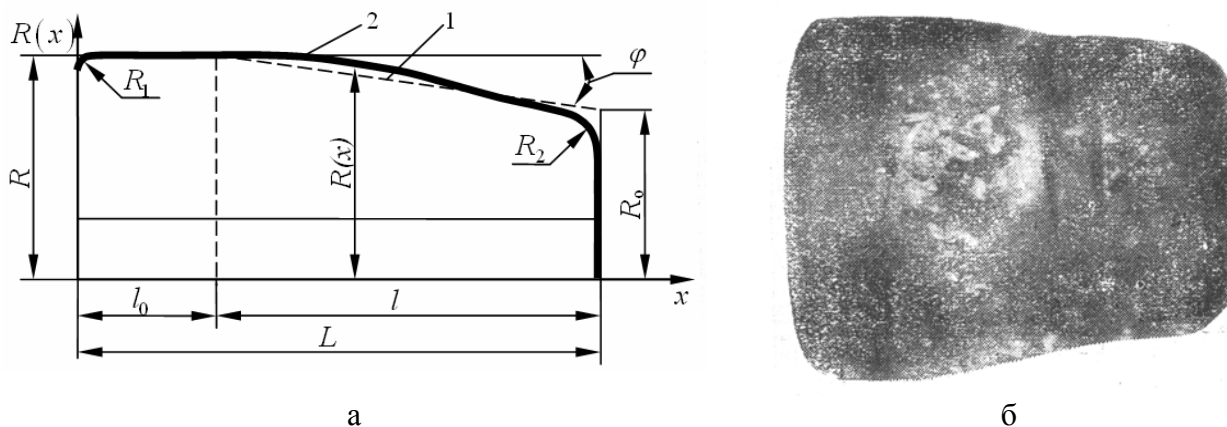


Рис. 5. Форма образующей и характерная картина износа оправки автоматического стана: а – калибровка оправки; б – картина износа оправки

Результаты промышленных испытаний оправок, диаметром 76 при прокатке гильз диаметром 100 мм со стенкой 11 мм из стали 20 на автоматическом стане ТПА 140, сведены в табл. 1.

Рациональная калибровка оправки обеспечивает существенное снижение усилия прошивки (осевого сопротивления) со стороны потока прокатываемого металла. Профилированная поверхность рабочего участка рациональной оправки, кроме всего прочего, исключает ее перекося в очаге деформации и способствует стабильному удержанию в потоке металла.

Минимум осевого сопротивления со стороны очага деформации и оправки на стержневую систему приводит к снижению виброактивности механизмов выходной стороны стана. Это обеспечивает необходимые условия для стабилизации технологического процесса продольной прокатки гильзы на стане.

Таблица 1

Технико-экономические показатели использования оправок диаметром 76 на автоматическом стане ТПА 140 в зависимости от технологии их производства.

№п/п	Способ изготовления оправок и материал	Количество прокатанных гильз, шт.	Качество гильз		Усилия прокатки, кН		
			Продольная разностенность, мм	Выход годного, %	Расчетная величина	Экспериментальная величина	
1	Литье, 30Х32НЗФЛ	а	50 ÷ 60	1,6 ÷ 1,8	87	236	275
		б	80 ÷ 90	1,2 ÷ 1,3	92	188	227
2	Ковка с механической обработкой, 14Х17	а	80 ÷ 90	1,4 ÷ 1,7	89	224	260
		б	100 ÷ 110	1,0 ÷ 1,2	94	188	210
3	Штамповка, 12ХНЗФА	а	100 ÷ 120	0,9 ÷ 1,4	94	207	253
		б	120 ÷ 130	0,8 ÷ 1,0	97	188	200

а – существующая калибровка; б – рациональная калибровка

Применение рациональных оправок в условиях эксплуатации автоматического стана ТПА 140 за счет оптимизации формы рабочей поверхности приводит к снижению энергосиловых параметров очага деформации (9 ÷ 14 %). При этом, как следствие, устраняется налипание металла на оправку и тем самым достигается улучшение качества поверхности гильз. Это приводит к снижению повреждений внутренней поверхности гильз и повышению качество производимых труб на 5 ÷ 7 %.

ВЫВОДЫ

1. Анализ полученных результатов показывает, что, независимо от способа производства оправки, рациональной калибровкой рабочей поверхности достигается минимизация осевого сопротивления потоку металла.
2. Оптимизацией образующей достигнуто сохранение сплошности покрытия рабочей поверхности оправки, что позволяет, при прочих равных условиях, увеличить ее срок службы в 1,5–2 раза.
3. Профилирование поверхности рабочего участка оправки по некоторой рациональной кривой позволяет заметно интенсифицировать технологический процесс. Например, при использовании рациональной оправки диаметром 76 на автоматическом стане ТПА 140 достигнуто увеличение скорости прокатки на 3,0 ÷ 5,0 %.

ЛИТЕРАТУРА

1. Матвеев Ю. М. Калибровка валков и инструмента трубных станков / Ю. М. Матвеев, Я. Л. Ваткин. – М.: Металлургиздат, 1951. – 212 с.
2. Данилов Ф. А. Производство стальных труб горячей прокаткой / Данилов Ф. А., Глейберг А. З., Балакин В. Г. – М.: Металлургиздат, 1954. – 615 с.
3. Грудев А. П. Технология прокатного производства / Грудев А. П., Машкин Л. Ф., Ханин М. И. – М.: Металлургия, 1994. – 656 с.
4. Ваткин Я. Л. Трубное производство / Ваткин Я. Л., Ваткин Ю. А. – М.: Металлургия, 1970. – 512 с.
5. Данченко В. Н. Технология трубного производства: учебник для ВУЗов. / В. Н. Данченко, А. П. Коликов, Б. А. Романцев, С. В. Самусев. – М.: Интермет – Инжиниринг, 2002. – 640 с.
6. Kanjaidu V. B. An Hydrodynamic Model of Hydrodynamic Extrusion. Ibid. – 1966. – № 2. – P. 171–174.
7. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука, 1968. – 720 с.

Рахманов С. Р. – сотрудник НметАУ.

НметАУ – Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск.

E-mail: vostok@dnipro.ru

УДК 621.771.23

Федоринов В. А.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ И ОБОРУДОВАНИЯ ПО ПРОИЗВОДСТВУ РАБОЧИХ ВАЛКОВ СТАНОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ

Условия эксплуатации рабочих валков станов холодной прокатки характеризуются повышенными уровнями нормальных контактных напряжений и величины относительного скольжения, а также наличием довольно сложной термомодеформационной схемы нагружения. Отмеченное приводит к снижению стойкости данных валков и, как следствие, к повышению эксплуатационных расходов и снижению качества получаемого металлопроката.

В соответствии с изложенным выше целью работы является повышение стойкости рабочих валков лентопрокатных станов на основе разработки и исследования новых технологий и оборудования на примере станов для деформации между неподвижным и подвижным рабочими валками (ДНПВ) необходимо отметить, что материал неподвижного рабочего валка в виду наличия предельно возможных уровней относительного скольжения должен отвечать ряду требований и, в первую очередь, отсутствию склонности к налипанию деформируемого металла на его поверхность в сочетании с высокой износостойкостью при применении обычных технологических смазок [1]. В соответствии с этим были испытаны валки из различных материалов: инструментальных сталей 9ХС, 9Х, Р18 и Р6М5 без покрытия и с покрытием нитридно-титановой пленкой, хромом, окисью алюминия Al_2O_3 ; отбеленного чугуна, легированного хромом и бором; минералокерамических материалов типа ЦМ-332 и «Кодор». На основании исследований, проведенных на станах дуо-350, шестивалковом 160/350 × 450 и кварто 160/450 × 450 концерна «АЗОМ», в качестве материала неподвижного валка для деформации меди и ее сплавов были рекомендованы карбидо-вольфрамовые твердые сплавы типа ВК 2...ВК 25. При этом стойкость валка из сплава ВК 15 в одном положении составляет более 50000 м прокатанного металла. Если учесть, что по мере износа или в случае повреждения контактной поверхности неподвижный валок может быть неоднократно повернут на определенный угол, то стойкость неподвижного рабочего валка возрастаеткратно числу возможных проворотов. В дальнейшем эти результаты были подтверждены опытом промышленной эксплуатации станов ДНПВ 50/160/350 × 450 и ДНПВ 50/450 × 450 [1, 2].

С целью выявления возможности и условий реализации процесса ДНПВ при деформации черных металлов на стане 55/260 × 200 была проведена опытная прокатка полос из сталей 08кп, У10А, 60С2А [1]. Экспериментальные кривые сил прокатки и передних натяжений в зависимости от степени деформации этих сталей способом ДНПВ представлены на рис. 1.

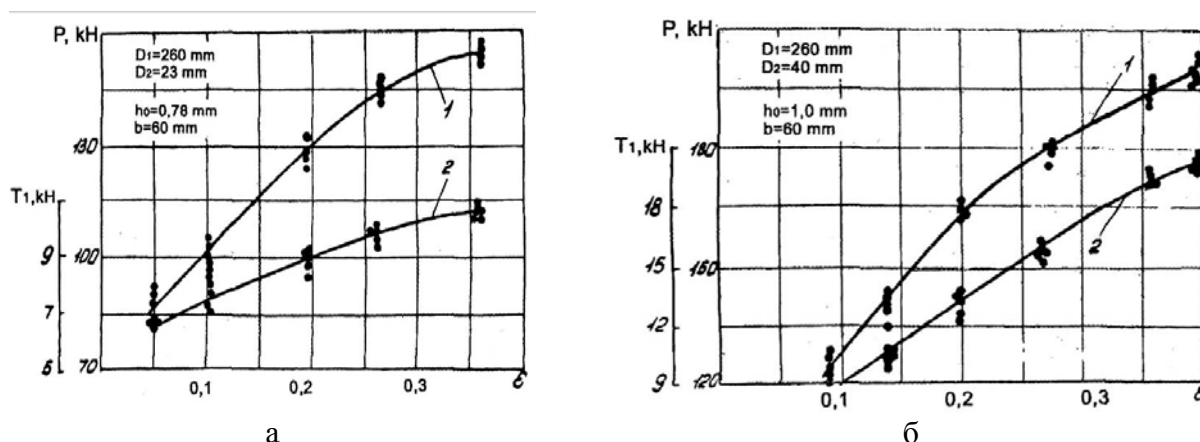


Рис. 1. Сила прокатки $P(1)$ и переднее натяжение $T_1(2)$ в зависимости от степени деформации ϵ при ДНПВ сталей 60С2А (а), У10А (б) отожженных

Установлено, что разовые обжатия при ДНПВ черных металлов могут достигать значений 40–50 % и ограничиваются в основном мощностью натяжных устройств и пластично-

стью полосы. Кроме того, как показали результаты исследований, без применения дополнительных технологических мероприятий сталь на поверхность неподвижного валка, выполненного из твердого сплава, налипают уже при прокатке 2...5 м полосы. Имея в наличии неподвижные валки из твердого сплава, при ДНПВ сталей можно использовать известный в практике волочения стальной проволоки прием предварительного нанесения на поверхность металла подмазочных покрытий.

Было опробовано наиболее распространенное металлическое покрытие медью, применяемое обычно для значительных суммарных вытяжек проволоки средней и высокой прочности [3]. Медное покрытие наносили на поверхность протравленной стальной полосы обработкой последней в растворе медного купороса (4–5 % $\text{CuSO}_4 \cdot 5\text{H}_2\text{O}$) и серной кислоты (около 5 % H_2SO_4) при температуре 18 °С в течение 60 с. После просушки прокатку омедненной полосы вели с применением хлопкового масла. Стойкость неподвижного рабочего валка до налипания возросла до 300–500 м прокатанной полосы. Очевидно, что добившись улучшения качества покрытия, можно достичь стойкости неподвижных валков из твердого сплава при деформации сталей, приемлемой для практических целей. Однако, принимая во внимание неудобства и увеличение себестоимости полосы, которые повлечет за собой введение дополнительной технологической операции по нанесению подмазочного слоя перед прокаткой и удалению остатков покрытия после прокатки, после использования данной технологии является весьма проблематичным.

Наиболее целесообразно идти по пути изыскания материала неподвижного валка или его покрытия, обеспечивающих возможность реализации процесса ДНПВ без изменения традиционных условий его реализации. В этом направлении были опробованы валки из минералокерамических материалов ЦМ-332, «Кодор» и валки из инструментальных сталей, напыленные нитридом титана.

При прокатке сталей на минералокерамических валках получен отрицательный результат, связанный с наличием пор, открывающихся при шлифовке валков и вызывающих появление царапин на полосе в результате заполнения пор деформируемым металлом. На участках контактной поверхности минералокерамических неподвижных валков, характеризующихся отсутствием пор, склонности к схватыванию металла и валков не обнаружено.

Удовлетворительный результат получен при деформации сталей 08кп, 60С2А и У10А с применением валков, покрытых нитридно-титановой пленкой на установке «Булат». Валки диаметром 40 мм из стали 9ХС после закалки ТВЧ и стали Р18, подвергнутые объемной закалке, покрывали нитридно-титановой пленкой толщиной 3–5 мкм. Шероховатость поверхности после покрытия составила 0,63..0,32 мкм. Прокатку стальных полос вели со смазкой С45 на скорости прокатки 0,3...0,5 м/с. Стойкость валка с основанием Р18 составила около 2000...2500 м прокатанной полосы, при этом отмечено удовлетворительное состояние контактной поверхности неподвижного рабочего валка. Стойкость валка с основанием 9ХС была значительно ниже, при этом наблюдалось разрушение покрытия.

Следует отметить, что условия эксплуатации неподвижного валка клетки ДНПВ по способу крепления и схеме его нагружения выгодно отличаются от условий, в которых находятся рабочие валки станов симметричной прокатки, будучи подверженными воздействию циклических нагрузок. Это дает возможность использования на стане ДНПВ твердосплавных валков, в том числе и пустотелых.

Отсутствие длинномерных твердосплавных валков отечественного производства, сложность существующей технологии их изготовления, высокая стоимость и дефицитность твердосплавных материалов послужили причиной для разработки в Донбасской государственной машиностроительной академии упрощенной технологии сварки валков из изношенных твердосплавных фильер и колец [1].

На основе проведенных предварительных исследований были выбраны режимы диффузионной сварки элементов из сплавов группы ВК под слоем флюса и предложены составы флюса [1]. При сварке между свариваемыми поверхностями введена органическая прослойка, в качестве которой могут быть использованы полимерные клеи типа ПВА (ТУ6-15-761-76),

«Феникс» (ТУ6-15-1124-76), «Марс» (ТУ6-15-777-73). Введение органической прослойки способствовало снижению пористости в зоне сварного соединения.

Для выпуска опытной партии твердосплавных валков с последующим испытанием их служебных свойств в промышленных условиях была спроектирована и изготовлена экспериментальная сварочная установка (рис. 2) с горизонтальным положением свариваемого валка из заготовок 4, что позволило обеспечить одинаковые давления сварки на каждом из стыков. Применение установки позволило изготавливать валки длиной до 450 мм и наружным диаметром до 70 мм [1].

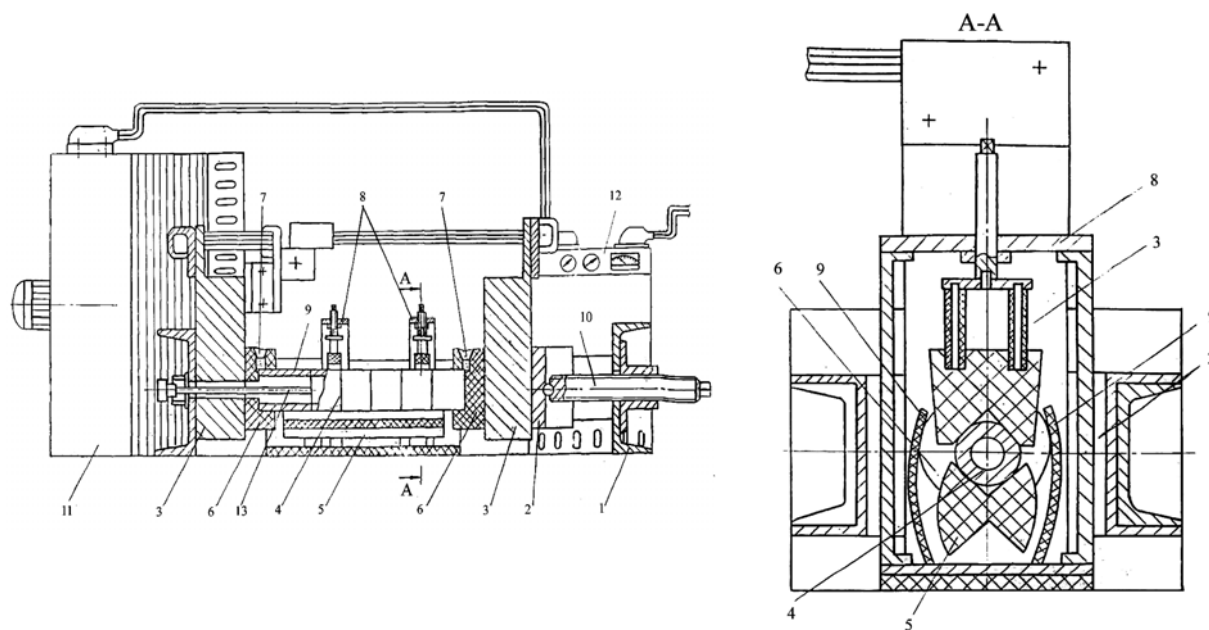


Рис. 2. Схема установки для сварки валков:

1 – станина; 2 – суппорт; 3 – электроды медные; 4 – заготовки валка; 5 – графитовая призма; 6 – графитовые прокладки; 7 – воронка; 8 – люнет; 9 – теплоизолирующие экраны; 10 – винт нажимной; 11 – трансформатор понижающий; 12 – регулятор тиристорный; 13 – термопара

Нагрев заготовок 4 свариваемого валка осуществляли за счет теплового действия переменного электрического тока, подаваемого на электроды 3 от понижающего трансформатора 11 мощностью 240 кВт, обеспечивающего величину тока до 6000 А при напряжении до 6 В. Изменение интенсивности нагрева осуществляли посредством тиристорного регулятора 12, включенного в первичную цепь трансформатора. Применение тиристорного регулятора позволило коммутировать ток до 640 А при напряжении 380 В с частотой 1 Гц.

Масса каждого из электродов 3 составила около 36 кг, что позволило обеспечить достаточный теплоотвод и стойкость электродов с учетом высокой (до 1773 °К) температуры контактирующих с ними элементов.

С целью снижения переходных сопротивлений на контакте графитовая прокладка 6 – твердосплавная заготовка 4, а, следовательно, и для исключения местного перегрева заготовки в процессе сварки, в графитовых прокладках 6 выполняли цилиндрические проточки, относительно которых и фиксировали торцы валка, цилиндрические проточки, при этом, посредством канала были сопряжены с воронкой 7, заполненной борной кислотой. В процессе сварки, под действием высоких температур борная кислота расплавлялась, образуя электропроводную жидкость, заполнение которой всех зазоров между прокладками и заготовками валка обеспечивало плотный контакт и снижение уровня переходных сопротивлений.

Твердосплавные заготовки 4 для изготовления опытной партии валков методом диффузионной сварки на воздухе под слоем флюса предварительно шлифовали алмазным кру-

гом по торцовым поверхностям на плоскошлифовальном станке. После шлифовки заготовки притирали на чугунной притирочной плите алмазной пастой АСМ 10/14 до получения отклонений от плоскостности не более 0,01 мм. Высота микронеровностей после притирки составляла $0,12\sqrt{L}$. Отклонение от параллельности двух противоположных свариваемых плоскостей не превышало 0,02 мм. Непосредственно перед сваркой заготовки обезжиривали сначала бензином, а затем техническим ацетоном. На свариваемые поверхности наносили слой клея «Марс» и заготовки быстро собирали в валок на графитовой призме 5 сварочной установки. Собранный валок зажимали между электродами с силой, обеспечивающей вытеснение из зазоров излишков клея и гарантирующей создание электрического контакта между свариваемыми заготовками.

При сварке использовали флюс [1] следующего состава:

вольфрам кобальта	0,1...1,0 %;
фтористый натрий	1,0...2,0 %;
фтористый калий	3,0...5,0 %;
окись вольфрама	1,0...3,0 %;
окись кобальта	5,0...7,0 %;
хлористый литий	1,0...2,0 %;
окись бора	54,0...65,0 %;

клей поливинилацетатный – остальное.

Во флюс добавляли воду и наносили его шпателем на свариваемый валок слоем толщиной 3...5 мм. Свариваемый валок совместно с графитовой призмой 5 закрывали теплоизолирующими экранами 9. Так как материал валка при температуре сварки находится в пластическом состоянии, а сам валок, представляющий собой тонкий стержень, нагруженный вдоль своей оси, может потерять устойчивость, то во избежание этого валок фиксировали относительно графитовой призмы с помощью люнетов 8. Перед включением трансформатора 11 давление на свариваемые заготовки снижали до начального сварочного, которое определяется составом материала свариваемого валка.

Время нагрева до температуры сварки в зависимости от геометрических размеров свариваемого валка составляло 10...30 мин. После того как свариваемые заготовки пластически деформировались на 2%, давление снижали до 0,5 МПа для всех исследуемых материалов заготовок и поддерживали постоянным до окончания процесса сварки. Снижение давления позволило уменьшить пластическую деформацию свариваемых валков и, как следствие, исключить образование трещин. После 10 мин выдержки при температуре сварки, величина которой также определяется составом свариваемого материала свариваемые валки охлаждали совместно со сварочной установкой до 873 °К, а затем их снимали и дальнейшее охлаждение осуществляли в ящике с сухим песком.

Торцы сваренных валков шлифовали алмазным кругом, и к ним припаивали латунью Л63 стальные шейки, которые в последующем использовали для закрепления валка на станках при его механической обработке, а также для фиксации готового валка в рабочей клетке прокатного стана.

В результате испытаний было установлено, что в месте пайки стальных шеек предел прочности стыка при трехточечном изгибе составляет 400...450 МПа, а при кручении – 70...80 МПа.

После пайки валки центрировали по стальным шейкам, стремясь обеспечить при этом наименьший последующий съем твердого сплава. Затем их шлифовали на круглошлифовальных станках алмазным кругом. После шлифовки образующих поверхностей валка обрабатывали шейки до требуемой величины диаметра и фрезеровали шпоночные пазы. Затем образующие поверхности валков притирали последовательно алмазными пастами АСМ 28/40, АСМ 10/14, нанесенными на чугунные притиры (чугун марок СЧ 12-28, СЧ 15-32, СЧ 18-36 с перлитной основной твердостью НВ 140...200). Дальнейшую обработку поверхности бочки твердосплавного валка осуществляли алмазными пастами АСМ 5/7 и АСМ 3/5, нанесенными на плотную бумагу. Окончательную полировку поверхности валка осуществляли

пастой АСМ 3/5, нанесенной на фетр. После полировки шероховатость поверхности валка составляла 0,025 мкм.

С целью исследования служебных свойств в условиях промышленной эксплуатации была изготовлена опытная партия валков из различных заготовок (рис. 3).

В результате проведенного исследования было установлено, что опытные валки, полученные из короткомерных твердосплавных элементов путем диффузионной сварки в атмосфере под слоем флюса, сохраняют достаточную работоспособность во всем диапазоне рабочих нагрузок, характерных для неподвижного рабочего валка стана ДНПВ.

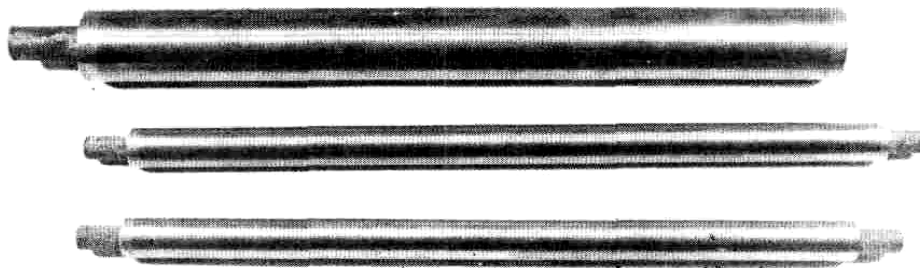


Рис. 3. Заготовки твердосплавных валков после шлифовки

В частности, следует отметить, что валки опытной партии имели достаточную упругую податливость. Был зафиксирован прогиб неподвижного валка, достигающий 0,2 мм. Возможность упругой деформации неподвижного валка из твердого сплава может быть использована при разработке схем регулирования профиля и формы полосы [1].

ВЫВОДЫ

Износ опытных валков по их длине имел равномерный характер, анизотропии микро- и макрогеометрии рабочей поверхности валка и поверхности деформируемой полосы в областях, соответствующих местам стыков твердосплавных элементов, не наблюдалось. Склонности к налипанию металла на рабочую поверхность валка при деформации медных и медно-цинковых полос и при отсутствии смазки в очаге деформации отмечено не было. В целом основные показатели работоспособности и эксплуатационной стойкости опытных валков, полученных из короткомерных твердосплавных элементов путем диффузионной сварки в атмосфере под слоем флюса, полностью соответствуют требованиям, предъявляемым к неподвижному валку клетки ДНПВ, а их стоимость ввиду вторичной переработки изношенного твердосплавного инструмента значительно ниже.

ЛИТЕРАТУРА

1. Федоринов В. А. Исследование и внедрение процесса холодной деформации металла между неподвижным и приводным валками: автореф. дис... канд.техн.наук: 05.03.05 / Крамат.индустр. ин-т. – Краматорск, 1981. – 26 с.
2. Потапкин В. Ф., Федоринов В. А., Сатонин А. В. Процесс деформации тонких полос между неподвижным и приводным валками // *Металлургия и коксохимия: респ. межвед. науч.-техн. сб.*, 1985. – Вып. 86. – С.45–48.
3. Химич Г. Л., Цалюк М. Б. *Оптимизация режимов холодной прокатки на ЭЦВМ.* – М.: *Металлургия*, 1976. – 256 с.

Федоринов В. А. – канд. техн. наук, проф. ДГМА;

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

УДК 621.771.01

Ершов С. В.
Левченко Г. В.
Мельник С. Н.
Мостипан Е. Е.

РОЛЬ КАЛИБРОВКИ ВАЛКОВ В ОБРАЗОВАНИИ ПОВЕРХНОСТНЫХ ТРЕЩИН ПРИ ПРОКАТКЕ ПРОФИЛЕЙ

Металлургическая промышленность Украины характеризуется значительными объемами производства крупносортового проката и, в частности, профилей круглого сечения. Объем производства таких профилей измеряется миллионами тонн. Используются эти профили, как правило, в качестве исходной заготовки для дальнейшего передела. Поэтому к таким профилям предъявляются повышенные требования по качеству, так как образовавшиеся поверхностные трещины, при последующих переделах заготовки чаще всего не залечиваются, а углубляются или видоизменяются.

Хорошо известно, что главным фактором, определяющим качество поверхности проката, является качество исходной заготовки. Это качество определяется технологией выплавки и разливки стали [1].

При этом нельзя сбрасывать со счетов влияние технологии прокатки, так как имеются исследования, которые показали, что даже в случае удовлетворительного качества поверхности исходной заготовки возможно создание условий, способствующих образованию большого количества поверхностных трещин. Установлено, что на качество поверхности проката влияют следующие факторы: интенсивность нагрева и его равномерность по сечению; неравномерность деформации; величина деформации; схема деформации.

Последние три фактора напрямую связаны с калибровкой валков. Исследования, опубликованные в работах [2–4] показали, что схема деформации в калибре способна значительно влиять на трещинообразование поверхности проката. В некоторых случаях путем изменения схемы деформации металла удастся сократить количество поверхностных трещин в 2 раза.

Задача исследования прокатки в калибрах сложна, а с учетом особенностей формирования напряженно-деформированного состояния, свойственных прокатке средних и высоких полос задача усложняется еще более.

Это приводит к тому, что вопросы, связанные со сравнением влияния различных схем деформации крупных профилей в калибрах на трещинообразование поверхности проката, остаются недостаточно исследованы. Решение этой проблемы возможно путем проведения исследований с использованием современных численных методов на основе вариационных принципов механики сплошных сред.

Существует мнение, что путем проведения экспериментальных или теоретических исследований возможно установление общих закономерностей формирования напряженно-деформированного состояния, которые позволяют проектировать калибровку валков с благоприятными для качества поверхности условиями течения металла. В связи с этим возможно возникновение ситуации, когда проведенные исследования показывают оптимальность определенной схемы деформации с точки зрения недопущения возникновения поверхностных трещин. В этом случае инженер-калибровщик при разработке калибровки валков использует рекомендуемую схему деформации для всего размерного сортамента прокатного стана и сталкивается с тем, что при прокатке одного размера проката поверхность не поражена трещинами, а при прокатке другого профилиразмера – поражена.

С такой ситуацией пришлось столкнуться при прокатке трубных заготовок на Днепровском металлургическом комбинате. При всей кажущейся, на первый взгляд, простоте калибровки валков для прокати трубных заготовок, столкнулись с тем, что качество поверхности нельзя обеспечить без точного знания особенностей развития напряженно-

деформированного состояния при прокатке по схемам деформации, сформированным по единому конструкционному принципу.

В связи с совершенствованием техники математического моделирования процессов прокатки профилей в калибрах на основе метода конечных элементов становится возможным изучение течения металла во всех зонах очага деформации при прокатке крупных профилей в фасонных калибрах. Причем, это моделирование позволяет естественным образом учесть внеконтактные зоны очага деформации, учесть неравномерность распределения деформации по очагу и, конечно, точно учесть форму задаваемой в калибр полосы, а также форму самого калибра со всеми особенностями, присущими реальной калибровке.

Целью работы является исследование объемного напряженного состояния при прокатке овальных полос разной формы в чистовом круглом калибре, выявление зон очага деформации с наиболее опасной схемой напряженного состояния в области, наиболее пораженной трещинами прокатного происхождения.

В качестве математического аппарата был использован метод конечных элементов для аппроксимации полей скоростей течения металла и вариационный принцип механики сплошных сред. Общая методика моделирования изложена в работе [5].

При моделировании была использована реально действующая на Днепровском металлургическом комбинате (ДМК) калибровка трубной заготовки диаметром 150 и 270 мм. Форма чистового и предчистового калибров приведены на рис. 1.

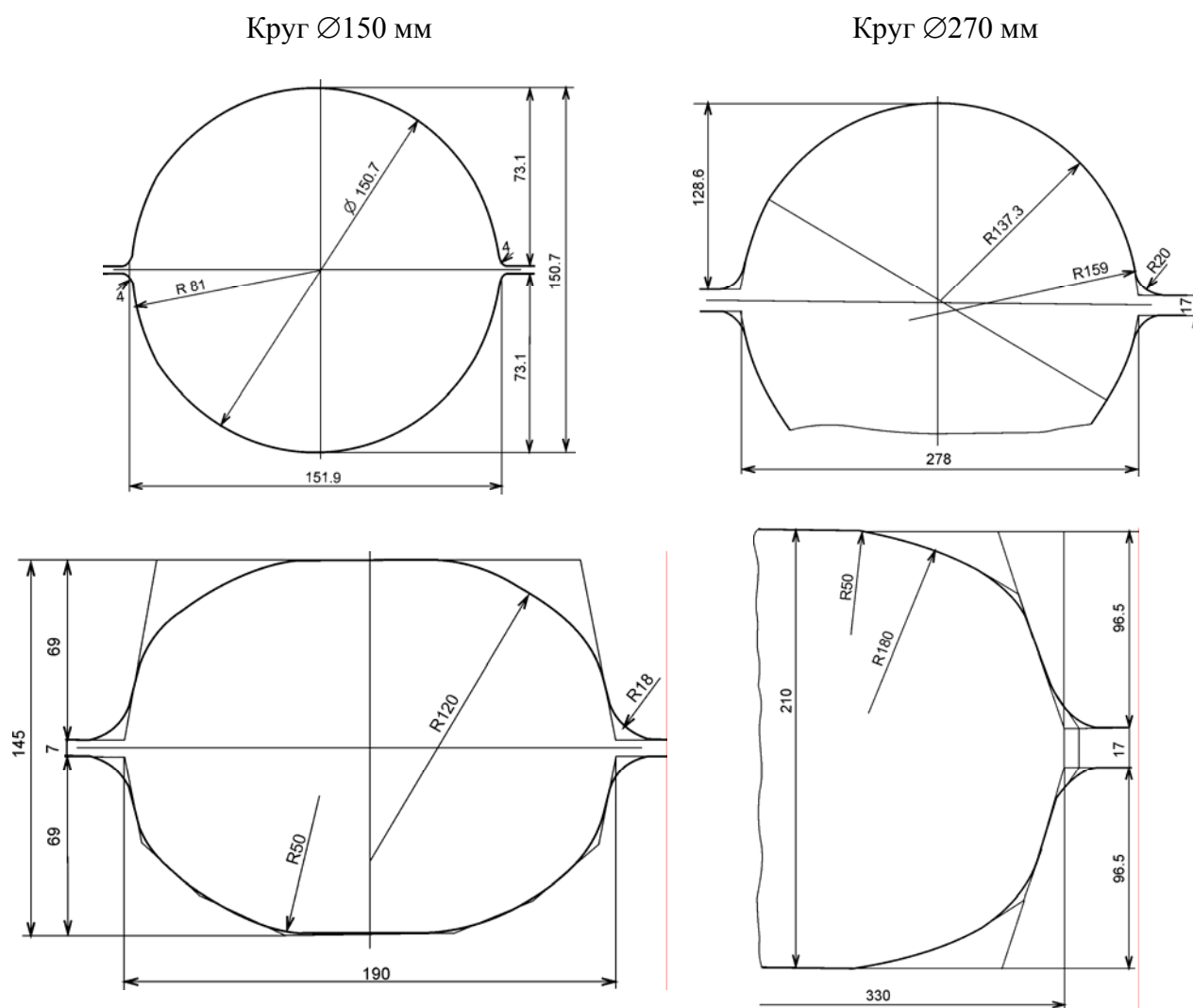


Рис. 1. Калибровки предчистового и чистового калибров

Общим для этих схем деформации является то, что деформация овальной полосы в круглом калибре начинается в области плечей калибра, то есть в области, отдаленной от вертикальной оси симметрии калибра на определенное расстояние.

Моделирование велось для валков с диаметром по буртам 700 мм, количество оборотов валков было принято равным 80 об/мин. Материал заготовки – сталь 20. Температура прокатки 1050 °С. Заготовка была разбита на 2980 призматических элементов с четырехугольным основанием.

В результате выполнения расчета были получены трехмерные поля скоростей. Полученные поля скоростей позволили вычислить напряжения, возникающие в очаге деформации и внешних зонах для исследованных схем деформации.

Не останавливаясь на анализе напряженного состояния во всех зонах очага деформации и на всех участках полосы, рассмотрим только участок, соответствующий вершине чистового калибра, где согласно производственным данным ДМК при прокатке круга $\varnothing 150$ мм возникает наибольшее количество мелких продольных поверхностных трещин прокатного происхождения. Также ограничимся рассмотрением только поперечной составляющей напряжений σ_y , так как наличие именно этой составляющей напряжений может быть причиной появления продольных трещин. Течение металла и напряженное состояние представлены на рис. 2.

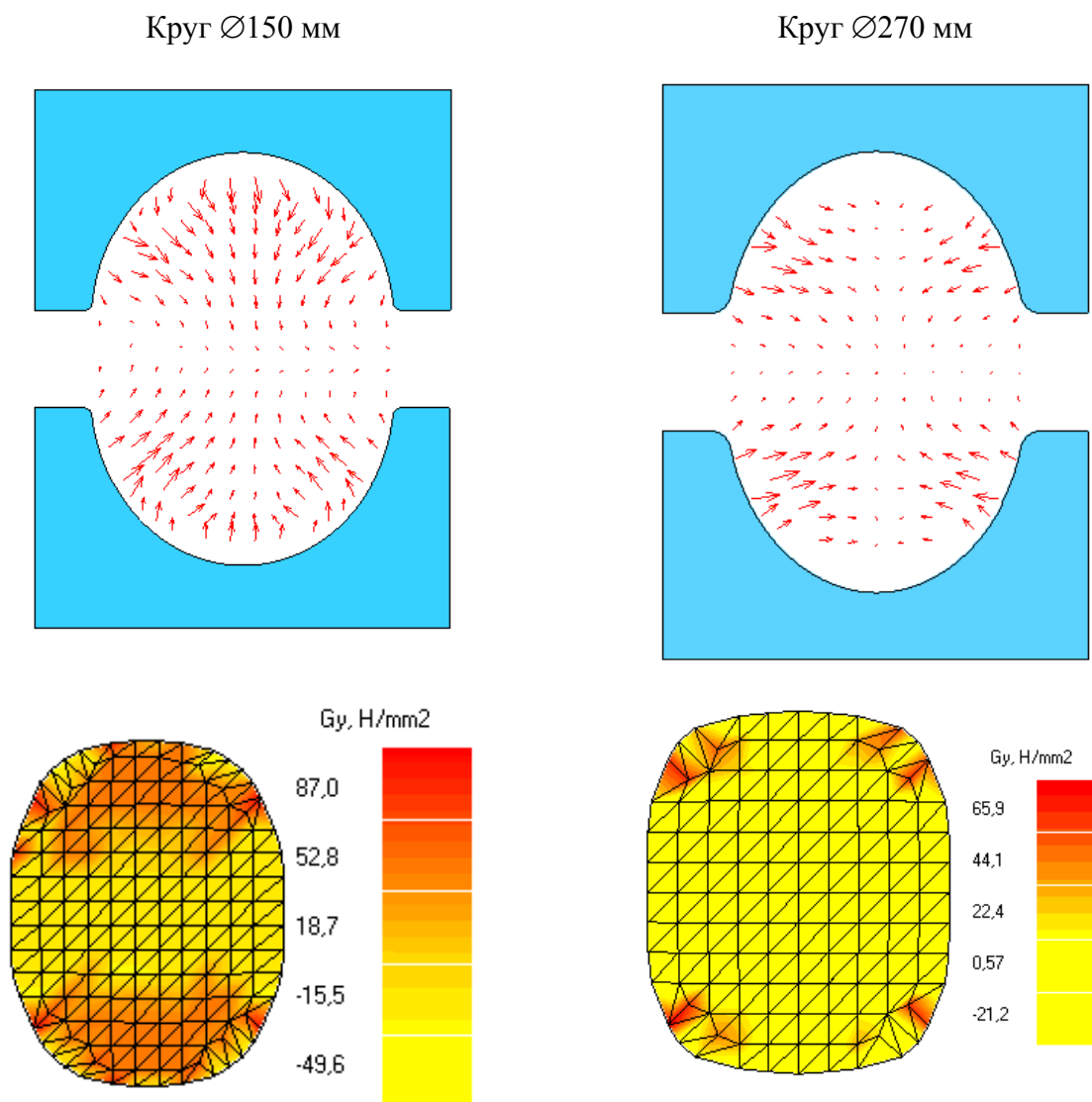


Рис. 2. Течение металла и напряженное состояние в предочаговой внеконтактной зоне

Анализируя результаты расчета напряженного состояния в калибре, приходим к следующему.

Область вершины калибра для профиля $\varnothing 150$ мм

Поперечное напряжение σ_y в области вершины профиля является растягивающим во внеконтактной зоне перед контактом полосы с валками. Здесь его значение достигает величины предела текучести металла (87 МПа). После входа полосы в калибр это напряжение становится сжимающим, так как металл стремится переместиться в эту часть полосы из-за ее обжатия по плечевым участкам. Такая схема течения металла и вид напряженного состояния сохраняются до выхода полосы из валков. После выхода из валков исчезает влияние бокового подпора этого участка со стороны плечевых участков и активно начинает действовать механизм выравнивания скоростей. В результате скорость продольного течения металла на этом участке полосы уменьшается, возникает пластическая деформация, которая стремится «раздуть» профиль в стороны. Как следствие – возникновение поперечных растягивающих напряжений по вершине профиля, величина которых достигает величины предела текучести металла.

Таким образом, жесткая схема напряженного состояния (наличие растягивающего напряжения) возникает в области вершины профиля до контакта полосы с валками и после ее выхода из валков. В этом случае растягивающие напряжения во внеконтактных зонах при недостаточной пластичности металла могут привести к образованию рванин, которые в контактном очаге деформации сжимаются, а на выходе из очага вновь раскрываются и, возможно, углубляются.

Область вершины калибра для профиля $\varnothing 270$ мм

Как и в первом случае, в области вершины профиля течение металла и напряженное состояние изменяются сложным образом. Видно, что в данном случае произошло сильное видоизменение схемы течения металла. Если в первом случае векторы скоростей были направлены в сторону от вертикальной оси симметрии калибра, то во втором случае эти векторы направлены к вертикальной оси симметрии калибра. В результате перед очагом деформации формируется схема течения металла, при которой отсутствует зона с поперечными растягивающими напряжениями в области вершины профиля.

За плоскостью выхода полосы из валков происходит выравнивание скоростей продольного движения. Это становится причиной возникновения здесь сжимающих продольных напряжений, а также растягивающих поперечных и вертикальных напряжений. Величина напряжений близка к величине предела текучести металла.

Анализ объемного напряженного состояния показывает, что в данном случае в области вершины профиля возникает менее жесткая схема напряженного состояния с точки зрения дефектообразования.

Опытное опробование измененной схемы деформации

В связи с описанным выше стало ясно, что использование общих подходов к построению калибровки валков при прокатке схожих по форме, но различных по размерам профилей невозможно. Невозможно из-за того, что для устранения растягивающих напряжений в области вершины профиля необходимо обеспечить первоначальный контакт овальной заготовки в области круглого калибра, где наклон стенок будет большим, то есть сместить точку первоначального контакта ближе к разьему валков. В этом случае металл будет переполнять калибр, так как уширение при прокатке круга $\varnothing 150$ мм больше, чем при прокатке круга $\varnothing 270$ мм.

В связи с этим с целью уменьшения величины растягивающих напряжений, возникающих при прокатке, снижения заporоченности трубных заготовок диаметром 150 мм и, основываясь на результатах исследований, изложенных в работе [6], были внесены изменения в чертежи фасонных калибров клетей 750. В результате была обеспечена принципиально другая схема деформации, при которой первоначальный контакт полосы и калибра начинался в области вершины калибра.

После проведения кампании прокатки трубных заготовок в опытных калибрах получено снижение процента зачистки: низкоуглеродистых марок (10тр, 20тр, В), в 2,2 раза с 25,7 % до 11,8 %; среднеуглеродистых марок (45 тр, Д, Д бур), в 1,3 раза с 37,1 % до 27,4 %.. В опытных калибрах было прокатано 39465,8 т проката.

Вместе с описанными положительными моментами наблюдались и отрицательные явления. Они заключались в том, что при изменении схемы деформации и обеспечении первоначального контакта заготовки с калибром в области его вершины наблюдалось ухудшение устойчивости полосы в калибре. Если до изменения схемы деформации схема приложения усилий в калибре обеспечивала жесткое удержание полосы с четырех сторон, то после изменений при вхождении полосы в калибр такая система сил исчезла.

Это привело к необходимости ужесточить требования к оборудованию осевой настрайки валков, привалковой арматуре и качеству работы обслуживающего персонала стана. После выполнения всех мероприятий прокатка проходила устойчиво.

ВЫВОДЫ

Проведенный анализ показал, что использование общих подходов к проектированию калибровки валков для прокатки профилей похожих по форме, но различных по размерам возможно далеко не всегда.

Роль калибровки валков в формировании напряженно-деформированного состояния при прокатке в калибрах является одной из определяющих.

С точки зрения трещинообразования наиболее выгодной является схема деформации, при которой первоначальный контакт овального подката с поверхностью круглого калибра наступает в области вертикальной оси симметрии круглого калибра.

Опытное опробование схемы деформации с первоначальным контактом в области вершины привело к снижению процента зачистки низкоуглеродистых марок сталей в 2,2 раза, среднеуглеродистых марок сталей в 1,3 раза.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Процессы непрерывной разливки [монография] / [Смирнов А. Н., Пилушенко В. Л., Минаев А. А и др.]. – Донецк: ДонНТУ, 2002. – 536 с.*
2. *Беда Н. И. Производство и качество трубной заготовки / Беда Н. И., Кацнельсон Г. М., Коновалов В. С. – К: Техника, 1966. – 243 с.*
3. *Производство трубной заготовки / [Чекмарев А. П., Машковцев Р. А., Нозадзе А.Д. и др.]. – М.: Металлургия, 1970. – 304 с.*
4. *Литвиненко Ю. П. Деформации и напряжения при прокатке овального раската в круглом калибре / Ю. П. Литвиненко, А. И. Яковлев // Сталь. – 1972. – № 3. – С. 246 – 249.*
5. *Теоретические основы обработки металлов давлением. В 2 т. Т. 2 / Б. М. Илюкович, А. П. Огурцов, Н. Е. Нехаев, С. В. Ершов. – Днепропетровск: РИА «Днепро-ВАЛ», 2001–2002. – 485 с.*
6. *Анализ влияния схемы деформации в круглом калибре на образование поверхностных дефектов трубной заготовки / С. В. Ершов, Г. В. Левченко, В. В. Мосьпан [и др.] // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2008. – № 2. – С.44–47.*

Ершов С. В. – д-р техн. наук, доц. ДГТУ;

Левченко Г. В. – д-р техн. наук, проф. ДГТУ;

Мельник С. Н. – канд. техн. наук, гл. калибровщик ДМК;

Мостипан Е. Е. – мл. науч. сотруд. ДГТУ.

ДГТУ – Днепродзержинский государственный технический университет,
г. Днепродзержинск;

ДМК – Днепровский металлургический комбинат, г. Днепродзержинск.

E-mail: yershov@dnepro.net

УДК 621.85.05/06

Бобух И. А.
Чуруканов А. С.
Селедцов А. С.

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ И УВЕЛИЧЕНИЕ СРОКА СЛУЖБЫ ПРИВодОВ ПРОКАТНЫХ СТАНОВ ЗА СЧЕТ ПРИМЕНЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОГО КРЕПЛЕНИЯ УПРУГОГО СТЕРЖНЕВОГО ЭЛЕМЕНТА

Одним из конструктивных решений, направленных на повышение надежности и увеличение срока службы приводов прокатных станков, является создание и широкое промышленное освоение упруго-жестких муфт [1, 2]. Применением муфт переменной жесткости обеспечивается снижение коэффициента динамичности линии привода прокатного стана.

Однако узел обеспечивающий переменную жесткость не всегда обладает требуемой долговечностью, износостойкостью. Ремонт такого узла требует значительных затрат времени и сил.

Целью данной статьи является увеличение срока службы привода прокатных станков по средствам особой конструкции рабочих поверхностей крепления консолей упругого элемента.

Одной из муфт переменной жесткости является упругая муфта завода Бибби (The Wellman Bibby Co Ltd), которая имеет следующую конструкцию. На концы ведущего и ведомого валов насаживаются глухо два барабана *A* и *B*, которые имеют по своим наружным поверхностям зубья *C* (рис. 1.) Валы устанавливаются так, чтобы зубья барабанов приходились друг против друга. Между зубьями обоих барабанов закладываются отдельными секциями пружины *D*, изогнутые в виде зигзага.

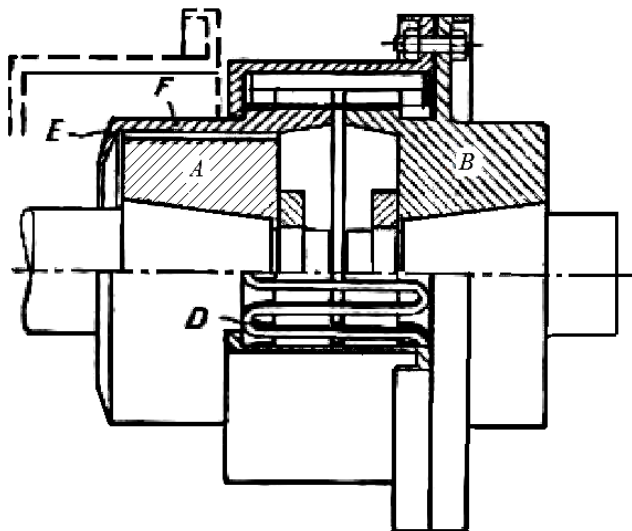


Рис. 1. Конструкция упруго-жесткой муфты завода Бибби

К барабану *B* прилит фланец, к которому привертывается специальный кожух для удерживания пружин на муфте на барабанах во время быстрого вращения, когда пружины стремятся выскочить под действием развивающихся в них центробежных сил. Барабан *A* имеет прилитый к нему козырек *E*, куда заливается масло для смазки пружин. Масло из-под козырька проникает к пружинам через полости барабанов и зазор между ними. Это в свою очередь обеспечивает необходимость герметичного соединения барабанов с кожухом. На рис. 2 показана муфта Бибби в разобранном и собранном виде. Здесь кожух представляет собой другую конструкцию: он состоит из двух половинок, свернутых между собой болтами. Обе половины надеваются прямо на пружины и прижимаются к ним под действием собственного веса.

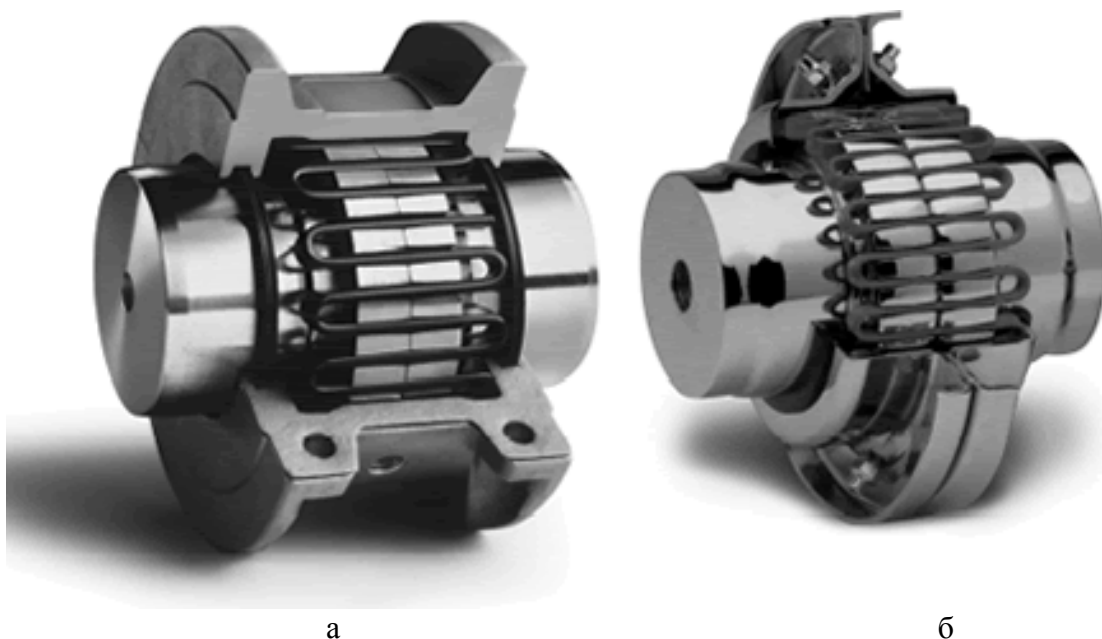


Рис. 2. Общий вид муфты Бибби в а – разобранном, б – собранном состоянии

Во время работы муфты на зубцах ведущего барабана возникает окружное усилие P , которое заставляет зубцы прижиматься к пружинам, с другой стороны на зубцах ведомого барабана возникает реактивная сила P , с которой пружины прижимаются к зубцам ведомого барабана. Таким образом на пружины будет действовать с некоторым плечом пара сил P , P под влиянием которой прямолинейная часть пружины будет изгибаться, чем и обуславливается эластичность муфты.

На рис. 3 показан сегмент в различные моменты работы муфты.

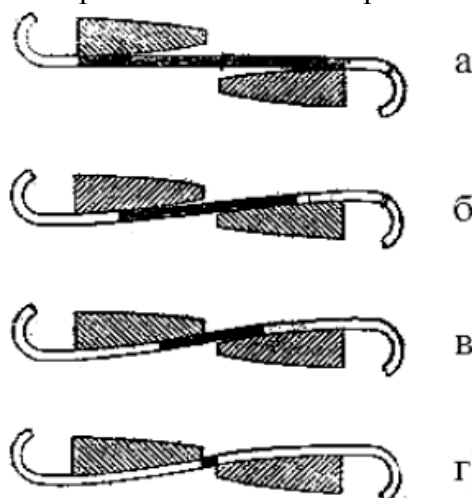


Рис. 3. Сегмент в различные моменты работы муфты:

а – муфта находится без нагрузки. Пружина не деформирована. Наклонной штриховкой показаны сечения зубьев; б – муфта находится под нормальной нагрузкой. Пружина прилегает к зубу примерно на одной трети его длины. Заштрихованная часть пружины находится на «весу», не касаясь зубьев; в – муфта находится под максимальной нагрузкой. Пружина прилегает к зубу примерно на две трети его длины; г – муфта находится под внезапными перегрузками. Пружина целиком прилегает к зубу

Форма прилегающего профиля зубьев выполняется примерно по форме упругой линии пружины, с тем чтобы плечо пары сил P , P менялось сравнительно в небольших пределах и муфта имела бы наибольшую упругость.

Основным преимуществом данной муфты является изменение жесткости в зависимости от угла закручивания, что снижает коэффициент динамичности всей кинематической цепи. Однако конструкция такой муфты является достаточно сложной, что усложняет изготовление ее деталей увеличивает затраты времени на ремонт.

С точки зрения максимальной конструктивной и технологической простоты наиболее перспективным является использование муфт со стержневыми упругими элементами (рис. 4), обеспечивающих нелинейную характеристику жесткости при изменяющейся нагрузке [2].

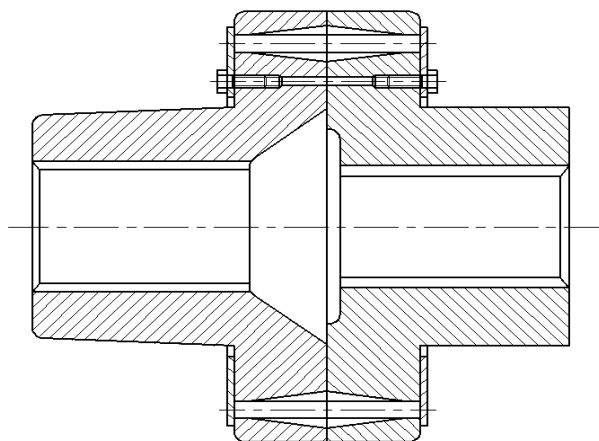


Рис. 4. Муфта со стержневыми упругими элементами

Данная муфта аналогична по конструкции муфте Бибби, только кинематическая цепь замыкается не по средствам зубьев и пружин сложной конструкции, а по средствам упругих стержней, установленных в расточках полумуфт. Расточки выполняются коническими с переменной конусностью. Конфигурация расточек в свою очередь определяет нелинейность характеристики муфты.

К основным преимуществам данной конструкции можно отнести не только переменную жесткость но и простоту конструкции. Главным же недостатком этой муфты является Недостаточная износостойкость посадочного гнезда упругих стержней, и прилегающего конусно ступенчатого участка, обеспечивающего нелинейную зависимость жесткости в зависимости от угла закручивания полу муфт относительно друг друга.

Указанных выше недостатков лишена муфта (рис. 5.), которая предлагается авторами данной статьи.

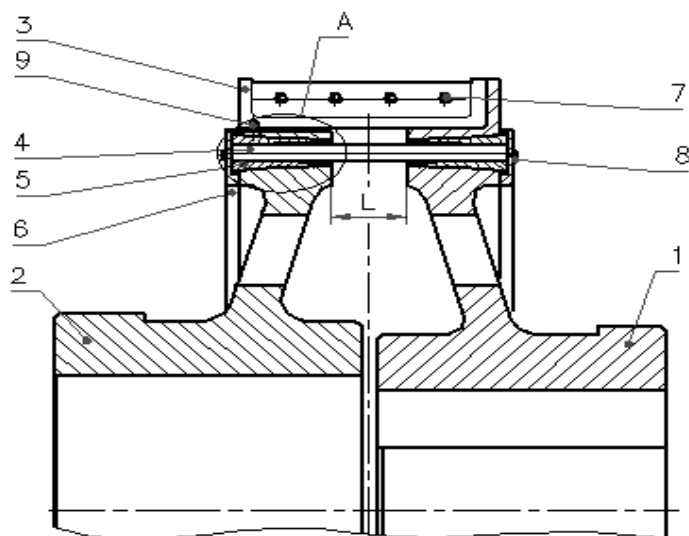


Рис. 5. Общий вид муфты упругой

Муфта упругая (рис. 5.) включает полумуфту 1, полумуфту 2, предохранительный конус 3 из двух половин, упругие цилиндрические стержни 4 из пружинных марок сталей, расположенных по окружности полумуфт 1 и 2 посредством сменных втулок 5. Стержни 4 удерживаются от осевого смещения посредством торцевых крышек 6. Составные части предохранительного кожуха 3 соединены крепежными деталями 7. Крышки 6 крепятся на торцах муфт 1 и 2 посредством крепежных деталей 8. Уплотнение 9 установлено в кожухе 3 и удерживает смазку от выноса центробежными силами. Внутренняя поверхность сменной втулки 5 имеет 3 участка, участок 10 выполнен цилиндрическим, поскольку расчетная величина ρ_1 сравнительно большая и на длине l_1 практически не оказывает влияния на размеры отверстия. Участки 11 и 12 выполнены согласно формуле полезной модели.

Данная муфта упругая снабжена быстросъемными втулками (рис. 6.) из заэвтектоидных высокомарганцовистых марок сталей, типа 110Г12, внутренняя поверхность которых представляет собой в осевом сечении гнездо с цилиндрическим участком и двумя криволинейными участками (l_2 и l_3) равной длины.

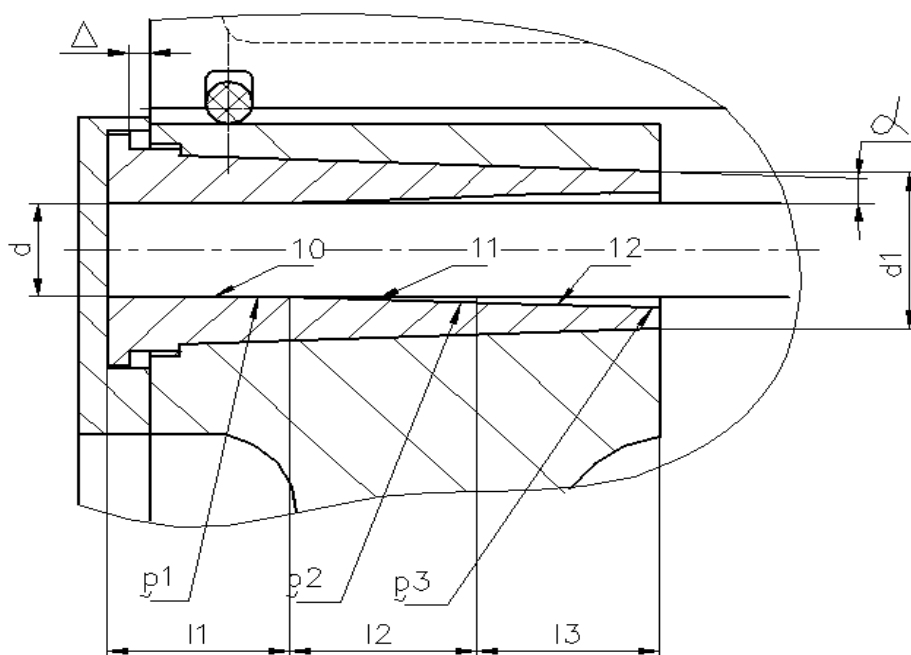


Рис. 6. Место А на рис. 5.– продольный разрез сменной втулки с фрагментом упругого цилиндрического стержня

Кривизна участков ρ_1, ρ_2, ρ_3 определяется допустимыми напряжениями изгиба, которые для стали 60С2А выбираются равными $[\sigma_{n1}] = (120...200) \text{ МПа}$, $[\sigma_{n2}] = (200...400) \text{ МПа}$, $[\sigma_{n3}] = (400...700) \text{ МПа}$, а наружная поверхность выполнена конусной с углом наклона, образующей α , находящейся в пределах величины угла трения, причем диаметр малого конуса d_1 составляет $d_1 = (1,5...2)d$, где d диаметр цилиндрического стержня, а со стороны большого конуса выполнен упорный и отжимной бурты, а зазор Δ между отжимным буртом и торцевой поверхностью полумуфт составляет $(0,2...0,3)d$, при этом общая длина цилиндрических стержней находится в пределах $(14...15)d$, свободная длина стержней $L = (4...6)d$, а профильные участки гнезда $l_1 = l_2 = l_3 = (2,5...3)d$.

Известно, что сталь содержащая около 12...14 % Mn, характеризуется наиболее высоким по сравнению со всеми другими известными марками стали сопротивлением износу. Эта сталь под действием ударной или истирающей нагрузки (давления) подвергается наклепу,

и твердость ее повышается до HB 550...600, что определяет значительную продолжительность срока службы и надежность самих втулок, так как сохраняется заданный профиль внутренней поверхности. А благодаря тому, что втулки выполнены быстросъемные, за счет выполнения наружной поверхности конусной и наличия отжимных и упорных буртов, обеспечивающих демонтажный зазор Δ для введения отжимного приспособления между отжимным буртом и торцевой поверхностью муфт, многократно увеличивается срок службы базовых деталей полумуфт их надежность и долговечность, и долговечность муфты упругой в целом.

Выбранные пределы напряжений в упругих стержнях и их диаметры и длины смежных элементов, привязанные к диаметру упругих стержней, обеспечивают их высокую долговечность и требуемую нагрузочную способность муфт упругих, повышая их жесткость от минимальных до максимальных значений.

Данная муфта упругая с такой переменной характеристикой по жесткости удовлетворяет требованиям производства и представляет практический интерес. Как известно, в приводах, содержащих такие муфты, в точках изменения жесткости происходит срыв колебаний, т.е. переход с больших амплитуд на малые, которые являются более устойчивыми. В нашем примере при увеличении (M_{cm}) от 0 до 87 кНм, величина момента сил упругости $I \cdot \frac{d\omega}{dt}$, как минимум два раза будет снижаться до «0», а максимальная величина момента сил упругости $\left(I \frac{d\omega}{dt} \right)$ не превысит величину (M_{cm}).

Таким образом, максимальный крутящий момент $M_{кр\max}$ в приводе с муфтой упругой согласно полезной модели будет равен $M_{кр\max} = (1,5...2,0)M_{cm}$

Заявленное решение промышленно применимо, т. к. его технологическое и техническое исполнение не представляет трудностей. По этому техническому решению выполнен технический проект упругой муфты (МУ 1870.1155) привода трубопрокатного стана цех № 4 Днепропетровского завода.

ВЫВОДЫ

Предложено решение, направленное на повышение надежности и увеличение срока службы приводов прокатных станов путем применения упруго-жестких муфт переменной жесткости, обеспечивающих снижение коэффициента динамичности линии привода прокатного стана. Повышена долговечность и износостойкость узла крепления упругих стержней, обеспечивающая переменную жесткость. Упрощен способ демонтажа и монтажа сменных втулок. Сокращен срок ремонта муфты в целом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Иванов Б. А. *Муфты сцепные и упругие: расчеты описание и разбор муфт различных систем / под редакцией проф. Иванова Б. А.* – М.: Машиностроение, 1951. – 320 с.
2. Поляков В. С. *Справочник по муфтам / В. С. Поляков, И. Д. Барабаш, О. А. Раховский.* – Л.: Машиностроение; Ленинградское отделение, 1979. – 342 с.

Бобух И. А. – ст. преп. кафедры АММ ДГМА;
Седдцов А. С. – аспирант ДГМА;
Чуруканов А. С. – аспирант ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: amm@dgma.donetsk.ua

АННОТАЦИИ

Алюшин Ю. А., Жигулев Г. П., Широких А. М., Скрипаленко М. М. Методы определения траекторий частиц в процессах деформации // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Описаны аналитические методы определения уравнений движения частиц в процессах плоской, осесимметричной и трехмерной деформации на основе решения алгебраических уравнений, соответствующих интегральному условию постоянства объема, интегрирования кинематически возможных полей скоростей и принципа суперпозиции уравнений движения для известных более простых процессов. Рассмотрены примеры описания уравнений движения в форме Лагранжа для осадки, высадки, протяжки, штамповки и прокатки.

Шестаков Н. А., Субич В. Н., Власов А. В. Моделирование потери устойчивости пластической деформации // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Проведено тестовое моделирование устойчивости фланца при вытяжке коробчатых деталей путем создания возмущений на геометрически неравномерной сетке конечных элементов. Расчет производился для двух прямоугольных коробчатых деталей. Полученные результаты не противоречат известным экспериментальным результатам, но требуют дополнительной экспериментальной проверки, что позволит создать научно обоснованные методики расчета контуров исходных заготовок и прогнозирования складкообразования в процессах листовой штамповки.

Матвийчук В. А. Построение математической модели накопления повреждаемости в металлах при немономонном деформировании для комбинации сдвиг-сжатие с изменяющимся показателем напряжённого состояния // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Исследован подход к оценке деформируемости металлов в малоотходных технологических процессах ОМД, который базируется на разработке моделей с тензорным представлением повреждаемости макрочастицы. Построена математическая модель сложного двухэтапного деформирования в последовательности «простое-сложное» для комбинации «сдвиг-сжатие», при изменяющемся показателе напряжённого состояния на стадии сжатия. Модель позволяет прогнозировать разрушение на стадии сложного сжатия заготовок с поверхностью, образованной сдвиговой отрезкой.

Алиева Л. И., Абхари П., Жбанков Я. Г. Исследование процессов радиального выдавливания методом конечных элементов // Обработка металлов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрен процесс выдавливания высоких фланцев на трубчатой заготовке. Установлены закономерности формоизменения и определены размеры очага деформации в процессах радиального выдавливания по схеме с подвижной и неподвижной матрицей. Исследовано распределения контактных напряжений на поверхности инструмента и даны рекомендации по его конструкции.

Грушко А. В., Огородников В. А., Кирица И. Ю., Еленич Н. П. Особенности напряженно-деформированного состояния в шейке цилиндрического образца // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрено моделирование процесса растяжения цилиндрического образца с целью изучения напряженно-деформированного состояния. Проведены эксперименты по соответствию модели расчетным данным, исследовано напряженно-деформированное состояние методом твердости, а также произведена оценка применимости расчетных зависимостей показателя напряженного состояния и расчетов компонент тензора напряжений и деформаций.

Алиев И. С., Грудкина Н. С., Мартынов С. В. Определение сил раскрытия оправки при радиальном выдавливании внутренних фланцев // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Энергетическим методом получены расчетные зависимости приведенного давления деформирования и раскрытия оправки при радиальном выдавливании внутренних фланцев из трубчатой заготовки. Установлено влияние высоты фланца, внутреннего радиуса фланца и трения на силовые параметры процесса формообразования втулок с внутренним фланцем. Проведено конечно-элементное моделирование силового режима выдавливания фланца в пакете QForm. Превышение расчетных данных над экспериментальными составило для энергетического метода 20%, для метода конечных элементов 5%. Предложена схема штампа для выдавливания внутренних фланцев на прессе двойного действия.

Хван А. Д., Евдокимова Н. А. Изотропное упрочнение материалов реверсивным кручением // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассматривается на основе модели анизотропно-упрочняющегося тела Г.Бакхауза изотропное упрочнение материала реверсивным кручением трубки. При этом из условия равенства нулю координат центра поверхности нагружения получены соотношения для расчета повышенного значения условного предела текучести. Представлены опытные данные, подтверждающие реализацию эффекта восстановления изотропии механических свойств при немономтонном нагружении. Указанный эффект можно использовать для улучшения эксплуатационных характеристик деталей.

Чигиринский В. В. Метод решения задач теории пластичности с использованием гармонических функций // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

На базе замкнутого решения задач теории пластичности предложен метод решения с использованием гармонических функций. В аналитическом виде получено решение обобщенного уравнения равновесия с использованием тригонометрической и обобщенной фундаментальной подстановки. Зависимости между неизвестными функциями удовлетворяют соотношениям Коши-Римана, отсюда последние определяются уравнением Лапласа, что относит их к типу гармонических функции. Определены компоненты тензора напряжений. Аналогичные решения получены для деформационной и температурной задач. Интерес представляет то, что напряжения, деформации, скорости деформаций и поля температур определяется одинаковыми координатными функциями. Это определило их аналитическую зависимость и модель пластической среды. Получены выражения для расчета поля напряжений упрощенной модели пластического формоизменения. Показано, что напряжения на контакте зависят от фактора формы и коэффициента трения. Весь очаг деформации описан одним аналитическим выражением, удельные силы контактного трения в нейтральном сечении имеют плавный переход через нуль.

Спусканюк В. З., Гангало А. Н., Давиденко А. А., Коваленко И. М. Анализ процессов равноканального углового прессования и угловой гидроэкструзии методом верхней оценки // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

В данной работе выполнен анализ процессов равноканального углового прессования и угловой гидроэкструзии методом верхней оценки. Учитывается комплексное влияние геометрических характеристик матрицы (угла пересечения каналов, внешнего угла скругления, относительной длины входного и выходного сегментов канала), трения между заготовкой и стенками матрицы, упрочнения материала по мере его прохождения через канал. Показано влияние трения на давление равноканального углового прессования. Сопоставление результатов теоретического прогноза и экспериментов показало удовлетворительное соответствие.

Периг А. В., Лаптев А. М., Голоденко Н. Н., Лошманов А. Ю., Литвинов М. Г. Компьютерное моделирование течения материалов при равноканальном угловом прессовании: анализ движения вязкой среды и экспериментальная верификация методом маркеров // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Физическое моделирование локального пластического течения металлов, полимеров и композитов при равноканальном угловом прессовании (РКУП) с использованием мягких моделей является важным экспериментальным методом исследования деформационного поведения пластичных материалов. Теоретическое исследование пластического течения и образования застойной зоны при физическом моделировании РКУП через прямоугольный штамп было реализовано посредством численного решения уравнений Навье-Стокса для плоского течения вязкой несжимаемой сплошной среды. В отличие от классического метода слоистых моделей, для экспериментального анализа формирования застойной зоны при физическом моделировании РКУП в качестве маркеров были использованы твердые дисперсные частицы, которые наносились на переднюю поверхность исходного материала заготовки и частично вдавливались в неё. Получено хорошее соответствие между теоретическими и экспериментальными результатами.

Стеблюк В. И., Холявик О. В. Построение контура заготовки на основании математической модели процесса вытяжки пустотелых изделий коробчатой формы // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрены существующие методы анализа процессов обработки металлов давлением. Для моделирования процесса вытяжки выбран наиболее эффективный метод гидродинамических аналогий. Рассмотрено построение заготовки коробчатой детали с использованием метода потенциала. Для расчета размеров и формы заготовки коробчатых деталей рассмотрено моделирование “обратной” вытяжки. Приведены математические зависимости, которые моделируют процесс вытяжки. По результатам расчетов показаны контуры заготовок для относительно низких и относительно высоких прямоугольных и квадратных деталей.

Калюжный В. Л., Калюжный А. В., Горностаев В. Н., Крыжановская И. Я. Определение усилия холодного прямого выдавливания с раздачей прямоугольных профилей // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Предложены аналитические зависимости для определения усилий и удельных усилий в процессах прямого выдавливания прямоугольных профилей с раздачей. Формулы получены путем совместного решения дифференциальных уравнений равновесия и условия пластичности. Учтено упрочнение металла в очаге деформации. Проведены экспериментальные исследования по моделированию прямого выдавливания на свинцовых заготовках и выдавливанию профилей из инструментальной стали. Результаты по усилию выдавливания показали хорошее соответствие теоретических и экспериментальных данных.

Гридин А. Ю. Математическое моделирование температурного поля металла и валков в процессе валковой разливки-прокатки // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Представлен краткий обзор развития и современного состояния технологии производства листа из расплава в валковом кристаллизаторе. Проведен анализ последних научных работ по математическому моделированию непрерывной валковой разливки-прокатки при помощи аналитических и численных методов, отдельно выделены недостатки используемых подходов. Рассмотрено описание теоретической модели процесса в части определения теплового состояния системы металл-бандажированный валок, обоснованы преимущества имплементации модели при помощи конечно-элементной программы ANSYS. Проведено тестирование разработанной математической модели для проверки точности прогноза положения фронта кристаллизации в комиль-зоне. Получены результаты моделирования эволюции температурных полей вращающихся валков во времени.

Кулик А. Н., Файчак А. А., Настоящая С. С., Жуков П. Л. Развёрнутое математическое моделирование основных показателей качества горячекатанных полос // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

В данной статье рассматривается проблема повышения качества горячекатаных листов (1–1,6 мм). Создана развёрнутая математическая модель горячей прокатки листов, которая дает возможность не экспериментально, а теоретически определить оптимальный режим прокатки горячекатанных тонких листов на широкополосных станах горячей прокатки. В созданной модели использовались такие виды расчетов как: расчет геометрических и силовых параметров для зоны упругого восстановления полосы на выходе из очага деформации, обеспечивающий расчет переднего натяжения; численное интегрирование полученных локальных характеристик напряженного состояния металла, имеющее своей целью определение силы и моментов процесса прокатки; итерационную процедуру по учету упругого сплющивания рабочих валков и листа.

Миленин А. А., Гросман Ф., Мадей Л., Павлицкий Л. Моделирование с помощью метода конечных элементов процесса прокатки с дополнительным осциллирующим горизонтальным движением валков // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрено численное моделирование нового процесса прокатки, характеризующегося дополнительным горизонтальным перемещением валков. Главной идеей этого процесса является внесение дополнительной сдвиговой деформации в прокатываемый материал и влияние таким образом на историю его деформированного состояния. Разработанная математическая модель использована для исследования зависимости вносимой в очаг деформации дополнительной деформации от скорости вращения валков. В статье представлено описание математической модели и пример полученных результатов. Также выполнено сопоставление расчетных результатов с результатами лабораторных исследований.

Мазур И. П., Долматов А. П., Борисов С. С. Математическое моделирование процессов холодной прокатки на непрерывных широкополосных станах // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Представлены классы математических моделей очага деформации при холодной прокатке. Описана уточненная математическая модель расчета энергосиловых параметров очага деформации, основанная на численном решении дифференциального уравнения равновесия сил в очаге деформации Кармана при холодной прокатке. Получены расчетные значения предела текучести полосы по клетям непрерывного стана холодной прокатки 2030 по длине полосы и кривые упрочнения высокопрочных марок стали. Показаны возможности модели, реализованной в виде программного приложения на языке C++. Обозначены основные особенности программы, варианты её дальнейшего уточнения и использования в задачах оптимизации устойчивости и стабильности ведения процесса холодной прокатки высокопрочных сталей, с целью повышения производительности оборудования и снижения его износа, при соблюдении требований стандартов в области качества готового проката для выпускаемой стали.

Светличный Д. С., Миленин А. А. Моделирование изменения микроструктуры во время сортовой прокатки с помощью трехмерных клеточных автоматов // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Клеточные автоматы позволяют моделировать сложные комплексные явления, происходящие в материале во время и после деформации. Разработанная модель содержит две части: деформацию и микроструктуру. Пока накопленная в материале деформация невелика, клетки изменяются в соответствии с деформацией, изменяя размеры и форму. Микроструктуральная часть модели учитывает рекристаллизацию и рост зерна. Скорость появления новых зерен и скорость их роста зависят от параметров деформации: температуры, степени и скорости деформации, плотности дислокаций и кристаллографической ориентации зерен. Фронтальные клеточные автоматы адаптированы для моделирования изменения микрострук-

туры во время сортовой прокатки. Параметры прокатки рассчитаны с помощью МКЭ программы. Избранные результаты моделирования с помощью фронтальных клеточных автоматов представлены в работе.

Сатонин А. В., Михеенко Д. Ю., Иванов А. А. Вариационное математическое моделирование деформированного состояния металла при прокатке с затеканием в щелевой паз // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрено вариационное математическое моделирование деформированного состояния металла при прокатке с затеканием в щелевой паз. Предложена адекватная замена вариационного решения на численного рекуррентный подход, основанного на конечно-разностном анализе мощностей всех сопротивлений деформации в рамках каждого выделенного элементарного объема металла в зоне его пластического формоизменения. Представлены расчетные распределения зависимости составляющих полной мощности формоизменения от продольной вытяжки прокатываемого металла, произведен анализ представленных результатов.

Сатонин А. В., Грибков Э. П., Емченко Е. А., Селедцов А. С. Математическое моделирование процессов вальцевания и каландрования резинотехнических отходов // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Разработана математическая модель процесса вальцевания и каландрования резинотехнических отходов, которые учитывают реальный характер распределения локальных характеристик по длине очага деформации, включающая зоны свободного сжатия, зону стесненного сжатия, зону пластического формоизменения и зону упругого восстановления. Данная математическая модель может быть использована для расчета процесса переработки автомобильных шин.

Федоринов В. А., Титаренко А. И., Грибков Э. П., Гаврильченко О. А. Автоматизированный расчет и проектирование технологических режимов процессов холодной и горячей правки относительно толстых листов на многороликовых правильных машинах // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Предложена методика автоматизированного расчета напряженно-деформированного состояния металла и основных показателей качества получаемой металлопродукции при реализации процессов правки относительно толстых листов на многороликовых правильных машинах, а также автоматизированного проектирования технологических режимов процессов правки, основанная на использовании разработанной математической модели в качестве целевой функции.

Михалевич В. М., Добранюк Ю. В. Накопленная деформация и интенсивность логарифмических деформаций при осадке цилиндрических образцов с бочкообразованием // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Детально рассмотрена задача определения накопленной деформации при условиях сложного деформирования, которое имеет место на свободной боковой поверхности при осесимметрической осадке цилиндрических образцов при разных условиях трения на торцах. Показано, что накопленная деформация равна, с точностью до постоянной, длине кривой в пространстве главных деформаций, а интенсивность логарифмических деформаций равна, с точностью до той же постоянной, длине соответствующего радиус вектора. Выделен диапазон изменения параметра нагрузки, в пределах которого накопленная деформация практически равна интенсивности логарифмических деформаций. Получено соотношение приближенного определения накопленной деформации с высокой точностью в широком диапазоне изменения параметра нагрузки для увеличения скорости вычислений при определении предельных деформаций.

Яковлев С. С., Трегубов В. И. Шейкообразование тонкостенной трубной заготовки из анизотропного материала при ротационной вытяжке коническими роликами по прямому способу // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Приводится предложенный критерий шейкообразования тонкостенной трубной заготовки из анизотропного материала при ротационной вытяжке коническими роликами по

прямому способу. Критерий шейкообразования тонкостенной трубной заготовки получен на основе условия положительности добавочных нагрузок. Результаты исследований могут быть использованы для оценки предельных возможностей формоизменения при ротационной вытяжке с утонением стенки цилиндрических деталей.

Бовтало Я. Н., Игнатенко В. Н., Филиппов Ю. К. Зависимость механических свойств стали от величины деформации и схемы напряженного состояния // Обработка материалов давлением . – 2009. – № 1 (20).

Исследовалось изменение механических свойств стали в зависимости от величины деформации и схемы напряжённого состояния при холодной деформации на примере детали «корпус шарового пальца». При разработке технологического процесса холодной объемной штамповки детали «корпус шарового пальца» учитывалось влияние изменения твердости и ударной вязкости при разных схемах напряжённого состояния. Построены трехмерные поверхности зависимости твердости и ударной вязкости стали 10 от величины деформации и схемы напряжённого состояния. Приводятся исходные данные и результаты исследования.

Берски С. А., Бонашек Г. А., Дыя Х. С. Сравнение кузнечной операции кручения в асимметричных бойках с кузнечной операцией кручения в комбинированных бойках // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрены результаты, полученные численным моделированием кузнечной операции кручение, выполненной в асимметричных бойках, с результатами, полученными при моделировании операции кручение в комбинированных бойках. Анализ полученных результатов показал, что операция кручение, выполняемая в асимметричных бойках, дает лучшие результаты по сравнению с ковкой по обычной схеме, которая сейчас широко используется в производстве.

Мовшович А. Я., Кузнецова Л. Г., Фролов Е. А., Минаенков И. В. Технологические предпосылки получения высокоточных деталей вытяжкой из листа методом пневмоударной штамповки // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

В статье на основании анализа эксплуатации установок для гидроударной штамповки выбрана математическая модель и определены аналитические зависимости между конструктивно-технологическими параметрами процесса вытяжки.

Марущак П. О., Бищак Р. Т., Пилипенко А. П., Гладько В. Б. Изменение деформационной способности материала после термоциклирования // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Исследовано деформационное поведение стали 25X1M1Ф после разных сроков термоциклической наработки с учетом структуры материала. Проанализирована кинетика снижения модуля упругости, границы прочности и условного предела текучести материала с использованием методов полных диаграмм и последовательной разгрузки. Предложен механизм накопления деформационных повреждений поверхностных и внутренних слоев материала.

Ахлестин А. В. О винтообразном скручивании Z-образных гнутых профилей при формовке // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

На основании рассмотрения особенностей пространственного расположения фактической поверхности контакта валков, выполненных из прозрачного материала, с формируемой полосой уточнена схема действия деформирующих усилий при формовке Z – образных гнутых профилей. Представлена более совершенная версия механизма образования винтообразного скручивания и продольного изгиба профилей. Установлена связь между этими дефектами. Разработаны новые технические решения, направленные на предотвращение дефектов формы профилей в продольном направлении и повышение качества продукции в целом.

Титов В. А., Никитенко В. А., Титов А. В., Пливак А. А., Лавриненков А. Д. Особенности алмазного выглаживания сплава ВТ-22 с дополнительным ультразвуковым воздействием на инструмент // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Обоснована возможность получения качественной поверхности деталей из титанового сплава ВТ-22 с использованием выглаживания с дополнительным ультразвуковым воздействием на инструмент. Спроектирована и разработана специальная установка для выглаживания с дополнительным ультразвуковым нагружением на инструмент. Разработана методика и проведено выглаживание высокопрочного титанового сплава ВТ-22. Сформированы направления дальнейшего исследования в направлении изучения условий трения и качества приповерхностного слоя.

Черняев А. В., Крылов Д. В. Технологические параметры раздачи тонкостенных цилиндрических оболочек из анизотропного материала жестким инструментом в режиме ползучести // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Приведены математическая модель и результаты теоретических исследований силовых режимов и предельных возможностей формоизменения процесса раздачи тонкостенных цилиндрических оболочек из анизотропного материала жестким инструментом в режиме ползучести. Исследовано влияние степени деформации, геометрии и скорости перемещения инструмента, анизотропии механических свойств материала заготовки и условий трения на инструменте на силу раздачи трубных заготовок из титанового ВТ6С и алюминиевого АМг6 сплавов. Поставленные задачи решались на основе безмоментной теории оболочек вращения.

Диамантопуло К. К., Кухарь В. В. Исследование формоизменения относительно высоких полос при профилировании осадкой с продольным изгибом // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрен процесс осадки полос с отношением высоты к ширине в пределах 3,5 – 8,0 между плоскими параллельными плитами. Осадка сопровождается продольным изгибом и неравномерным распределением металла по длине изогнутой оси полосы, что позволяет использовать операцию в качестве профилирующей перед последующей штамповкой поковок подходящей номенклатуры. Приведена методика и результаты исследований основных показателей неравномерности деформации в виде осажённых заготовок и графических зависимостей, анализ которых позволяет прогнозировать формоизменение заготовок и выбирать начальные размеры и степень осадки при профилировании.

Бейгельзимер Я. Е., Сынков А. С. Исследование процесса получения длинномерных расходуемых электродов для электрошлакового переплава из титановой губки методом полунепрерывной винтовой экструзии // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

На основе теоретической модели экспериментально исследован процесс изготовления длинномерных расходуемых электродов из титановой губки для электрошлакового переплава методом винтовой экструзии. Процесс основан на использовании совместно винтовой и прямой экструзии. Экспериментально подтверждена модель полунепрерывного компактирования порошковых материалов. Показано, что создание некоторого граничного противодействия позволяет реализовать стабильный процесс уплотнения.

Пидгурский Н. И. Влияние пластической деформации формообразования на малоцикловую прочность холодногнутых профилей и их сварных соединений // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрены методические вопросы, связанные с оценкой влияния объемной пластической деформации формообразования холодногнутых профилей и их сварных соединений на малоцикловую прочность. Приведены результаты экспериментальных исследований влияния объемной пластической деформации на сопротивление малоцикловому деформированию и разрушению сталей 09Г2С и 16Г2АФ. Проведена оценка влияния локальной пластической деформации, возникающей при перегрузках в зонах сварных соединений холодногнутых профилей, на напряжённо-деформированное состояние и малоцикловую усталость.

Рябичева Л. А., Гапонова О. П. Взаимосвязь пластического деформирования и структурообразования в порошковых пористых телах // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Проведен теоретический анализ кинетики разупрочняющих процессов, проходящих в порошковом пористом теле при деформировании в области повышенных температур. Получены определяющие уравнения, связывающие параметры деформации и параметры структурообразования, которые характеризуют процессы динамического разупрочнения при деформировании. Показана линейная зависимость логарифма осевого напряжения и накопленной деформации твердой фазы в функции обратной температуры. Выполнена оценка энергии активации динамического разупрочнения при одноосном сжатии. Показано, что при низких температурах деформации механизмом разупрочнения является динамический возврат и полигонизация, при повышенных температурах – динамическая рекристаллизация. Пористость снижает энергию активации динамического разупрочнения.

Калуцкий Г. Я. Обобщенные диаграммы распределения контактных напряжений и угловых параметров очага деформации при асимметричной прокатке металлических порошков // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Приведены результаты исследования по асимметричной прокатке металлических порошков на рабочих валках разного диаметра. Построены диаграммы изменения контактных нормальных напряжений и угловых параметров при асимметричной прокатке металлических порошков железа, титана и алюминия в зависимости от рассогласования окружных скоростей рабочих валков. Показано, что для устойчивой прокатки металлического порошка рассогласование скоростных параметров должно быть не менее 30 %.

Чигарев В. В., Грибкова С. Н., Шевченко А. В. Автоматизированное проектирование технологических режимов производства порошковой плющенко // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

В статье рассмотрен алгоритм автоматизированного проектирования технологических режимов процесса изготовления порошковой плющенко, который основан на использовании математических моделей процессов волочения и плющения порошковой проволоки. Данный алгоритм позволяет проектировать технологию изготовления с учетом требуемых характеристик плющенко.

Миленин А. А., Рец Т., Карбовничек М., Бернасowski М. Обобщенная модель кристаллизации, макросегрегации и напряженно-деформированного состояния стального слитка при непрерывной разливке // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрена разработка комплексной модели процесса непрерывной разливки. Численное решение получено с помощью метода конечных элементов. Модель учитывает процессы кристаллизации, термического изменения объема, диффузии, макросегрегации, механическую деформацию слитка и явление разрушения. При моделировании учитываются такие технические особенности МНЛЗ как положение и параметры роликов, спрееров и кристаллизатора. Рассмотрен процесс разливки слитка 300 × 400 мм из низкоуглеродистой стали.

Середа Б. П., Коваленко А. К., Тумко А. Н., Кругляк И. В. Способ прокатки заготовок из легированной и высоколегированной стали на блюминге // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Предложен метод производства прутков диаметром больше 270 мм из легированных и высоколегированных сталей, который предусматривает прокатку слитков на блюминге в ящичном калибре за несколько проходов, в овальном и круглом калибрах с кантовкой прямо-

угольной полосы перед прокаткой в овальном калибре и последеформационное охлаждение до температуры ниже 150 °С. Этот метод позволяет избавиться от таких недостатков как центральная пористость, рыхлость, флокены, а также искажение профиля (овальность) и поверхностные дефекты в виде закатов и подрезов.

Федоринов М. В., Файчак А. А., Чуруканов А. С. Экспериментальные исследования влияния кинематической асимметрии на силу прокатки относительно тонких лент и полос // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрена проблема отрасли горячекатаных тонких листов и устранение продольной и поперечной разнотолщинности путем рассогласования скоростей валков, т. е. создания кинематической асимметрии. В результате проведенных экспериментальных исследований процесса асимметричной прокатки получены зависимости силы прокатки, моментов, а также контактных напряжений в очаге деформации от степени рассогласования скоростей валков и степени деформации. Также для проверки достоверности лабораторных экспериментов приводятся данные о проведении эксперимента в промышленных условиях.

Кулик А. Н., Данько А. В., Колесникова Г. В., Картавенко А. С. Способ уменьшения поперечной разнотолщинности посредством кинематически асимметричной прокатки // Обработка металлов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Разработан новый способ уменьшения поперечной разнотолщинности листов и полос с применением кинематически асимметричной прокатки. Прокатка ведется в валках с такой выпуклой рабочей профилировкой, которая обеспечивает уменьшение или полное устранение поперечной разнотолщинности на раскатах максимальной ширины. При прокатке раскатов с меньшей шириной для уменьшения деформации валковой системы сила прокатки уменьшается посредством рассогласования скоростей рабочих валков. Стабилизация силы прокатки по длине раската осуществляется за счет изменения степени кинематической асимметрии процесса. Способ не требует изменений в конструкции рабочих клетей и способен реагировать на изменение теплового профиля валков и их износ.

Шпак В. И., Юрков К. Ю., Шевченко В. В., Малигон Е. Ю. Экспериментальное исследование процесса холодной прокатки относительно тонких листов и полос на стане кварто с приводом на опорные валки с различным углом свала рабочих валков // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрены основные способы повышения качества прокатки тонких листов и полос и проблемы при реализации различных схем прокатки. Проведены экспериментальные исследования процесса холодной прокатки на стане кварто с приводом на опорные валки для определённого свала рабочих валков. Представлены результаты, по которым можно судить о величине и направлении сил, действующих на рабочий валок при прокатке на станах кварто с приводом на опорные валки.

Федоринов В. А., Махмудов К. Д., Дворжак В. В., Закарвашевич Н. А. Анализ влияния технологических режимов на условия реализации процесса сдвоенной прокатки // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Проведен анализ влияния различных механических свойств и геометрических параметров каждой из составляющих на стабильность процесса сдвоенной прокатки, а также проанализирована вероятность свариваемости полос, которая может быть снижена за счет уменьшения радиусов рабочих валков.

Левченко В. Н., Нестеров Д. К. Технологические и энергосиловые параметры прокатки рельсов ОР65 и ОР50 // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Представлены результаты расчета технологических и энергосиловых параметров при прокатке острияковых рельсов. Усилие, момент и мощность прокатки рассчитывали путем

определения работы сил деформации и работы сил трения по элементам профиля рельса. При расчете сопротивления металла деформации учитывали его зависимость от химического состава, температуры, степени и скорости деформации. Примененная методика может использоваться для определения технологических и энергосиловых параметров при прокатке других профилей.

Медведев В. С. Проектирование технологии и оборудования прокатных станов с использованием САПР ТП «Сортовая прокатка» // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Приведена структура интегрированной САПР ТП «Сортовая прокатка», включающая типовые программные модули проектирования технологии прокатки и калибровок валков простых и фасонных профилей, расчета температурно-скоростных и энергосиловых параметров прокатки, выбора оптимальной схемы расположения, состава и параметров оборудования прокатного стана. За счет многовариантной проработки и оптимизации калибровок валков и технологии прокатки представляется возможным улучшить технико-экономические показатели работы прокатных станов, уменьшить затраты на освоение новых видов проката, сократить сроки проектирования и в 5-8 раз повысить производительность инженерного труда.

Григоренко В. У., Маркевич И. В. Развитие метода расчета параметров процесса холодной роликовой прокатки труб (ХПТР) для минимизации осевых сил // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Приведен метод расчета изменения длины кулисы рычажной системы стана ХПТР как функции от значения настраиваемого катающего радиуса, определенного как средний между катающими радиусами для прямого и обратного хода, который рассчитан для условий отсутствия осевых сил. Приведено устройство для минимизации осевых сил, при использовании которого возможно избежать врезки торцов трубы - заготовки и прокатываемой трубы. Приведена блок - схема алгоритма расчета для определения изменения длины кулисы рычажной системы

Король Р. Н. Головки А. Н. Уменьшение величины усилия срыва рабочего конуса с оправки в процессе подачи при прокатке особотонкостенных труб повышенной точности на станах ХПТР // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Представлены результаты экспериментального исследования по определению рациональной формы и размеров продольного профиля опорной планки стана ХПТР, обеспечивающего уменьшение величины усилия срыва рабочего конуса с оправки в процессе подачи при сохранении высокой точности готовых труб, сокращении цикличности производства и снижении расходного коэффициента металла. Показано, что при прокатке особотонкостенных труб повышенной точности на станах ХПТР в калибровке зоны обжатия опорных планок перед обжатием по толщине стенки переменной величины необходимо осуществлять обжатия по толщине стенки постоянной величины, равной $5 \div 10$ % от суммарного обжатия по толщине стенки, чередуя эти обжатия между собой $3 \div 5$ раз на длине участка обжатия по толщине стенки, составляющей $0,3 \div 0,5$ его общей длины.

Фролов Я. В., Терещенко А. А., Головаченко А. П. Влияние ширины ручья калибров станов ХПТ на изменение механических свойств металла труб // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Показано что, знакопеременной деформацией овализации поперечных сечений рабочего конуса с чередованием схем напряженного состояния металла при холодной пильгерной прокатке можно, в значительной мере, влиять на изменение уровня механических свойств деформируемого металла. Чем больше значения овализации, в исследованных пределах, тем меньше упрочнение металла. Несмотря на меньшее упрочнение, прокатка труб в калибрах с большой шириной из-за значительной овализации сечений рабочего конуса в обжимной зо-

не, где металл сильно упрочнен, нежелательна, так как может привести к ухудшению качества труб и появлению трещин. Полученные в работе данные показывают, что на станах ХПТ ширину ручья калибров к началу обжимной зоны целесообразно выполнять достаточно большой, а к ее концу – минимально необходимой.

Сатонин А. В., Смолякова В. В., Александрова З. А., Стежкин П. М. Регрессионное математическое моделирование энергосиловых параметров процесса прокатки угловых профилей // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

С целью повышения быстродействия и снижения трудоемкости численной математической модели, основанной на рекуррентном решении конечно-разностной формы условия баланса энергетических затрат, получены регрессионные зависимости по расчету энергосиловых параметров процесса прокатки асимметричных угловых профилей. Статистический анализ результатов расчета показал, что точность регрессионной модели достаточна, поэтому данные зависимости в дальнейшем могут быть использованы для решения целого ряда многовариантных задач, какими, например, являются задачи оптимизации, имитационного моделирования, автоматизированного управления и т. д.

Завгородний Д. В., Дворжак А. И., Завгородний А. В. Методика, оборудование и результаты экспериментального исследования процесса правки круглого проката на косо-валковых правильных машинах // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

На основе экспериментальных исследований процесса правки круглого проката на косо-валковых правильных машинах было установлено количественное влияние технологических параметров процесса на энергосиловые параметры процесса правки. Определены и экспериментально подтверждены оптимальные технологические параметры исследуемого процесса, основными из которых являются смещение валковых обойм, а также угол установки валков относительно оси правки. Дана количественная оценка степени сходимости полученных ранее теоретических решений применительно к процессам правки труб и круглого проката.

Фролов И. В., Гретски Т., Ю З., Нюрнбергер Ф., Хассель Т., Бах Фр.–В. Поверхностное упрочнение деталей сложной формы из термоупрочняющейся стали Cf53 с использованием водовоздушного охлаждения // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Применение комплексной термической обработки с использованием тепла, выделяющегося при деформации, существенно сократило технологическую цепочку, что позволило достичь существенной экономии времени и энергии при производстве прецизионных поковок. При помощи водо-воздушного охлаждения как поверхностное упрочнение, так и отпуск могут быть выполнены одновременно, без подогрева поковок после закалки. Модель шестерни, выполненная из термоупрочняющейся стали Cf53 (1.1213), были подвергнуты поверхностной закалке и отпуску с использованием принудительного вращения элементов охлаждающего устройства. Был проведен анализ полученных результатов твердости заготовок. Кроме того, контролировался расход воздуха и воды. В результате представленной работы получены данные, на которых могут базироваться дальнейшие исследования термообработки штампованных шестерен.

Заблоцкий В. К., Добронос Ю. К., Дмитриев С. А., Новоселов С. В. Экспериментальное исследование процесса локальной термомеханической обработки сварных швов с использованием процесса горячей прокатки // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Предоставлены результаты экспериментов процесса упрочнения сварных швов, которые подтверждают ранее разработанные математические модели для исследования процесса ЛТМО, а так же его целесообразности применительно к производству электросварных труб большого диаметра, произведенных на Харцизском трубном заводе.

Боровик П. В., Луценко В. А., Луцкий М. Б. Развитие методики расчета силы резания толстых листов дисковыми ножами // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

В статье рассматривается одномерная математическая модель процесса резки дисковыми ножами в основу, которой положено численное рекуррентное решение конечно-разностной формы статического равновесия. Данная модель позволяет учесть реальную форму режущего инструмента, реальный характер распределения сопротивлений срезу по длине очага резания, механические свойства разрезаемого материала и может быть использована при автоматизированном проектировании и анализе процесса резки толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах. Результаты могут быть использованы в проектно-конструкторских работах и для дальнейшего развития методики расчета по определению энергосиловых параметров процесса.

Стеблюк В. И., Савченко Д. Н., Розов Ю. Г. Методы усовершенствования способов резки труб на короткие заготовки // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Предложена новая конструктивная схема элементов устройства для резки трубчатых заготовок при одновременном сдвиге и скручивании. Показана последовательность процесса резки трубчатой заготовки одновременным сдвигом и кручением. С целью определения оптимального соотношения между крутящим моментом и сдвигом, предусмотрена методика экспериментальных исследований. Определены механические характеристики и химический состав образца для проведения испытаний.

Роганов М. Л. Кривошипные прессы с переменной в процессе деформирования закрытой высотой пресса // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Предложены конструктивные схемы кривошипных прессов с одновременным движением в автоматическом режиме ползуна и механизма регулировки закрытой высоты пресса, что позволяет выполнять на кривошипном прессе новые технологические операции свободнойковки, продольного и поперечного выдавливания стержней и фланцев, прошивки длинных отверстий и т.п., при этом исключается эксцентричное нагружение пресса. Предложенная схема кривошипного пресса расширяет его технологические и технические возможности, позволяет технологам планировать более разнообразные технологические процессы на кривошипном прессе, используя его известные преимущества – высокую точность и производительность.

Балалаева Е. Ю., Кухарь В. В. Исследование деформации кольцевого упругого компенсатора при работе системы «пресс-штамп» с перекосами ползуна // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрен процесс деформации кольцевого полиуретанового компенсатора погрешностей системы «пресс-штамп». Осадка сопровождается перекосами ползуна и неравномерной деформацией упругого элемента по высоте, что дает основание для проведения исследований с учетом и без учета бочкообразности. Приведена методика расчета изменения формы компенсатора после осадки при перекосах ползуна и результаты моделирования с помощью разработанного программного обеспечения, представленные в виде изображений осажённых компенсаторов и графических зависимостей, анализ которых позволяет выбирать начальные размеры и жесткость упругого элемента при технологических нагрузках.

Коробко Т. Б. Усовершенствование конструкции штампа для вытяжки осесимметричных деталей // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрен вопрос повышения степени деформации при глубокой вытяжке за один переход. Разработана конструкция штампа с многосекционными поворотными дисками, позволяющая снизить негативное влияние трения за счет применения поворотных дисков. Формоизменение заготовки осуществляется путем радиального перемещения отдельных частей матрицы, выполненных в виде поворотных дисков с ее волочением между ними, при наличии жесткого пуансона. Рассмотрены особенности конструкции и геометрические параметры инструмента (радиус, длина поворотного диска).

Середа Б. П., Васильченко Т. А., Явтушенко А. В., Глебенко А. В. Оптимизация параметров планетарного привода кузнечно-прессовых машин // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Проведен анализ критериев оптимальности для кузнечно-прессовых машин. Предложена оптимизация параметров путем минимизации веса привода, в частности веса планетарного редуктора и промежуточной зубчатой передачи. Конечной целью оптимизации выбранных параметров является рациональная разбивка общего передаточного отношения. В статье получены аналитические зависимости для расчета критериев оптимальности в зависимости от параметров привода и установлены численные области рациональных параметров привода.

Стеблюк В. И., Азарх И. П. Усовершенствование устройства для вытягивания волочения особо тонкостенных трубчатых изделий // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

В данной статье были рассмотрены существующие методы получения тонкостенных трубчатых заготовок в качающемся инструменте. Также было рассмотрено оборудование на котором изготавливались эти детали. Определены проблемы, которые возникают при изготовлении полых трубчатых заготовок существующими методами и на существующем оборудовании. Был предложен прибор, который позволяет получить полые трубчатые изделия с толщиной стенки 0,025 мм. Приведены чертежи прибора и его виды, а также описан принцип его действия и конструкция. Описаны особенности конструкции предложенного устройства

Вернев В. В., Коренной В. В., Симоненко О. В., Мацко С. В., Телюк Д. В., Яценко В. А. Опыт исследования динамических процессов в клетях ШПС 1680 // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

На основании результатов опытно-промышленных исследований установлен ряд особенностей переходных процессов в клетях стана: взаимодействие главных линий клетей через полосу при захвате, распределение коэффициента динамичности по клетям стана, пилообразный характер изменения коэффициента динамичности в клетях во время длительной работы стана, изменение максимального динамического и статического моментов совместно с коэффициентом динамичности в процессе последовательной прокатки полос каждой партии, зависимость коэффициента динамичности и времени запаздывания реакции участков главных линий клетей от углового зазора и др. Результаты используются при анализе нагруженности клетей, технологии и технического состояния оборудования.

Белобров Ю. Н., Гаврильченко Е. Ю., Мережко Д. В., Гусев Е. С., Колесников А. С., Козленко Д. А. Создание нового высококонкурентного оборудования термической обработки толстолистового металлопроката в линиях станов // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Проведенные НКМЗ комплексные исследования процесса термообработки толстых листов, проектные разработки и ноу-хау, позволяют предложить комплектную поставку кон-

курентоспособных машин для термической обработки толстолистового металлопроката и новых технологий, которые обеспечивают охлаждение листов в наиболее широком температурно-временном диапазоне с достижением высоких качественных показателей поверхности и микроструктуры продукта.

Рахманов С. Р. Повышение стойкости оправок автоматического стана трубопрокатного агрегата // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Определена рациональная форма образующей рабочей поверхности оправки автоматического стана на основе моделирования процессов очага деформации. Показано, что, независимо от способа производства, минимизация осевого сопротивления оправки и повышение износостойкости в потоке металла достигается рациональной калибровкой рабочей поверхности.

Федоринов В. А. Совершенствование технологий и оборудования по производству рабочих валков станов холодной прокатки // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Предложен способ повышения стойкости рабочих валков лентопрокатных станов на примере станов для деформации между неподвижным и подвижным рабочими валками. Спроектирована и изготовлена экспериментальная сварочная установка для выпуска опытной партии твердосплавных валков с последующим испытанием их служебных свойств в промышленных условиях. Изготовлена опытная партия валков. Предложены решения, которые могут быть использованы при разработке схем регулирования профиля и формы полосы.

Ершов С. В., Левченко Г. В., Мельник С. Н., Мостипан Е. Е. Роль калибровки валков в образовании поверхностных трещин при прокатке профилей // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

Рассмотрены вопросы, касающиеся влияния схемы деформации в круглом калибре на течение металла и его напряженное состояние при прокатке овальной полосы специальной формы в чистовом круглом калибре. Исследования выполнены с использованием современных положений теории пластичности и методов численного моделирования напряженно-деформированного состояния металла при его обработке давлением. Показаны причины, приводящие к образованию поверхностных трещин на готовых круглых профилях крупных размеров. Разработана схема деформации, уменьшающая вероятность появления поверхностных трещин. Показана эффективность внедрения результатов исследования в производственный процесс.

Бобух И. А. Селедцов А. С., Чуруканов А. С. Повышение надежности и увеличение срока службы приводов прокатных станов за счет применения износостойкого крепления упругого стержневого элемента // Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).

В данной статье рассмотрен вопрос повышения надежности и увеличение срока службы приводов прокатных станов путем применения муфт упругих переменной жесткости. Рассмотрены основные типы конструкций таких муфт. Повышена долговечность и износостойкость узла крепления упругих стержней муфты, обеспечивающая переменную жесткость путем применения быстросъемных втулок из заэвтектоидных высокомарганцовистых марок сталей, типа 110Г12, внутренняя поверхность которых представляет собой в осевом сечении гнездо с цилиндрическим участком и двумя криволинейными участками равной длины.

АНОТАЦІЇ

Алюшін Ю. А., Жигульов Г. П., Широких А. М., Скрипаленко М. М. Методи визначення траєкторій частинок у процесах деформації // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Описано аналітичні методи визначення рівнянь руху частинок у процесах плоскої, вісьосімметричної і тривимірної деформації на основі рішення алгебраїчних рівнянь, що відповідають інтегральній умови постійності об'єму, інтегрування кінематичноможливих полів швидкостей та принципу суперпозиції рівнянь руху для відомих більш простих процесів. Розглянуто приклади опису рівнянь руху у формі Лагранжа для осадки, висадки, протяжки, штампування і прокатки.

Шестаков Н. А., Субич В. Н., Власов А. В. Моделювання втрати стійкості пластичної деформації // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Проведено тестове моделювання стійкості фланця при витяжці коробчастих деталей шляхом створення збурень на геометрично нерівномірній сітці кінцевих елементів. Розрахунок проводився для двох прямокутних коробчатих деталей. Отримані результати не суперечать відомих експериментальним результатам, але потребують додаткової експериментальної перевірки, що дозволить створити науковообґрунтовані методики розрахунку контурів вихідних заготовок та прогнозування складкоутворення в процесах листового штампування.

Матвійчук В. А. Побудова математичної моделі накопичення пошкоджуваності в металах при немонотонному деформуванні для комбінації зсув-стиск зі змінним показником напруженого стану // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Досліджено підхід до оцінки деформування металів у маловідходних технологічних процесах ОМД, який базується на розробці моделей з тензорним поданням пошкоджуваності мікрочастки. Побудовано математичну модель складного двохетапного деформування в послідовності «просто - складне» для комбінації «зсув - стиск», при умові зміни показника напруженого стану на стадії стиснення. Модель дозволяє прогнозувати руйнування на стадії складного стиснення заготовок з поверхнею, що утворена відрізкою зсуванням.

Алієва Л. І., Абхарі П., Жбанков Я. Г. Дослідження процесів радіального видавлювання методом кінцевих елементів // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуто процес видавлювання фланців на трубчатий заготовці. Встановлено закономірності формозмінення та розміри осередку деформації в процесах радіального видавлювання за схемами із рухомою та не рухомою матрицями. Досліджено розподіл контактних напружень на поверхні інструменту та надані рекомендації з його конструювання.

Грушко О. В., Огородников В. А., Кириця І. Ю., Єленич М. П. Особливості напружено-деформованого стану в шийці циліндричного зразка // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуто моделювання процесу розтягування циліндричного зразка з метою вивчення напружено-деформованого стану. Проведено експерименти щодо відповідності моделі розрахунковим даними, досліджено напружено-деформований стан методом твердості, а також зроблена оцінка застосування розрахункових залежностей показника напруженого стану та розрахунків компонент тензора напруг і деформацій.

Алієв І. С., Грудкіна Н. С., Мартинов С. В. Визначення сил розкриття оправки при радіальному видавлюванні внутрішніх фланців // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Енергетичним методом отримано розрахункові залежності наведеного тиску деформування й розкриття оправки при радіальному видавлюванні внутрішніх фланців із трубчастої

заготовки. Установлено вплив висоти фланця, внутрішнього радіуса фланця й тертя на силові параметри процесу формоутворення втулок із внутрішнім фланцем. Проведено кінцево-елементне моделювання силового режиму видавлювання фланця в пакеті QForm. Перевищення розрахункових даних над експериментальними склало для енергетичного методу 20%, для методу кінцевих елементів 5%. Запропоновано схему штампа для видавлювання внутрішніх фланців на пресі подвійної дії.

Хван А. Д., Євдокимова Н. А. Ізотропне зміцнення матеріалів реверсивним кручення // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглядається на основі моделі анізотропного-зміцнюючого тіла Г. Бакхауза ізотропне зміцнення матеріалу реверсивним кручення трубки. При цьому з умови рівності нулю координат центру поверхні навантаження отримано співвідношення для розрахунку підвищеного значення умовної межі плинності. Представлено дослідні дані, що підтверджують реалізацію ефекту відновлення ізотропії механічних властивостей при немонотонном навантаженні. Зазначений ефект можна використовувати для поліпшення експлуатаційних характеристик деталей.

Чигиринський В. В. Метод вирішення завдань теорії пластичності з використанням гармонійних функцій // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

На базі замкнутого вирішення завдань теорії пластичності запропоновано метод рішення з використанням гармонійних функцій. У аналітичному вигляді отримано рішення узагальненого рівняння рівноваги з використанням тригонометричної і узагальненої фундаментальної підстановки. Залежності між невідомими функціями задовольняють співвідношенням Коши-Рімана, звідси останні визначаються рівнянням Лапласа, що відносить їх до типу гармонійних функцій. Визначено компоненти тензора напруги. Аналогічні рішення отримано для деформаційного і температурного завдань. Цікавим є те, що напруга, деформації, швидкості деформацій і поля температур визначається однаковими координатними функціями. Це визначило їх аналітичну залежність і модель пластичного середовища. Отримано вираз для розрахунку поля напруги спрощеної моделі пластичного формозмінення. Показано, що напруга на контакті залежить від чинника форми і коефіцієнта тертя. Все вогнище деформації описано одним аналітичним виразом, питомі сили контактного тертя в нейтральному перетині мають плавний перехід через нуль.

Спусканюк В. З., Гангало О. М., Давиденко О. А., Коваленко І. М. Аналіз процесів рівноканального кутового пресування й кутової гідроекструзії методом верхньої оцінки // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

У даній роботі виконано аналіз процесів рівноканального кутового пресування й кутової гідроекструзії методом верхньої оцінки. Ураховується комплексний вплив геометричних характеристик матриці (кута перетинання каналів, зовнішнього кута закруглення, відносної довжини вхідного й вихідного сегментів каналу), тертя між заготовкою й стінками матриці, зміцнення матеріалу в міру його проходження через канал. Показано вплив тертя на тиск рівноканального кутового пресування. Порівняння результатів теоретичного прогнозу й експериментів показало задовільну відповідність.

Періг О. В., Лаптев О. М., Голоденко М. М., Лошманов А. Ю., Литвинов М. Г. Комп'ютерне моделювання течії матеріалів при рівноканальному кутовому пресуванні: аналіз руху в'язкого середовища і експериментальна верифікація методом маркерів // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Фізичне моделювання локальної пластичної течії металів, полімерів і композитів при рівноканальному кутовому пресуванні (РККП) з використанням м'яких моделей є важливим експериментальним методом дослідження деформаційної поведінки пластичних матеріалів. Теоретичне дослідження пластичної течії і утворення застійної зони при фізичному моделюванні РККП через прямокутний штамп було реалізовано шляхом чисельного розв'язку рівнянь Нав'є-Стокса для плоскої течії в'язкого нестисливого середовища. На відміну від класичного

методу шаруватих моделей, для експериментального аналізу формування застійної зони при фізичному моделюванні РККП в якості маркерів застосовувалися тверді дисперсні частинки, які уклалися на передню поверхню вихідного матеріалу заготовки і частково вдавлювалися в неї. Одержано хорошу відповідність між теоретичними і експериментальними результатами.

Стеблюк В. І., Холявік О. В. Побудова контуру заготовки на основі математичної моделі процесу витягування порожнистих виробів коробчастої форми // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуто існуючі методи аналізу процесів обробки металів тиском. Для моделювання процесу витяжки вибрано найбільш ефективний метод гідродинамічних аналогій. Розглянуто побудову заготовки коробчастої деталі з використанням методу потенціалу. Для розрахунку розмірів і форми заготовки коробчастих деталей розглянуто нову методику комп'ютерного моделювання «зворотної» витяжки.

Калюжний В. Л., Калюжний О. В., Горностаєв В. М., Крижанівська І. Я. Визначення зусилля холодного прямого видавлювання з роздачею прямокутних профілів // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Запропоновано аналітичні залежності для визначення зусиль і питомих зусиль в процесах прямого видавлювання прямокутних профілів з роздачею. Формули отримані шляхом спільного вирішення диференціальних рівнянь рівноваги і умови пластичності. Враховано зміцнення металу в осередку деформації. Проведені експериментальні дослідження по моделюванню прямого видавлювання профілів із свинцевих заготовок та видавлювання профілів із інструментальної сталі. Результати по зусиллю видавлювання показали хорошу відповідність теоретичних і експериментальних даних.

Гридин О. Ю. Математичне моделювання температурного поля металу та валків в процесі валкової розливки - прокатки // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Представлено короткий огляд розвитку та сучасного стану технології виробництва листа із розплаву у валковому кристалізаторі. Проведено аналіз останніх наукових праць з математичного моделювання безперервної валкової розливки - прокатки за допомогою аналітичних й чисельних методів, окремо виділено недоліки підходів, що використовуються. Розглянуто опис теоретичної моделі процесу в частині визначення теплового стану системи метал – бандажований валок, обґрунтовано переваги імплементації моделі за допомоги кінцево-елементної програми ANSYS. Проведено тестування розробленої математичної моделі для перевірки точності прогнозу положення фронту кристалізації у коміль-зоні. Отримано результати з моделювання еволюції температурних полів валків, що обертаються, у часі.

Кулик О. М., Файчак О. О., Настояща С. С., Жуков П. Л. Розгорнуте математичне моделювання основних показників якості гарячекатаних смуг // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

У даній статті розглядається проблема підвищення якості гарячекатаних листів (1-1,6 мм). Створена розгорнута математична модель гарячої прокатки листів, яка дає можливість не експериментально, а теоретично визначити оптимальний режим прокатки гарячекатаних тонких листів на ширококутових станах гарячої прокатки. У створеній моделі використовувалися такі види розрахунків як: розрахунок геометричних та силових параметрів для зони пружного відновлення смуги на виході з осередку деформації, що забезпечує розрахунок переднього натягнення; чисельне інтегрування отриманих локальних характеристик напруженого стану металу, що має своєю метою визначення сили та моментів процесу прокатки; ітераційну процедуру з обліку упругого сплюснення робочих валків і листа.

Міленін А. А., Гросман Ф., Мадей Л., Павлицький Л. Моделювання за допомогою методу кінцевих елементів процесу прокатки з додатковим циклічним горизонтальним рухом валків // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуто чисельне моделювання нового процесу прокатки, який характеризується додатковим горизонтальним переміщенням валків. Основною ідеєю цього процесу є внесення додаткової зсувної деформації до штаби що прокатується та вплив таким чином на історію її деформованого стану. Розроблена математична модель використана для дослідження залежності внесеної до зони деформації додаткової деформації від швидкості обороту валків. В статті представлено опис математичної моделі та приклад отриманих результатів. Також виконано порівняння результатів розрахунку з результатами експерименту.

Мазур І. П., Долматов А. П., Борисов С. С. Математичне моделювання процесів холодної прокатки на безперервних широкосмугових станах // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Представлено класи математичних моделей осередку деформації при холодній прокатці. Описана уточнена математична модель розрахунку енергосилових параметрів осередку деформації, заснована на чисельному рішенні диференціального рівняння рівноваги сил в осередку деформації Кишені при холодній прокатці. Отримано розрахункові значення межі плинності смуги по кліті безперервного стану холодної прокатки 2030 по довжині смуги і криві зміцнення високоміцних марок сталі. Показано можливості моделі, що реалізована у вигляді програмного додатку на мові C++. Відмічено основні особливості програми, варіанти її подальшого уточнення та використання в задачах оптимізації стійкості і стабільності ведення процесу холодної прокатки високоміцних сталей, з метою підвищення продуктивності обладнання і зниження його зносу, при дотриманні вимог стандартів у галузі якості готового проката для сталі що випускається.

Світличний Д. С., Міленін А. А. Моделювання зміни мікроструктури під час сортової прокатки за допомогою тривимірних клітинних автоматів // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Клітинні автомати дозволяють моделювати складні комплексні явища, що відбуваються в матеріалі під час і після деформації. Розроблена модель містить дві частини: деформація і мікроструктура. Доки накопичена в матеріалі деформація невелика, клітини змінюються у відповідності з деформацією, змінюючи розміри і форму. Мікроструктурна частина моделі враховує рекристалізацію і зростання зерна. Швидкість появи нових зерен і швидкість їхнього зростання залежать від параметрів деформації: температури, ступеня і швидкості деформації, щільності дислокацій і кристаллографічної орієнтації зерен. Фронтальні клітинні автомати адаптовані для моделювання зміни мікроструктури під час сортової прокатки. Параметри прокатки розраховано за допомогою МКЕ програми. Вибрані результати моделювання з допомогою фронтальних клітинних автоматів наведено в роботі.

Сатонін О. В., Михеєнко Д. Ю., Іванов О. О. Варіаційне математичне моделювання деформованого стану металу при прокатці із затіканням у щілинний паз // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуто варіаційне математичне моделювання деформованого стану металу при прокатці із затіканням у щілинний паз. Запропоновано адекватну заміну варіаційного рішення на чисельного рекурентний підхід, заснованого на кінцево-різницевому аналізі потужностей всіх опорів деформації в рамках кожного елементарного об'єму металу в зоні його пластичної формозміни. Представлено розрахункові розподіли залежності складової повної потужності формозміни від поздовжньої витяжки металу, що прокатується, зроблено аналіз представлених результатів.

Сатонін О. В., Грибков Е. П., Ємченко О. А., Селедцов А. С. Математичне моделювання процесу вальцювання та каландрування гумовотехнічних відходів // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розроблена математична модель процесу вальцювання й каландрування гумовотехнічних відходів, які враховують реальний характер розподілу локальних характеристик по довжині вогнища деформації, що включає зони вільного стиску, зону стиснутого стиску, зону пластичної формозміни й зону пружного відновлення. Дана математична модель може бути використана для розрахунку процесу переробки автомобільних шин.

Федоринов В. А., Титаренко А. І., Грибков Е. П., Гаврильченко О. О. Автоматизований розрахунок та проектування технологічних режимів процесів гарячої правки відносно товстих листів на багатовальцевих правильних машинах // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Запропоновано методику автоматизованого розрахунку напружено-деформованого стану металу та основних показників якості металопродукції що виробляється під час реалізації процесів правки відносно товстих листів на багатовальцевих правильних машинах, а також автоматизованого проектування технологічних режимів процесів правки, заснована на використанні розробленої математичної моделі в якості цільової функції.

Михалевич В. М., Добранюк Ю. В. Накопичена деформація та інтенсивність логарифмічних деформацій при осадці циліндричних зразків з бочкоутворенням // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Детально розглянуто задачу визначення накопиченої деформації за умов складного деформування, що має місце на вільній бічній поверхні при вісьосиметричній осадці циліндричних зразків за різних умов тертя на торцях. Показано, що накопичена деформація дорівнює, з точністю до сталої, довжині кривої в просторі головних деформацій, а інтенсивність логарифмічних деформацій дорівнює, з точністю до тієї ж самої сталої, довжині відповідного радіус вектора. Виділено діапазон зміни параметра навантаження, в межах якого накопичена деформація практично дорівнює інтенсивності логарифмічних деформацій. Отримано співвідношення наближеного визначення накопиченої деформації з високою точністю в широкому діапазоні зміни параметра навантаження для збільшення швидкості обчислень при визначенні граничних деформацій.

Яковлєв С. С., Трегубов В. І. Шейкоутворення тонкостінної трубної заготовки з анізотропного матеріалу при ротаційній витяжці конічними роликками по прямому способу // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Наводиться запропонований критерій шейкоутворення тонкостінної трубної заготовки з анізотропного матеріалу при ротаційній витяжці конічними роликками по прямому способу. Критерій шейкоутворення тонкостінної трубної заготовки отримано на основі умови позитивності додаткових навантажень. Результати досліджень можуть бути використано для оцінки граничних можливостей формозміни при ротаційній витяжці з потоншенням стінки циліндричних деталей.

Бовтало Я. Н., Ігнатенко В. Н., Філіппов Ю. К. Залежність механічних властивостей сталі в залежності від розміру деформації і схеми напруженого стану // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Досліджувалось зміння механічних властивостей сталі в залежності від розміру деформації і схеми напруженого стану при холодній деформації на зразку деталі «Корпус кульового пальця». При розробленні технологічного процесу оцінювалась залежність зміння твердості і ударної в'язкості при різних схемах напруженого стану. Збудовано тривимірні поверхні зміння твердості і ударної в'язкості сталі 10 від величини деформації і схеми напруженого стану. Далі знаходяться данні і результат дослідження.

Берські С. А., Бонашек Г. А., Дия Х. С. Порівняння ковальської операції крутіння в асиметричних бойках з ковальської операцією крутіння в комбінованих бойках // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуто результати, отримані чисельним моделюванням ковальської операції кручення, яка була виконана в асиметричних бойках, з результатами, отриманими при моделюванні операції кручення в комбінованих бойках. Аналіз отриманих результатів показав, що операція кручення, виконана в асиметричних бойках, дає кращі результати в порівнянні з кутанням за звичайною схемою, яка зараз широко використовується у виробництві.

Мовшович О. Я., Кузнєцова Л. Г., Фролов Е. А., Мінаєнков І. В. Технологічні передумови отримання високоякісних деталей витяжкою з листа методом пневмударного штампування // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

У статті на підставі аналізу експлуатації установок для гідрударного штампування обрано математичну модель і визначено аналітичні залежності між конструктивно-технологічними параметрами процесу витяжки.

Марущак П. О., Бішак Р. Т., Пилипенко А. П., Гладь В. Б. Зміна деформаційної здатності матеріалу після термоциклювання // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Досліджено деформаційну поведінку сталі 25X1M1Ф після різних термінів термоциклічного напрацювання із урахуванням структури матеріалу. Проаналізовано кінетику зниження модуля пружності, межі міцності та умовної межі текучості матеріалу із використанням методів повних діаграм та послідовного розвантаження. Запропоновано механізм накопичення деформаційних пошкоджень поверхневих та внутрішніх шарів ферито-перлітної сталі.

Ахлестін О. В. Про гвинтоподібне закручення Z-подібних гнутих профілів при формуванні // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

На основі розглядання особливостей просторового розташування фактичної поверхні контакту валків, виконаних з прозорого матеріалу, зі смугою, що формується, уточнено схему дії деформуючих зусиль при формуванні Z – образних гнутих профілів. Представлено більш досконалу версію механізму створення гвинтоподібного закручення і подовжного згину профілів. Встановлено зв'язок між вказаними дефектами. Розроблено нові технічні рішення, які направлені на запобігання дефектів форми профілів в подовжному напрямку і підвищення якості продукції в цілому.

Тітов В. А., Нікітенко В. А., Тітов А. В., Плівак О. А., Лаврінєнков А. Д. Особливості алмазного вигладжування з додатковим ультразвуковим впливом на інструмент // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Обґрунтована можливість отримання якісної поверхні деталей із титанового сплаву ВТ-22 із використанням вигладжування з додатковим ультразвуковим впливом на інструмент. Спроектована та виготовлена спеціальна установка для вигладжування з додатковим ультразвуковим навантаженням на інструмент. Розроблена методика та проведено вигладжування високоміцного титанового сплаву ВТ-22. Сформовані напрямки подальшого дослідження умов тертя та якості при поверхневого шару.

Черняєв А. В., Крилов Д. В. Технологічні параметри роздачі тонкостінних циліндричних оболонок з анізотропного матеріалу жорстким інструментом у режимі повзучості // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Наведено математичну модель і результати теоретичних досліджень силових режимів і граничних можливостей формозміни процесу роздачі тонкостінних циліндричних оболонок з анізотропного матеріалу жорстким інструментом у режимі повзучості. Досліджено вплив ступеня деформації, геометрії та швидкості переміщення інструменту, анізот-

ропії механічних властивостей матеріалу заготовки та умов тертя на інструменті, на силу роздачі трубних заготовок з титанового ВТ6С та алюмінієвого АМг6 сплавів. Поставлені завдання вирішувались на основі безмоментної теорії оболонок обертання.

Діамантопуло К. К., Кухар В. В. Дослідження формозміни відносно високих смуг при профілюванні осаджуванням з поздовжнім згином // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуто процес осаджування смуг із відношенням висоти до ширини у межах 3,5 – 8,0 між плоскими паралельними плитами. Осаджування супроводжується поздовжнім згином та нерівномірним розподілом металу по довжині зігнутої вісі смуги, що дозволяє використувати операцію в якості профілюючої попереду наступного штампування поковок із номенклатурою, що підходить. Приведена методика і результати досліджень основних показників нерівномірності деформації у вигляді осаджених заготовок та графічних залежностей, аналіз яких дозволяє прогнозувати формозміну заготовок й обирати початкові розміри та ступінь осадки при профілюванні.

Бейгельзімер Я. Ю., Синков О. С. Дослідження процесу отримання довгомірних витратних електродів для електрошлакової переплавки з титанової губки методом пів неперервної гвинтової екструзії // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

На основі теоретичної моделі експериментально досліджений процес виготовлення довгомірних електродів, з титанової губки для електрошлакової переплавки методом гвинтової екструзії. Процес заснований на використуванні спільно гвинтової і прямої екструзії. Експериментально підтверджена модель напівбезперервного компактування порошкових матеріалів. Показано, що створення деякого граничного протитиску дозволяє реалізувати стабільний процес ущільнення.

Підгурський М. І. Вплив пластичної деформації формоутворення на малоциклову міцність холодногнутих профілів та їх зварних з'єднань // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуто методичні питання, пов'язані з оцінкою впливу об'ємної пластичної деформації формоутворення холодногнутих профілів та їх зварних з'єднань на малоциклову міцність. Наведено результати експериментальних досліджень впливу об'ємної пластичної деформації на опір малоцикловому деформуванню і руйнуванню сталей 09Г2С і 16Г2АФ. Проведена оцінка впливу локальної пластичної деформації, що виникає при перевантаженнях в зонах зварних з'єднань холодногнутих профілів, на напружено-деформівний стан і малоциклову втому.

Рябічева Л. О., Гапонова О. П. Взаємозв'язок параметрів пластичного деформування та структуроутворення у порошкових пористих тілах // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Проведено теоретичний аналіз кінетики знеміцнюючих процесів, що проходять у порошковому пористому тілі при деформуванні в області підвищених температур. Отримано визначальні рівняння, що зв'язують параметри деформації та параметри структуроутворення, які характеризують процеси динамічного знеміцнення при деформуванні. Показано лінійну залежність логарифма осьового напруження і накопиченої деформації твердої фази у функції зворотної температури. Виконано оцінку енергії активації динамічного знеміцнення при одноосьовому стиску. Показано, що при низьких температурах деформації механізмом знеміцнення є динамічне повернення та полігонізація, при підвищених температурах - динамічна рекристалізація. Пористість знижує енергію активації динамічного знеміцнення.

Калуцький Г. Я. Узагальнені діаграми розподілу контактних напруг і кутових параметрів в осередку деформації при асиметричній прокатці металевих порошків // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Надані результати досліджень по асиметричній прокатці металевих порошків на робочих валках різного діаметру. Побудовані діаграми змінювання контактних нормальних напруг і кутових параметрів при асиметричній прокатці металевих порошків залізу, титану та алюмінію в залежності від розузгодженні колових швидкостей робочих валків. Показано, що для тривкий прокатці металевого порошку розузгодження швидкісних параметрів повинно бути не менш ніж 30 %.

Чигарев В. В., Грибкова С. Н., Шевченко А. В. Автоматизоване проектування технологічних режимів виробництва порошкової плющенки // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

У статті розглянутий алгоритм автоматизованого проектування технологічних режимів процесу виготовлення порошкової плющенки, котрий заснований на використанні математичних моделей процесів волочіння і плющення порошкового дроту. Даний алгоритм дозволяє проектувати технологію виготовлення з урахування потрібних характеристик плющенки.

Міленін А. А., Рец Т., Карбовнічек М., Бернасовскі М. Комплексна модель кристалізації, макросегрегації та стану напружено-деформованого стану сталевого вливку при безперервній розливці // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуто розробка комплексній моделі процесу безперервної розливки. Чисельне рішення отримано за допомогою методу кінцевих елементів. Модель враховує процеси кристалізації, термічної зміни обсягу, дифузії макросегрегації, механічну деформацію вливку та зявище руйнування. При моделюванні враховується такі технічні особливості МБРЗ як положення та параметри роликів, спреєрів та кристалізатору. Розглянуто процес розливки вливку 300x400 мм з нізковуглевій сталі.

Середа Б. П., Коваленко А. К., Тумко О. М., Кругляк І. В. Спосіб прокатки заготовів із легованої та високолегованої сталі на блюмінгу // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Запропоновано метод виробництва прутків діаметром більше 270 мм із легованих та високолегованих сталей, що вміщує прокатку зливків на блюмінгу в ящиківому калібрі за декілька проходів, в овальному та круглому калібрах з кантовкою прямокутної штаби перед прокаткою в овальному калібрі та післядеформаційне охолодження до температури нижче 150 °С. Цей метод дозволяє позбутися таких недоліків як центральна пористість, рихлість, флокени, а також викривлення профілю (овальність) та поверхневі дефекти у вигляді закатів і подрізів

Федоринов М. В., Файчак А. А., Чуруканов О. С. Експериментальні дослідження впливу кінематичної асиметрії на силу прокатки відносно тонких стрічок та штаб // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

У статті розглянута проблема галузі гарячекатаних тонких смуг і усунення поздовжньої і поперечної різнотовщинності шляхом неузгодженості швидкостей валків, тобто створення кінематичної асиметрії. У результаті проведених експериментальних досліджень процесу асиметричної прокатки отримані залежності сили прокатки, моментів, а також контактних напруг у осередку деформації від ступеня неузгодженості швидкостей валків та ступеню деформації. Також для перевірки вірогідності лабораторних експериментів наводяться дані про проведення експерименту в промислових умовах.

Кулік О. М., Данько А. В., Колесникова Г. В., Картавенко О. С. Спосіб зменшення поперечної різнотовщинності за допомогою кінематично асиметричної прокатки // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розроблено новий спосіб зменшення поперечної різнотовщинності листів і смуг із застосуванням кінематично асиметричної прокатки. Прокатки ведеться у валках з такою випуклою робочою профілюванням, яка забезпечує зменшення або повне усунення поперечної різнотовщинності на розкатах максимальної ширини. При прокатці розкатів з меншою шириною для зменшення деформації валкової системи сила прокатки зменшується за допомогою розузгодження швидкостей робочих валків. Стабілізація сили прокатки по довжині розкату здійснюється за рахунок змін ступеня кінематичної асиметрії процесу. Спосіб не вимагає змін в конструкції робочих клітей і здатний реагувати на зміну теплового профілю валів і їх знос.

Шпак В. І., Юрков К. Ю., Шевченко В. В., Малігон Є. Ю. Експериментальні дослідження процесу холодної прокатки відносно тонких листів і стрічок на стані кварто з приводом на опірні валки з різними уграми свалу робочих валків // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуті основні способи підвищення якості прокатки тонких листів і стрічок та проблеми при реалізації різноманітних схем прокатки. Проведені експериментальні дослідження процесу холодної прокатки на стані кварто з приводом на опірні валки для визначеного свалу робочих валків. Представлені результати, за якими можливо визначитися щодо величини та напрямку сил, що діють на робочих валок при прокатці на станах кварто з приводом на опірні валки.

Федорінов В. А., Махмудов К. Д., Дворжак В. В., Закарвашевич Н. А. Аналіз впливу технологічних режимів на умови реалізації процесу здвоєної прокатки // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Проведено аналіз впливу різних механічних властивостей і геометричних параметрів кожної зі складових на стабільність процесу здвоєної прокатки, а також проаналізована ймовірність зварювання смуг, яка може бути знижена за рахунок зменшення радіусів робочих валків.

Левченко В. Н., Нестеров Д. К. Технологічні та енергосілові параметри прокатки рельсів // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Подано результати розрахунку технологічних та енергосилових параметрів при прокатці гострякових рейок. Зусилля, момент та потужність прокатки розраховували шляхом визначення роботи сил деформування та роботи сил тертя за елементами профілю рейки. При розрахунку спротиву металу деформації враховували його залежність від хімічного складу, температури, ступеню та швидкості деформації. Застосована методика може використовуватись для визначення технологічних та енергосилових параметрів при прокатці інших профілів.

Медведев В. С. Проектування технології та обладнання прокатних станів з використанням САПР ТП «Сортова прокатка» // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Представлена структура інтегрованої САПР ТП «Сортова прокатка», що включає типові програмні модулі проектування технології прокатки та калібровок валків простих і фасонних профілів, розрахунку температурно-швидкісних та енергосилових параметрів прокатки, вибору оптимальної схеми розташування, складу і параметрів обладнання прокатного стану. За рахунок багатоваріантних опрацювань та оптимізації калібровок валків і технології прокатки представляється можливим поліпшити техніко-економічні показники роботи прокатних станів, зменшити витрати на освоєння нових видів прокатки, скоротити терміни проектування і в 5 - 8 разів підвищити продуктивність інженерної праці.

Григоренко В. У., Маркевич І. В. Розвиток методу розрахунку параметрів процесу холодної роликової прокатки труб (хптр) для мінімізації осьових сил // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Наведено метод розрахунку зміни довжини лаштунки важільної системи стана ХПТР як функції від значення налагоджувального радіуса, що катає, визначеного як середній між радіусами, що катають, для прямого і зворотнього ходу, що розрахований для умов відсутності осьових сил. Наведено пристрій для мінімізації осьових сил, при використанні якого можливо уникнути врізу торців труби - заготівлі й труби, що прокочується. Наведена блок-схема алгоритму розрахунку для визначення зміни довжини лаштунки важільної системи.

Король Р. М., Головка О. Н. Зменшення величини зусилля зриву робочого конуса з оправки в процесі подачі при прокатці особливотонкостінних труб підвищеної точності на станах ХПТР // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Представлені результати експериментального дослідження із визначення раціональної форми та розмірів поздовжнього профілю опорної планки стана ХПТР, що забезпечує зменшення величини зусилля зриву робочого конуса з оправки в процесі подачі при збереженні високої точності готових труб, скороченні циклічності виробництва та зниженні витратного коефіцієнта металу. Показано, що при прокатці особливотонкостінних труб підвищеної точності на станах ХПТР у калібруванні зони обтиснення опорних планок перед обтисненням по товщині стінки змінної величини необхідно здійснювати обтиснення по товщині стінки постійної величини, яка дорівнює $5 \div 10$ % від сумарного обтиску по товщині стінки, чергуючи ці обтиски між собою $3 \div 5$ разів на довжині ділянки обтиснення по товщині стінки, яка становить $0,3 \div 0,5$ від її загальної довжини.

Фролов Я. В., Терещенко А. А., Головченко А. П. Вплив ширини рівчака калібрів станів ХПТ на зміну механічних властивостей металу труб // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Показано що, знакозмінної деформацією овалізації поперечних перерізів робочого конуса з чергуванням схем напруженого стану металу при холодній пільгерной прокатці можливо, в значній мірі, впливати на зміну рівня механічних властивостей деформованого металу. Чим більше значення овалізації, в досліджених межах, тим менше зміцнення металу. Незважаючи на менше зміцнення, прокатка труб в калібру з великою шириною через значну овалізації перерізів робочого конуса в обтискній зоні, де метал дуже нагартован, небажана, тому що може призвести до погіршення якості труб і появи тріщин. Отримані в роботі дані показують, що на станах ХПТ ширину струмка калібрів до початку обтискній зони доцільно виконувати досить великої, а до її кінця - мінімально необхідною.

Сатонін О. В., Смолякова В. В., Александрова З. А., Стежкін П. М. Регресійне математичне моделювання енергосилових параметрів процесу прокатки кутових профілів // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – №1 (20).

З метою підвищення швидкодії та зниження трудомісткості чисельної математичної моделі, заснованої на рекурентному рішенні кінцево-різницевої форми умови балансу енергетичних витрат, отримані регресійні залежності з розрахунку енергосилових параметрів процесу прокатки асиметричних кутових профілів. Статистичний аналіз результатів розрахунку показав, що точність регресійної моделі достатня, тому данні залежності надалі можуть бути використані для рішення цілого ряду різноманітних завдань, якими, наприклад, є завдання оптимізації, імітаційного моделювання, автоматизованого керування й т.п.

Завгородній Д. В., Дворжак А. І., Завгородній А. В. Методика, обладнання та результати експериментального дослідження процесу правки круглого прокату на косо-валкових правильних машинах // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

На основі експериментальних досліджень процесу виправлення круглого прокату на косо-валкових правильних машинах було встановлено кількісний вплив технологічних пара-

метрів процесу на енергосилові параметри процесу виправлення. Визначено та експериментально підтверджено оптимальні технологічні параметри процесу, що досліджується, основними з яких є зсув валкових обойм, а також кут установки валків відносно осі правки. Надамо кількісне оцінювання ступеню відповідності теоретичних рішень, які було отримано раніше, стосовно процесів виправлення труб та круглого прокату.

Фролов І. В., Гретзкі Т., Нюрнбергер Ф., Хассель Т., Бах Фр.-В. Поверхнєве зміцнення деталей складної форми зі сталі Cf53, що термозміцнюється з використанням водоповітряного охолодження // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Застосування комплексної термічної обробки з використанням тепла, що виділяється при деформації, істотно скоротило технологічний ланцюг, що дозволило досягти істотної економії часу і енергії при виробництві прецизійних поковок. За допомогою водоповітряного охолодження як поверхнєве зміцнення, так і відпуск можуть бути виконані одночасно, без підігріву поковок після загартування. У цій роботі модель шестірні, виконана зі сталі Cf53(1.1213), що термозміцнюється, були піддані поверхневому загартуванню і відпустці з використанням примусового обертання елементів охолодного пристрою. Був проведений аналіз отриманих результатів твердості заготовок. Крім того, контролювалася витрата повітря і води. У результаті представленої роботи отримані дані, на яких можуть базуватися подальші дослідження термообробки штампованих шестірень

Заблоцький В. К., Доброносів Ю. К., Дмитрієв С. А., Новоселов С. В. Експериментальне дослідження процесу локальної термомеханічної обробки зварних швів з використанням процесу горячої прокатки // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Наведені результати експериментів процесу зміцнення зварних швів, які підтверджують раніше розроблені математичні моделі для дослідження процесу ЛТМО, а так само його доцільності стосовно виробництва електрозварювальних труб великого діаметру, вироблених на Харцизькому трубному заводі.

Боровик П. В., Луценко В. А., Луцкий М. Б. Розвиток методики розрахунку сили різку товстих листів дисковими ножами // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

В статті розглядається одновимірна математична модель процесу різання дисковими ножами в основу, якої положено чисельне рекурентне рішення кінцево-різницевої форми статичної рівноваги. Дана модель дозволяє врахувати реальну форму ріжучого інструмента, реальний характер розподілу опору різку по довжині осередку різання, механічні властивості матеріалу, що розрізається і може бути використана при автоматизованому проектуванні та аналізі процесу різання товстих гарячекатаних листів на дискових ножицях. Результати можуть бути використані в проектно-конструкторських роботах и для подальшого розвитку методики розрахунку по визначенню енергосилових параметрів процесу.

Стеблюк В. І., Савченко Д. М., Розов Ю. Г. Методи вдосконалення способів різання труб на короткі заготовки // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Запропонована нова конструктивна схема елементів пристрою для різання трубчастих заготовок при одночасному зсуві та скручуванні. Показано послідовність процесу різання трубчастої заготовки одночасним зсувом та скручуванням. З ціллю визначення оптимального співвідношення між крутним моментом та зсувом, передбачена методика експериментальних досліджень. Визначені механічні характеристики та хімічний склад зразка для проведення випробувань.

Роганов М. Л. Кривошипні преси із змінною під час деформування закритою висотою преса // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Запропоновані конструктивні схеми кривошипних пресів з одночасним рухом в автоматичному режимі повзуна і механізму регулювання закритої висоти преса, що дозволяє виконувати на кривошипному пресі нові технологічні операції вільного кування, подовжнього і поперечного видавлювання стрижнів і фланців, прошивки довгих отворів і т.п., при цьому

виключається ексцентричне навантаження преса. Запропонована схема кривошипного преса розширює його технологічні і технічні можливості, дозволяє технологам планувати більш різноманітні технологічні процеси на кривошипном пресі, використовуючи його відомі переваги - високу точність і продуктивність.

Басалаєва О. Ю., Кухар В. В. Дослідження деформації кільцевого пружного компенсатора при роботі системи «прес-штамп» із перекосами // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Розглянуто процес деформації кільцевого поліуретанового компенсатора похибок системи «прес-штамп». Осаджування супроводжується перекосами повзуна й нерівномірною деформацією пружного елемента по висоті що дає підставу для проведення досліджень з урахування і без урахування бочкоподібності. Приведена методика розрахунку зміни форми компенсатора після осаджування при перекосах повзуна і результати моделювання за допомогою розробленого програмного забезпечення, представлені у вигляді зображень осаджених компенсаторів та графічних залежностей, аналіз яких дозволяє обирати початкові розміри та жорсткість пружного елемента при технологічних навантаженнях.

Коробко Т. Б. Удосконалення конструкції штампу для витягування вісеметричних деталей обтисненням // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

У статті розглянуті питання підвищення ступіня деформування при глибокому витягуванні за один перехід. Формозмінення заготовки відбувається шляхом радіального переміщення окремих частин матриці, виконаної у вигляді обертових дисків з її волочинням поміж ними, при присутності жорсткого пуансона. Розглянуті особливості конструкції та геометричні параметри інструмента (радіус, довжина обертового диска).

Середа Б. П., Васильченко Т. О., Явтушенко О. В., Глебенко А. В. Оптимізація параметрів планетарного приводу ковальсько-пресових машин // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

Проведено аналіз критеріїв оптимальності для ковальсько-пресових машин. Запропонована оптимізація параметрів шляхом мінімізації ваги приводу, у тому числі ваги планетарного редуктора та проміжної зубчастої передачі. Кінцевою метою оптимізації обраних параметрів є раціональне розбивання загального передаточного відношення. У статті отримані аналітичні залежності для розрахунку критеріїв оптимальності в залежності від параметрів приводу і встановлені чисельні області раціональних параметрів приводу.

Стеблюк В. І., Азарх І. П. Вдосконалення пристрою для витягування волочиння особливо тонкостінних трубчастих виробів // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

В даній статті були розглянуті існуючі методи отримання тонкостінних трубчастих виробів в коливальному інструменті. Також було розглянуто обладнання на якому виготовлялись ці вироби. Визначені проблеми, що виникають при виготовленні порожнистих трубчастих виробів існуючими методами і на існуючому обладнанні. Було запропоновано пристрій, що дозволяє отримати порожнисті трубчасті вироби з товщиною стінки 0,025 мм. Наведені креслення пристрою і його вигляди, а також описаний принцип його дії та конструкція. Описані особливості конструкції запропонованого пристрою.

Вереньов В. В., Коренной В. В., Сімененко О. В., Мацко С. В., Телюк Д. В., Яценко В. О. Досвід дослідження динамічних процесів у клітях ШПС 1680 // Обробка матеріалів тиском. – 2009. – № 1 (20).

На підставі результатів дослідно-промислових досліджень встановлено ряд особливостей перехідних процесів у клітях стану: взаємодія головних ліній клітей через штабу при захваті, розподіл коефіцієнта динамічності по клітях стану, пилкоподібний характер зміни коефіцієнта динамічності у клітях під час тривалої роботи стану, зміну максимального динамічного і статичного моментів спільно з коефіцієнтом динамічності в процесі послідовної

прокатки штаби кожної партії, залежність коефіцієнта динамічності і часу запізнення реакції ділянок головних ліній клітей від кутового зазору та ін. Результати використовуються при аналізі навантаження клітей, технології і технічного стану обладнання.

Белобров Ю. М., Гаврильченко Є. Ю., Мережко Д. В., Гусєв Є. С., Колесников О. С., Козленко Д. А. Створення нового висококонкурентного обладнання термічної обробки товстолистового металопрокату в лініях станів // *Обробка матеріалів тиском.* – 2009. – № 1 (20).

Проведені НКМЗ комплексні дослідження процесу термообробки товстих листів, проектні розробки та ноу-хау, дозволяють запропонувати комплектну поставку конкурентноспроможних машин для термічної обробки товстолистового металовальцювання і нових технології які забезпечать охолодження листів у більш широкому температурно-часовому діапазоні з досягненням високих якісних показників поверхні та мікроструктури продукта.

Рахманов С. Р. Підвищення стійкості оправок автоматичного стану трубопрокатного агрегату // *Обробка матеріалів тиском.* – 2009. – № 1 (20).

Визначено раціональну форму утворюючої робочої поверхні оправки автоматичного стану на основі моделювання процесів осередку деформації. Показано, що, незалежно від способу виробництва, мінімізація осьового опору оправки й підвищення зносостійкості в потоці металу досягається раціональним калібруванням робочої поверхні.

Федорінов В. А. Удосконалення технологій та обладнання для виробництва робочих валків станів холодної прокатки // *Обробка матеріалів тиском.* – 2009. – № 1 (20).

Запропоновано спосіб підвищення стійкості робочих валків стрічковальцівних станів на прикладі станів для деформації між нерухомим і рухомим робочими валками. Спроектовано та виготовлено експериментальну зварювальну установку для випуску досліджувальної партії твердотопних валків з подальшим випробовуванням їх службових властивостей у промислових умовах. Виготовлено досліджувальну партію валків. Запропоновані рішення, що можуть бути використані під час розробки схем регулювання профіля та форми смуги.

Єршов С. В., Левченко Г. В., Мірошник С. Н., Мостіпан Е. Е. Роль калібрування валків в утворенні поверхневих тріщин при прокатці профілів // *Обробка матеріалів тиском.* – 2009. – № 1 (20).

Розглянуті питання, що стосуються впливу схеми деформації в круглому калібрі на плин металу і його напружений стан при прокатці овальної смуги спеціальної форми в чистовому круглому калібрі. Дослідження виконані з використанням сучасних положень теорії пластичності й методів чисельного моделювання напружено-деформованого стану металу при його обробці тиском. Показано причини, що приводять до утворення поверхневих тріщин на готових круглих профілях великих розмірів. Розроблено схему деформації, що зменшує ймовірність появи поверхневих тріщин. Показано ефективність впровадження результатів дослідження у виробничий процес.

Бобух І. О., Селедцов А. С., Чуруканов О. С. Підвищення надійності і збільшення строку служби приводів прокатних станів за рахунок застосування зносостійкого кріплення пружного стрижневого елемента // *Обробка матеріалів тиском.* – 2009. – № 1 (20).

У даній статті розглянуте питання що до підвищення надійності й збільшення терміну служби приводів прокатних станів шляхом застосування муфт пружних змінної жорсткості. Розглянуті основні типи конструкцій таких муфт. Підвищена довговічність і зносостійкість вузла кріплення пружних стрижнів муфти, що забезпечує змінну жорсткості шляхом застосування швидкоз'ємних втулок із заевтектоїдних високомарганцевістих марок сталей, типу 110Г12, внутрішня поверхня яких являє собою в осьовому перерізі гніздо із циліндричною ділянкою й двома криволінійними ділянками рівної довжини.

ABSTRACTS

Alyushin Y. A., Zhigulev G. P., Shirokih A. M., Skripalenko M. M. Methods of trajectories definition of particles in deformation processes // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The analytical methods of definition of the equations of movement of particles in the processes of flat, axi-symmetric and three-dimensional deformation on the basis of the decision of the algebraic equations corresponding to the integrated condition of the constancy of volume, integration of kinematically possible fields of speeds and the principle of superposition of the equations of movement for the known more simple processes are described. The examples of the description of the equations of movement in the form of Lagrangh for compression, swaging, drawing, stamping and rolling are considered.

Shestakov N. A., Subich V. N., Vlasov A. V. Modelling of lost stability of plastic deformation // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Test modeling of stability of a flange an extract of box-shaped parts by creation of indignations on ventrally non-uniform grid FE is carried. The calculation was for two rectangular box-shaped parts. The received results are not contrary with the famous experimental results but they need additional experimental checking. This is can allow to create a new science-founded methodic of calculation of billet contour and prediction of a riffle formation in stamping.

Matviyhuk V. A. Developing of mathematical model of accumulation of damageability in metal at non-monotonous deforming for combination shift-pressing with variable indicator of strained condition // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The approach to the evaluation of deformation behavior in the low-waste technologies which is based on the model research with the tensor wiew of microelement damage is investigated.

It's developed the mathematical model of complex two-phase deforming in succession "from simple to complex" for combination shift-pressing with variable indicator of strained condition at pressing stage. The model allows to forecast destruction at stage of complex pressing of work piece with surface, formed by shift cutting-off.

Aliiva L. I., Abhari P., Zhbakov Y. G. Research of radial extrusion process with finite element method // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The process of axisymmetric hollowed radial extrusion is considered. Changes of deformation with especial dimension in different steps are defined for axisymmetric hollowed radial extrusion process with dynamic and without dynamic displacement of matrix. Component of total stress is researched on each die instruments that will be contacted with workpiece in radial extrusion process. Recommendations were defined for theoretical analysis results.

Hrushko O. V., Ohorodnikov V. A., Kyrytsia I. U., Yelenych M. P. The stress-strain condition features in the neck of cylindrical piece // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The simulation of a tensile of the cylindrical samples to learn the stress-strain state is considered. Experiments conducted on the relevant data model design, studied the stress-strain state by the method of hardness, and evaluated the applicability of the calculated dependencies of stress state and rate calculations tensor component stresses and strains.

Aliev I. S., Grudkina N. S., Martynov S. V. Detemination of mandrel disclosure in radial extrusion process of internal flanges // Materials working by pressure. – 2009. - № 1 (20)

The calculated dependences of the deformation reduced pressure and the disclosure of the mandrel in radial extrusion of internal flanges from the tubular workpiece are obtained by the upper bound

method. The influence of flange height, inner radius of the flange and the friction force on the parameters of the process of sleeves forming with an internal flange are researched. Finite-element modeling of the power mode flange squeezing by QForm software package is made. The exceeding of the calculated data over the experimental ones have made for the upper bound method 20 %, for the finite element method 5 %. The scheme for the extrusion die of internal flanges on the double operation press is offered.

Khvan A. D., Evdokimova N. A. Isotropic hardening of materials by reversive torsion // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

In the article isotropic hardening of a material by reversive torsion of a tube is considered on the basis of model of an anisotropno-strengthened body of G. Bakhauz. Thus from a condition of equality to zero of co-ordinates of the centre of a surface of loading parities for calculation of the raised value of a conditional limit of fluidity are received. The skilled data confirming realisation of the effect of restoration of the isotropia of mechanical properties at nonmonotonic loading is presented. The specified effect can be used for improvement of operational characteristics of details.

Chigirinsky V. V. Method of decision of tasks of theory of plasticity with the use of harmonic functions // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

On the base of the reserved decision of tasks of theory of plasticity the method of decision is offered with the use of harmonic functions. In an analytical kind the decision of the generalized equalization of equilibrium is got with the use of trigonometric and generalized fundamental substitution. Dependences between unknown functions satisfy to correlations of Koshi-Riman, from here the last are determined by equalization of Laplace, that attributes them to the type of harmonic functions. Components of tensor of tensions is certain. Analogical decisions are got for deformation and temperature tasks. It is interesting that tensions, deformations determined speed of deformations and field of temperatures can be determined by identical co-ordinate functions. Their analytical dependence and model of plastic environment. Can be defined this way expression for the calculation of the field of tensions of the simplified model of plastic form changing. Has been received that tensions on a contact depend on the factor of form and coefficient of friction. All hearth of deformation is described by one analytical expression, specific forces of contact friction in a neutral section have a smooth transition through a zero.

Spuskanyuk V. Z., Gangalo A. N., Davidenko A. A., Kovalenko I. M. An upper bound solution of equal channel angular extrusion and equal channel angular hydroextrusion processes // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

In this work, the analysis of equal channel angular extrusion process and angular hydroextrusion process is performed by the upper bound method. The effects of die geometry features (die angle, the outer curved corner angle and relative lengths of input and output channel segments), friction between the sample and the die walls, step-by-step material strain hardening are all considered in the analysis. The friction effect on the equal channel angular extrusion pressure is shown. A good agreement between the predicted and experimental results of extrusion pressure is found.

Perig A. V., Laptev A. M., Golodenko N. N., Loshmanov A. Yu., Litvinov M. G. Computer simulation of material flow during equal channel angular extrusion: the analysis of viscous flow approach and experimental verification by marker technique // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Physical simulation of local flow behavior for metals, polymers and composites subjected to equal channel angular extrusion (ECAE) by using soft model materials is an important technique at the stage of industrial die design. Theoretical investigations of the plastic flow and dead zone formation in the physical simulation of ECAE in a rectangular die were determined with a numerical solution of the Navier-Stokes equation for the planar flow of viscous incompressible continua. In spite of the classic method of stratified models for experimental analysis of the formation of dead zone upon physical modeling ECAE as markers solid dispersive parts coated on the front

surface the initial material of billet and partly were indented in it. Good agreement was obtained between the theoretical and experimental results.

Stiebliuk V. I., Holyavik O. V. Improving apparatus for drawing and dragging ultra thin-walled tubular details // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The existing methods of analysis of processes of treatment of metals by pressure are considered. For the model of process of extraction the most effective method of hydrodynamical analogies is chosen. The construction of billet for box-type detail with the use of method of potential is considered. For the calculation of sizes and form of billet of box-type details the design of «reverse» extraction is considered. Mathematical dependences which model extract process are showed. By results of calculations contours of billets for relatively low and relatively high rectangular and square details are shown.

Kaljuzhny V. L., Kaljuzhny A. V., Gornostay V. N., Krizhanivska I. Ya. Efforts definition of cold direct extrusion with dispensing of rectangular profiles // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

There are offered analytical dependences for definition of efforts and specific efforts in processes of direct extrusion of rectangular profiles with dispensing. Formulas are turned out by the joint solution of the differential equations of balance and a plasticity condition. Metal hardening in the deformation centre is considered. There are spent experimental researches by modeling results of direct extrusion on lead preparations and profiles extrusion from a tool steel. The effort results of extrusion have shown close fit of theoretical and experimental data.

Grydin O., Yu. Mathematical simulation of temperature fields of metal and of rolls at twin-roll casting process // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The short review of evolution and actual state of the technology of strip production from melt in a roll crystallizer is presented. The analysis of last scientific papers on mathematical modeling of the continuous twin-roll casting by means of analytical and numerical methods is carried out. Separately the disadvantages of suggested approaches are detailed. A theoretical model of the metal-roll sleeves thermal state at the process is described. Advantages of the model implementation with the help of software ANSYSTM are substantiated. The verification of the developed model for an examination of solidification contours location in melt sump prognosis precision is carried out. The simulation results of evolution of rotated rolls temperature fields versus time are obtained.

Kulik A. N., Faychak A. A., Nastoyashaya S. S., Zhukov P. L. Unrolled mathematics modeling of the leading index quality hot rolling bands // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

In given article the problem of improvement of quality hot-rolled sheets (1 – 1,6 mm) is considered. The developed mathematical model hot proskating rinks of sheets which gives the chance not experimentally is created, and theoretically to define an optimum mode proskating rinks hot-rolled thin sheets on broadband camps hot proskating rinks. In created model such kinds расчетов as were used: calculation of geometrical and power parametres for a zone of elastic restoration of a strip on an exit from the deformation centre, providing calculation of a forward tension; numerical integration of the received local characteristics of a tension of the metal, definition of force having by the purpose and the moments of process proskating rinks; iterative procedure under the account of elastic flattening of workers rollers and sheet.

Milenin A. A., Grosman F., Madej L., Pawlicki J. Modeling of rolling process with additional oscillatory horizontal movement of rolls // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Numerical modeling of new rolling process characterized by horizontal movement of tools is the subject of the work. The major assumption of this process is introduction of additional shear strain into the rolling material and the influence on the history of its deformation state. Developed

model is used to study differences in material behavior during rolling with different roll velocities. Detailed description of the developed numerical model and examples of obtained results are presented in the article. Comparison with the experimental analysis is presented, as well.

Mazur I. P., Dolmatov A. P., Borisov S. S. Mathematical modeling of processes of cold rolling on continuous broadband mills // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The classes of mathematical models of the center of deformation are submitted at cold rolling. The specified mathematical model of account force-energy parameters of the center of deformation based on the numerical decision of the differential equation of balance of forces in the center of deformation of a Karman is described at cold rolling. The settlement meanings of a limit of fluidity of a strip on continuous mill of cold rolling 2030 on length of a strip are received and the curve hardenings of the high-strength stamps have been received. The opportunities of model realized as the program application in language C ++ are shown. The basic features of the program, variants of the further specification and the use in the tasks of optimization of stability and stability of conducting process cold rolling high-strength steels are designated, with the purpose of increasing of productivity of the equipment and decreasing of its deterioration, at observance of the requirements of the standards in the field of quality of ready hire for let out steel.

Svetlichnyi D. S., Milenin A. A Simulation of microstructure evolution during the shape rolling by using three-dimensional cellular automata // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

A cellular automation method is one of calculation methods, which allows modeling of complex joint phenomena that takes place in material during and after the deformation. The developed model contains two parts: the deformation and the microstructure. While strain accumulated in material is not large enough, CA cells are deforming according to the deformation, they are changing their shape and sizes. The microstructural part calculates the recrystallization and grains growth. Nucleation and grain growth rate are dependent on deformation parameters such as: temperature, strain, strain rate, dislocation density and crystallographic orientation. Frontal CA model is adapted to the simulation of microstructure evolution during the shape rolling. Rolling parameters are calculated by FEM program. Selected results of simulations with frontal 3D cellular automata are presented in the paper.

Satonin A. V., Miheenko D. J., Ivanov A. A. Variation simulation of state of strain metal during rolling process with gap slot flowing // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Variation simulation of state of strain metal during rolling process with gap slot flowing is considered. Adequate replacement of the variation decision on numerical the recurrent approach, based on the finite-difference analysis of capacities of all powers of deformation within the limits of each is allocated-s' elementary volume of metal in its zone plastic forming is offered. Settlement distributions of dependence of components of a total power of forming from a l elongation of rolling metal is shown, the analysis is made.

Satonin A. V., Grybkov E. P., Emchenko E. A., Seledcov A. S. Mathematical model of process forge-rolling and calendering of mechanical rubber goods // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

In article designed mathematical model of process forge-rolling and calendering of mechanical rubber goods that factor into real character of allocation local characteristic length grading of deformation zone, that includes zones of clear compressing, zone of restricted compression, zone of plastic forming and zone of flexible reclaiming. Given mathematical model can be used for calculation process of recycling car tires.

Fedorinov V. A., Titarenko A. I., Gribkov E. P., Gavrilchenko O. A. Automatized analysis and engineering of the technological modes of processes of hot and cold leveling of heavy plates on levelers // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The method of automatized calculation of strain state of metal and main quality performances of output products during the implementation of process of leveling heavy plates upon multi-

roll straighteners as well as computer-aided design operating practices of process of leveling applicational of developed mathematical model in as a objective function was required.

Mykhalevych V. M., Dobranuk Y. V. The accumulated plastic strain and intensity logarithmic strain at the compression of cylindrical blanks with barrel distortion // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The problem of definition of accumulate in details under strain conditions of complex deformation which takes place on a free lateral surface at axial-symmetric compression of cylindrical samples under different conditions of a friction at end faces is considered. It is shown, that the accumulate strain is equal, to within a constant, length of a curve space of the main strains, and intensity of logarithmic strains is equaled, to within the same constant, length of a vector corresponding radius. The range of change of parametre of loading in which limits accumulate strain is allocated practically equaled intensity of logarithmic strains. The ratio of the approached definition accumulate strain with high accuracy in a wide range of change of the parametre of loading to increase the speed of calculations at definition of plastic ultimate strain is received.

Yakovlev S. S., Tregubov V. I. Necking of thinwalled piped detail produced from the anisotropic material under the conditions of rotary drawing via cone-shaped roller after the direct manner // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Offered criterion of necking of thinwalled piped detail produced from the anisotropic materials under the conditions of rotary drawing via cone-shaped roller after the direct manner was brought. Criterion of necking of thinwalled piped detail was received on the basis of extra load positiveness condition. The research results can be used to assess the limits of opportunity in the form of rotary extraction with thinning the wall of cylindrical parts.

Bovtalo Ya. N., Ignatenko V. N., Filippov Yu. K. The mechanical characteristics relation on strain rate and strain-stress distribution // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The research focuses on the alterations of steel mechanical properties according to the deformation rate and diagram of the stressed state when the cold deformation is carried out. A spherical joint was taken as an example. Developing the process of cold die forging of the spherical joint we have taken into account the affect of hardness and impact strength change in different state-strain diagrams. We have built three-dimensional graphs of hardness and impact strength of steel 10 according to the deformation rate and state of stress. The Raw data and the results of the research are produced.

Berski S. A., Bonashek G. A., Dyja H. S. Comparison of torsion stretch forging operation in asymmetric anvils with the stretch forging operation in combined anvils // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The article analyzes the results obtained from the numerical modelling the torsion stretch forging operation carried out in asymmetric anvils, compared with the results obtained from the modelling stretch forging in combined anvils. The analysis of the results has proved that the torsion stretch forging operation performed in asymmetric anvils yields a better quality forging compared to forging obtained from the conventional forging operation carried out in combined anvils, which are now widely used in forging.

Movshovich O. Y., Kuznecova L. G., Frolov E. A., Minaenkov I. V. Technological pre-conditions of high-precision details reception an extract from sheet a method of pneumoshock punching // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

In the article on the basis of fluidizers hydropercussion stamping exploitation analysis a mathematical model is chosen and analytical dependences are certain between the structurally-technological parameters of extraction process.

Maruschak P. O., Bishchak R. T., Pylypenko A. P., Hlado V. B. Changing of material deformation ability under thermo cyclic loading // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The deformation properties of 25Kh1M1F steel in the initial state and after thermal-cycle work taking into account structure of material. Have been investigated kinetics of decreasing of the elasticity module, ultimate strength and yield strength were analysed with the methods of full stress-strain curve with successive unloading. It was proposed the mechanism of accumulation of the deformation damages of surfaces and internal layers.

Ahlestin A. V. About screw stranding – figurative roll-formed shapes at forming // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Through the consideration of features of a spatial arrangement of an actual surface of contact rolls, executed from a transparent material, with a molded strip the circuit of operation warp of efforts is specified at forming Z - figurative roll-formed shapes. More perfect version of the mechanism of formation screw stranding and longitudinal camber of structures are presented. The linkage between these defects is fixed. The new technical decisions directed on prevention of defects of the molding box of structures and on improvement in quality of production in general are developed.

Titov V. A., Nikitenko V. A., Titov A. V., Plivak A. A., Lavrinenkov A. D. The features of diamond burnishing of titanium alloy VT22 with additional ultrasonic action on the tool // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The possibility of production quality surfaces of details of titanium alloy VT22 with using of additional ultrasonic influence on the tool is grounded. Special device for burnishing with additional ultrasonic load on the tool was designed and fabricated. Also the technique of this process was developed and burnishing of high-strength titanium alloy VT22 is carried out. The ways of future investigations of friction conditions and quality of subsurface layer are generated.

Chernyaev A. V., Krylov D. V. Technological parameters of the thinwalled cylindrical shells flaring from the anisotropic material by unpliant tool in creeping conditions // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The mathematical model and theoretical investigations results of the power circumstances and the extreme deformation levels of the thinwalled cylindrical shells flaring process from the anisotropic material by unpliant tool in creeping conditions are presented. The influence of degree of deformation of geometry and speed of the tool, the anisotropy of mechanical properties of the workpiece material and friction conditions at the tool on force of the dispensation of pipe billets from titanium VT6S and aluminum AMg6 alloys is investigated. The delivered problems were solved on the basis of momentes theory of shells of revolution.

Diamantopulo K. K., Kukhar V. V. The research of shape forming of high stripe bars at profiling by upsetting with a longitudinal bend // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The process of upsetting of stripe bars with attitude of height toward width within the limits of 3,5 - 8,0 between flat parallel flags is considered. The upsetting is accompanied by a longitudinal bend and irregular distributing of metal on length of the bent axis of stripe bar that allows using operation as profiling to a suitable nomenclature of forging-parts before the subsequent stamping. A method and results of researches of basic indexes of irregularity of deformation as deformed bars and graphic dependences and analysis of which allows forecasting shape formed billets and choosing initial sizes and degree of upsetting at profiling, is resulted.

Beygelzimer Y. E., Synkov A. S. The investigation of the production of long length electrodes made from a titanite sponge for electroslag melting by twist extrusion method // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

On the basis of the theoretical model of the production of long length electrodes made from a titanite sponge for electroslag melting by twist extrusion method were experimentally investigated

in the paper. The process is based on the use of back-to-back processes of twist and direct extrusion. The model of semi-continuous compacting powder materials has confirmed experimentally. It is shown, that creation of some boundary value of backpressure allows to receive the steady process of consolidation.

Pidgurskyy M. I. Influence of plastic strain forming on low cyclic strength of cold-roll profiles and their weld joints // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The methodical issues of the estimation of the cold-roll profiles forming and their weld joints of on low cyclic strength have been considered. The results of the experimental studies of the effect of three-dimensional plastic strain on resistance to low cyclic deformation and failure of steel 09Г2С and 16Г2АФ have been received. The estimation of influence of local plastic strain on stress-strain state and on low cyclic fatigue, which appears during prestress loading in welded joints of cold-roll profiles, has been conducted.

Ryabicheva L. A., Gaponova O. P. The interrelationship of plastic deforming parameters and structure formation in powder porous bodies // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The theoretical analysis of kinetics of softening processes that taken place in the powder porous body while deforming at the elevated temperatures has been carried out. The constitutive equations that connect the deformation parameters and parameters of structure formation which characterize dynamic softening processes during the deforming process have been developed. It has been established the linear dependence of the axial stress logarithm and accumulated deformation of hard phase at the inverse function of temperature. The estimation of the activation energy of dynamic softening at uniaxial compression has been carried out. It has been established that dynamical recovery and polygonization are the softening mechanism at low deformation temperatures, while dynamical recrystallization – at the elevated temperatures. Porosity decreases the activation energy of dynamic softening.

Kalutsky G. Ia. The generalized diagrams of distribution of contact pressure and angular parameters of the center of deformation at asymmetric rolling of metal powders // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Results of research on asymmetric rolling of metal powders on worker rolls of different diameter have been proposed. Diagrams of change of contact normal pressure and angular parameters are constructed at asymmetric rolling of metal powders of iron, the titan and aluminium depending on a disparity of district speeds of worker rolls. It is shown, that for steady rolling of a metal powder the disparity of speed parameters should be not less than 30 %.

Chigarev V. V., Grybkova S.N., Shevchenko A.V. Automated designing of technological modes of manufacturing powder flatting strip // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

In article the algorithm of the automated designing of technological modes of manufacturing powder flatting strip which is based on use of mathematical models of drawing and flatting a powder wire is considered. The given algorithm allows to project manufacturing techniques taking into account demanded characteristics flatting strip.

Milenin A. A, Rec T., Karbovnichek M., Bernasovski M. General model of macrosegregation and stress-strain state in ingot during continuous casting // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The development of the couple mathematical model of ingot produced by continuous casting is the main goal of this paper. The numerical solution of this process is based on the finite element method. This model takes into account the processes of crystallization, thermal volume changes, diffusion, macrosegregation, mechanical deformation of the ingot and fracture phenomena. During the simulation the technical features of the continuous casting machine are taken into account, namely

location and parameters of rolls, spray nozzles as well as the crystallizer. The casting process of 300 × 400 mm low carbon steel ingot is selected as a case of study in the presented work.

Sereda B. P., Kovalenko A. K., Tumko A. N., Kruglyak I. V. A method of rolling of billets of alloyed and high alloyed steel on bluming // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The manufacture method of bar stocks with diameter more than 270 mm from alloyed and high alloyed is given. It provides the ingots rolling on a blooming in box passes for some passages, in oval and round passes with canting of rectangular strip before rolling in oval passes and postdeformation cooling to temperature below 150 °C. This method allows avoiding such as central porosity, friability, floccules as well as distortions profile (ovalnost) and surface drawbacks in the form of rolling taps and undercutting.

Fedorinov M. V., Faychak A. A., Churukanov A. S. Experimental researches of kinematic asymmetry influences of on rolling force concerning thin tapes and strips // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The problem of hot thin sheets and elimination longitudinal and cross-section gage interference by a mismatch of speeds rollers, i.e. creations of kinematic asymmetry is considered in the article. As a result of experimental researches of process asymmetric rolling the dependences of rolling force, the moments, and also contact pressure in the centre of deformation from degree of a mismatch of speeds rollers and deformation degrees. The data about the experiment carrying out in industrial conditions for laboratory experiment reliability are given.

Kulik A. N., Danko A. V., Kolesnikova G. V. Kartavenko O. S. Method of decreasing of transversal crown by the use of kinematic asymmetrical rolling // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

A new method of diminishment of transversal grow-back plates and flats with the use of the kinematics asymmetric rolling is developed. Rolling is conducted in rolls with the such protuberant working profiling which provides diminishment or complete removal of transversal grow-back on the pieces of maximal width. At rolling of pieces with a less width for diminishment of deformation of the rolls system force of rolling diminishes by means of by discord of speeds of working rollers. Stabilization of force of rolling on length of piece is carried out due by change of degree of kinematics asymmetry of process. A method does not require the changes in construction of working stands and be able to react on the change of thermal type of rollers and their wear.

Shpak V. I., Yurkov K. Y., Shevchenko V. V., Maligon E. Y. Experimental research of rolling of light sheets and strips on four-high mill stand driven on trunnion with a various angle of stall of work rolls // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Basic ways of improvement of rolling quality of light sheets and strips and problem of realization of various rolling schemes are considered. Experimental researches of process of cold rolling on four-high mill stand driven on trunnion for appointed stall of work rolls were carried out. Results upon a magnitude and direction of forces effected on work roll under rolling on four-high mill stand driven on trunnion are submitted.

Fedorinov V. A., Mahmudov K. D., Dvorzhak V. V., Zakarvashevich N. A. The analysis of influence of technological process on the realization of double rolling process // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The analysis of influence of various mechanical properties and geometrical parameters of each components on stability of double rolling is carried out, and also the probability of welding strips which can be lowered at the expense of reduction of work rolls radiuses is analysed.

Levchenko V. N., Nesterov D. K. Engineering and energosilovye parameters of rolling rails // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The results of calculation of technological and energy-power parameters for point rails rolling are presented in the article. The force, moment and power of rolling were calculated using estimation of deforming forces work and friction forces work by rail profile elements. In calculating deformation strength its depending of chemistry, temperature, strain rate and strain velocity were taken into ac-

count. The applied methods can be used for technological and energy-power parameters definition for rolling of other profiles.

Medvedev V. S. Designing of technology and equipment of rolling mills with using CAD «Flat-and-edge rolling» // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The structure of the integrated CAD «Flat-and-edge rolling», comprising typical program modules of designing of the rolling technology and grooving of simple and shaped sections, calculation of temperature-velocity and power parameters of rolling, choice of the optimum lay-out, mixture and parameters of rolling equipment are presented. Due to the diversified development and optimization of calibration rolls and rolling technology possible to improve the techno-economic performance of the rolling mills, to reduce the cost of the development of new types of hire, reduce time-frame design and a 5 - 8 times to increase productivity of engineering work.

Grigorenko V. U., Markevich I. V. Development of method for calculating parameters of the process of cold rolling of tubes for minimization of the axial forces // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The method for calculating of change of length of the lever system coulisse in the CTRR (cold tube roller rolling) mill is presented. This parameter is the function of value of adjusting rolling radius determined as the average value between rolling radii for direct and reverse stroke calculated for conditions of the axial forces absence as well as device for minimization of the axial forces. By means of the mentioned device it is possible to avoid the cutting in of the tube faces – the face of the billet and the face of the tube to be rolled. The block-scheme of the calculating algorithm for determining the length of the lever system coulisse is also presented.

Korol R. N., Golovko A. N. Reduction of value of the force for tearing away the working cone off the mandrel in the process of feeding at rolling of the especially thin-walled tubes of higher precision in the cold tube roller rolling (CTRR) mills // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Results of the experimental study on determining the rational shapes size of the longitudinal profile of supporting plank of the CTRR mill are presented. This miel ensures reduction of value of the force for tearing away the working cone off the mandrel in the process of feeding at keeping the high precision of finished tubes, reducing the number of production cycles and decreasing the coefficient of metal consumption. It is shown that at rolling the especially thin-walled tubes of higher precision in the CTRR mills in the drawing of the reduction zone of supporting planks. It is necessary before reduction in thickness of the tube wall of variable value to carry out reduction in the thickness of the tube wall of constant value. This constant value should be equal to 5 ÷ 10 % of the summary reduction of the tube wall in thickness. It is recommended to alternate reductions of the constant and variable value 3 ÷ 5 times on the length of the section for reduction of the tube wall in thickness equal to 0,5 ÷ 0,3 of the total length of this section.

Frolov Y. V., Teretshenko A. A., Golovchenko A. P. The cold pilger rolling die width influence on tubes mechanical properties // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

It is shows that with the keep of deformation of ovalization of cross section of the working cone with changing schemes of tense state of metal during cold pilgen rolling is possible in great deal to influence on the level of mechanical properties of deformed metal. The more researched value of ovalization the less hardening of metal. In spite of less of hardening of rolling tubes in wider gauges because of bigger ovalization of the working cone cross section in the squeeze zone where the metal is much hardened is undesired because can lead to worse quality of tubes and cracks may appear. Iven results showed that on the rolling mills CRT the width of gauges of passes to the beginning of the squeeze zone is reasonably to make more and to the end – as small as possible.

Satonin A. V., Aleksandrova Z. A., Smolyakova V. V., Stezhkin P. M. The regression mathematical modeling of energy-power parameters of angle bars rolling process // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

For the purpose of performance boost and laboriousness decrease of numerical mathematical model, based on recurrent answers of the finite-difference forms of the energy expenses balance clause, regression dependences for calculation of power-force parameters of asymmetrical angle bars rolling process have been got. Statistical analysis of output showed that regression model accuracy is sufficient, therefore these dependences in the sequel may be used for solution of multivariable task series such as problems of optimization, simulation, automatic control system etc.

Zavgorodny D. V., Dvorzhak A. I., Zavgorodny F. V. Technique, the equipment and results of an experimental research of process of straightening on straightening machine // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

On the basis of experimental researches of process of straightening on straightening machine quantitative influence of technological parameters of process on power parameters of process of straightening has been established. Optimum technological parameters of investigated process are defined and experimentally confirmed, basic of which are displacement rolls, and also an installation corner rolls concerning an editing axis. The quantitative estimation of degree of convergence received before theoretical decisions with reference to processes of straightening is given.

Frolov I. V., Gretzki Th., Yu Z., Nuernberger F., Hassel Th., Bach Fr.-W. Surface hardening of intricate form details geometries of heat-treatable steel Cf53 using water-air spray cooling // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

By employing integrated heat-treatment using the forging heat, a significant shortening of the process chain is attained for manufacturing precision forged components with considerable savings in time and energy. With the aid of water-air spray cooling, both surface hardening and tempering can be carried out simultaneously without reheating the component after quenching. In this work geometric models of splines made of heat-treatable steel Cf53 (1.1213) were surface hardened and tempered using a purpose designed rotating spray unit. The obtained hardness values of the geometries were subsequently investigated. Furthermore, the consumption of air and water was measured. This work presents initial results which are to be transferred to forged splines in future tests.

Zablotskiy V. K., Dobronosov U. K., Dmitriev S. A., Novoselov S. V. Experiment of process of термомеханической spot-treatment of the welded joints with the use of the hot rolling // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Data of experiments of process of hardening of the welded joints which confirm the before designed mathematical designs for investigation of process of LTMO are given, and similarly to his expedience as it applies to the generation of electric welding pipes of large-break, made on Kharcizsk pipe factory.

Borovik P. V., Lucenko V. A., Luckiy M. B. The development of method of calculation of the cutting force of thick letters by disk shears // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

In the article the single-measured mathematical model of the process of cutting by disk knives in based on the numerical of recurrent decision of finish different form of static equilibrium is considered. This model allows to take into account the real form of cutting tool, real character of distributing of resistances to the shear on the length of cutting area, mechanical properties of the cut material, and can be used for the automated design and analysis of the process of hot rolling thick sheets on disk shears. The results may be used in project-design works and for further development of the method of calculation on definition of energy-force parameters of the process.

Steblyuk V. I., Savchenko D. N., Rozov U. G. Methods of improving methods of cutting pipe for a short cut // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The new constructive scheme of elements of the device for cutting of tubular billets at simultaneous shift and twisting is offered. The sequence of processes of cutting of tubular billets by simultaneous shift and torsion is shown. For the purpose of definition of an optimum parity between twisting moment and shift, the technique of experimental researches is provided. Mechanical characteristics and chemical compound of the sample for carrying out tests are defined.

Roganov M. L. The crank presses with variable in the process of deformation closed height of a press // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The structural charts of crank presses with simultaneous motion in the automatic mode of slide-block and mechanism of regulation of the closed height press, that allows to execute on a crank press new technological operations of free forging, longitudinal and transversal squeezing out of bars and flanges, broaching of long openings, etc. are offered. Eccentric loading of the press is eliminated in this case. The new scheme of crank press is increase the technical and technological possibilities and allow to programming more various technological processes which are based on it preferences which are the high precision and productivity.

Balalayeva E. Yu., Kukhar V. V. The research of the deformation of the ring elastic compensator during work of the press-die system with misalignments of the slider // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The process of the upsetting of the deformation of the ring elastic polyurethane compensator of errors of the press-die system is discovered. The upsetting is accompanied by misalignments of the slider and irregular deformation of the elastic element, that suggests to carry out research taking into account and without taking into account barreling. A design procedure of the change of shape of the compensator after the upsetting with misalignments of the slider and the results of the modeling using the developed soft, presented as the pictures of the upset compensators and graphic dependences, analysis of which allows choosing initial sizes and inflexibility of the elastic element during the technological loads, is resulted.

Korobko T. B. Improved design of the stamp for the drawing of axisymmetric components // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The question of increase of deformation degree at a deep extract for one transition is considered. The stamp with multiplex rotary discs which allowed to reduce the negative influence of friction is designed. Form modification of the billet is carried out by radial moving of separate parts of the matrix executed as rotary disks with its drawing between them, at presence of a rigid punch. Features of a design and geometrical parameters of the tool are considered.

Sereda B. P., Vasilchenko T. A., Yavtushenko A. V., Glebenko A. V. Optimization of the planetary drive press-forging machines // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

In this article the analysis of optimality criterions for press-forging machines has been observed. The parameters optimization has been suggested by minimization of gear weight. Particularly it is applied in planetary drive and transmission gearing. The final purpose of selected optimization parameters is the rational breakdown of common transmission ratio. The analytical dependences for calculation of optimality criterions in relation to drive parameters have been given and numerical regions of rational drive parameters have been determined in given article.

Stiebliuk V. I., Azarkh I. P. Improving apparatus for drawing and dragging ultra thin-walled tubular details // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

In the given article the existing methods of reception of thin-walled tubular details in the swing instrument. Also the equipment which was used to produce this details was considered. Problems which arise at manufacturing hollow tubular billets by existing methods and on the existing equipment are noted. The device which allows to receive hollow tubular products with thickness of a wall of 0,025 mm has been offered. Drawings and views of the device are reduced, and also the principle of its action and a structure is described. Features of construction of the device proposed have been described.

Verenev V. V., Korennoy V. V., Simenenko O. V., Matsko S. V., Teliyk D. V., Yatsenko V. A. The experience of research of dynamic processes in the stands of the SHPS 1680 // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

On the basis of results of experimentally-industrial researches the row of features of transitional processes in the stands of the mill: co-operation of the main lines of stands through a strip at the stealing strip, distributing dynamic coefficient of on the stands of the mill, saw-tooth-shaped form of change of dynamic coefficient of on the stands during the prolonged work of the mill, measuring of maximal dynamic and static moments which joints with the dynamic coefficient in the process of the

consistently rolling of the strips of every party, dependence of dynamic coefficient and time of delay of reaction of parts of the main lines of stands on an angular gap and other. Has been determined the results are used at the analysis of the loading of the stands, the technology and the technical state of equipment.

Belobrov Y. M., Gavrilchenko E. Y., Merezko D. V., Gusev E. S., Kolesnikov O. S. Developing of high-competitive equipment for thermal treatment of plate iron in mill trains // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

Integrated investigations of a heavy plates heat treatment process carried out by NKMZ, design works and know-how, enable us to propose complete delivery of competitive equipment for heavy plates heat treatment and new technologies, that provide plates cooling in widest temperature-time range obtaining high quality of a surface and microstructure of the product.

Rahmanov S. R. Wear resistance increase of internal tool an automill of pipe-rolling plant // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The rational form of a forming working surface of internal tool an automill on the basis of modelling of processes of the deformation zone is defined. It is shown that, irrespective of a way of manufacture, minimisation of axial resistance internal tool and wear resistance increase in a metal stream is reached by rational calibration of a working surface.

Fedorinov V. A. Improvement of technology and equipment for production of working rolls of cold rolling mills // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The method of increasing a durability of working rolls of tape rolling mills on case of deformation between still and movable working roll mills are introduced. Experimental welding assembly for production of test batch carbide rolls with subsequent trial of the service behavior in industrial conditions are developed and made. A test batch of rolls are manufactured. A determinations which is possible to apply with designing of profile and shape adjustment schemes are introduced.

Yershov S. V., Levchenko G. V., Melnik S. N, Mostipan E. E. The role of the type of calibration in the surface crack formation at rolling of profiles // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

The problems of influences of the deformation scheme in a round pass on metal flow and its tension of metal at rolling an oval billet of the special shape in a round pass are discussed. The explorations are carried out with use of modern positions of a theory of the plasticity and methods of a numerical modeling of intense and deformed condition of metal at its treatment by pressure. The reasons of formation of surface fractures on ready round profiles of large sizes are shown. The scheme of deformation, diminishing probability of occurrence of surface fractures is designed. The effectiveness of using of exploration results in production is shown.

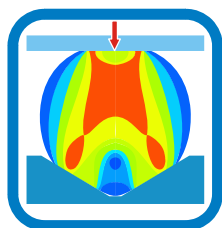
Bobuh I. A. Seledtsov A. S., Churukhanov A. S. Increase of reliability and increase of term of service of drives of rolling mills due to application of the wearproof fastening of the resilient cored element // Materials working by pressure. – 2009. – № 1 (20).

In this article the question of increase of reliability and increase of term of service of drives of rolling mills is considered by application of muffs of resilient to variable inflexibility. The basic types of constructions of such muffs are considered. Longevity and wearproofness of knot of fastening of resilient bars of muff is enhanceable, providing variable inflexibility by application of quick-detachable hobs from hypereutectoid high-manganese steel, type of a 110 G12, an internal surface of which is in an axial section nest with a cylindrical area and two curvilinear areas of equal length.

СОДЕРЖАНИЕ

ЗМІСТ

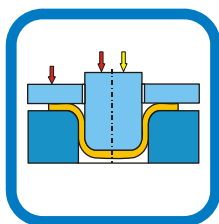
CONTENT



РАЗДЕЛ I МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

<i>Алюшин Ю. А., Жигулев Г. П., Широких А. М., Скрипаленко М. М.</i> Методы определения траекторий частиц в процессах деформации	3
<i>Шестаков Н. А., Субич В. Н., Власов А. В.</i> Моделирование потери устойчивости пластической деформации	9
<i>Матвийчук В. А.</i> Построение математической модели накопления повреждаемости в металлах при немонотонном деформировании для комбинации сдвиг - сжатие	13
<i>Алиева Л. И., Абхари П., Жбанков Я. Г.</i> Исследование процессов радиального выдавливания методом конечных элементов	19
<i>Грушко А. В., Огородников В. А., Кирица И. Ю., Еленич Н. П.</i> Особенности напряженно-деформированного состояния в шейке цилиндрического образца	25
<i>Алиев И. С., Грудкина Н. С., Мартынов С. В.</i> Определение сил раскрытия оправки при радиальном выдавливании внутренних фланцев	30
<i>Хван А. Д., Евдокимова Н. А.</i> Изотропное упрочнение материалов реверсивным кручением	36
<i>Чигиринский В. В.</i> О новых подходах решения задач теории пластичности	41
<i>Спусканюк В. З., Гангало А. Н., Давиденко А. А., Коваленко И. М.</i> Анализ процессов равноканального углового прессования и угловой гидроэкструзии методом верхней оценки	50
<i>Периг А. В., Лаптев А. М., Голоденко Н. Н., Лошманов А. Ю., Литвинов М. Г.</i> Компьютерное моделирование течения материалов при равноканальном угловом прессовании: анализ движения вязкой среды и экспериментальная верификация методом маркеров	57
<i>Стеблюк В. І., Холявік О. В.</i> Побудова контуру заготовки на основі математичної моделі процесу витягування порожнистих виробів коробчастої форми	63
<i>Калюжний В. Л., Калюжний О. В., Горностай В. М., Крижанівська І. Я.</i> Визначення зусилля холодного прямого видавлювання з роздачею прямокутних профілів	67
<i>Гридин А. Ю.</i> Математическое моделирование температурного поля металла и валков в процессе валковой разливки-прокатки	75
<i>Кулик А. Н., Файчак А. А., Настоящая С. С., Жуков П. Л.</i> Развёрнутое математическое моделирование основных показателей качества горячекатанных полос	84
<i>Миленин А. А., Гросман Ф., Мадей Л., Павлицкий Л.</i> Моделирование с помощью метода конечных элементов процесса прокатки с дополнительным осциллирующим горизонтальным движением валков	89
<i>Мазур И. П., Долматов А. П., Борисов С. С.</i> Математическое моделирование процессов холодной прокатки на непрерывных широкополосных станах	97
<i>Светличный Д. С., Миленин А. А.</i> Моделирование изменения микроструктуры во время сортовой прокатки с помощью трехмерных клеточных автоматов	104

<i>Сатонин А. В., Михеенко Д. Ю., Иванов А. А.</i>	111
Вариационное математическое моделирование деформированного состояния металла при прокатке с затеканием в щелевой паз	
<i>Сатонин А. В., Грибков Э. П., Емченко Е. А., Селедцов А. С.</i>	118
Математическое моделирование процессов вальцевания и каландрования резинотехнических отходов	
<i>Федоринов В. А., Титаренко А. И., Грибков Э. П., Гаврильченко О. А.</i>	123
Автоматизированный расчет и проектирование технологических режимов процессов холодной и горячей правки относительно толстых листов на многороликовых правильных машинах	

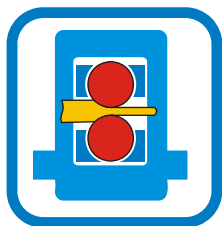


РАЗДЕЛ II ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

<i>Михалевич В. М., Добранюк Ю. В.</i>	129
Накопичена деформація та інтенсивність логарифмічних деформацій при осадці циліндричних зразків з бочкоутворенням	
<i>Яковлев С. С., Трегубов В. И.</i>	135
Шейкообразование тонкостенной трубной заготовки из анизотропного материала при ротационной вытяжке коническими роликами по прямому способу	
<i>Бовтало Я. Н., Игнатенко В. Н., Филиппов Ю. К.</i>	141
Зависимость механических свойств стали от величины деформации и схемы напряжённого состояния	
<i>Banaszek G. A., Berski S. A., Dyja H. S.</i>	145
Comparison of the torsion stretch forging operation in asymmetric anvils with the stretch forging operation in combined anvils	
<i>Мовшович А. Я., Кузнецова Л. Г., Фролов Е. А., Манаенков И. В.</i>	148
Технологические предпосылки получения высокоточных деталей вытяжкой из листа методом пневмоударной штамповки	
<i>Марущак П. О., Біщак Р. Т., Пилипенко А. П., Гладько В. Б.</i>	156
Зміна деформівної здатності матеріалу після термоциклювання	
<i>Ахлестин А. В.</i>	161
О винтообразном скручивании Z - образных гнутых профилей при формовке	
<i>Титов В. А., Никитенко В. А., Титов А. В., Пливак А. А., Лавриненков А. Д.</i>	166
Особенности алмазного выглаживания сплава ВТ-22 с дополнительным ультразвуковым воздействием на инструмент	
<i>Черняев А. В., Крылов Д. В.</i>	173
Технологические параметры задачи тонкостенных цилиндрических оболочек из анизотропного материала жестким инструментом в режиме ползучести	
<i>Диамантопуло К. К., Кухарь В. В.</i>	181
Исследование формоизменения относительно высоких полос при профилировании осадкой с продольным изгибом	
<i>Бейгельзимер Я. Е., Сынков А. С.</i>	186
Исследование процесса получения длинномерных расходоуемых электродов для электрошлакового переплава из титановой губки методом полунепрерывной винтовой экструзии	
<i>Підгурський М. І.</i>	189
Вплив пластичної деформації формоутворення на малоциклову міцність холодногнутих профілів та їх зварних з'єднань	

- Рябичева Л. А., Гапонова О. П.* 193
Взаимосвязь параметров пластического деформирования и структурообразования в порошковых пористых телах
- Калуцкий Г. Я.* 199
Обобщённые диаграммы распределения контактных напряжений и угловых параметров очага деформации при асимметричной прокатке металлических порошков
- Чигарев В.В., Шевченко А. В., Грибкова С. Н.* 205
Автоматизированное проектирование технологических режимов производства порошковой плющенко
- Миленин А. А., Рец Т., Карбовничек М., Бернасовский М.* 210
Обобщенная модель кристаллизации, макросегрегации и напряженно-деформированного состояния стального слитка при непрерывной разливке
- Середа Б. П., Коваленко А. К., Тумко О. М., Кругляк І. В.* 216
Спосіб прокатки заготовів із легованої та високолегованої сталі на блюмінгу
- Федоринов М. В., Файчак А. А., Чуруканов А. С.* 221
Экспериментальные исследования влияния кинематической асимметрии на силу прокатки относительно тонких лент и полос
- Кулик А. Н., Данько А. В., Колесникова Г. В., Картавенко А. С.* 225
Способ уменьшения поперечной разнотолщинности посредством кинематической асимметричной прокатки
- Шпак В. И., Юрков К. Ю., Шевченко В. В., Малигон Е. Ю.* 229
Экспериментальное исследование процесса холодной прокатки относительно тонких листов и полос на стане кварто с приводом на опорные валки с различным углом свала рабочих валков
- Федоринов В. А., Махмудов К. Д., Дворжак В. В., Закарвашиевич Н. А.* 234
Анализ влияния технологических режимов на условия реализации процесса сдвоенной прокатки
- Левченко В. Н., Нестеров Д. К.* 237
Технологические и энергосиловые параметры прокатки рельсов ОР65 и ОР50
- Медведев В. С.* 242
Проектирование технологии и оборудования прокатных станков с использованием САПР ТП «Сортовая прокатка»
- Григоренко В. У., Маркевич І. В.* 248
Розвиток методу розрахунку параметрів процесу холодної роликів прокатки труб (ХПТР) для мінімізації осьових сил
- Король Р. Н., Головка А. Н.* 251
Уменьшение величины усилия срыва рабочего конуса с оправки в процессе подачи при прокатке особотонкостенных труб повышенной точности на станах ХПТР
- Фролов Я. В., Терещенко А. А., Головченко А. П.* 257
Влияние ширины ручья калибров станков ХПТ на изменение механических свойств металла труб
- Сатонин А. В., Смолякова В. В., Александрова З. А., Стежкин П. М.* 261
Регрессионное математическое моделирование энергосиловых параметров процесса прокатки угловых профилей
- Завгородний Д. В., Дворжак А. И., Завгородний А. В.* 265
Методика, оборудование и результаты экспериментального исследования процесса правки проката на косовалковых правильных машинах
- Frolov I. V., Gretzki Th., Yu Z., Nuernberger F., Hassel Th., Bach Fr.-W.* 270
Surface hardening spline geometries of heat-treatable steel Cf53 using water-air spray cooling
- Заблоцкий В. К., Доброносков Ю. К., Дмитриев С. А., Новоселов С. В. Тимченко В. В.* 276
Экспериментальные исследования процесса локальной термомеханической обработки сварных швов с использованием процесса горячей прокатки

<i>Боровик П. В., Луценко В. А., Луцкий М. Б.</i>	281
Развитие методики расчета силы резания толстых листов дисковыми ножами	
<i>Стеблюк В. И., Савченко Д. Н., Розов Ю. Г.</i>	287
Методы усовершенствования способов резки труб на короткие заготовки	



РАЗДЕЛ III ОБОРУДОВАНИЕ И ОСНАСТКА ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

<i>Роганов М. Л.</i>	291
Кривошипные прессы с переменной в процессе деформирования закрытой высотой пресса	
<i>Балалаева Е. Ю., Кухарь В. В.</i>	295
Исследование деформации кольцевого упругого компенсатора при работе системы «пресс-штамп» с перекосами ползуна	
<i>Коробко Т. Б.</i>	301
Усовершенствование конструкции штампа для вытяжки осесимметричных деталей	
<i>Серета Б. П., Васильченко Т. А., Явтушенко А. В., Глебенко А. В.</i>	306
Оптимизация параметров планетарного привода кузнечно-прессовых машин	
<i>Стеблюк В. И., Азарх И. П.</i>	312
Вдосконалення пристрою для витягування волочинням особливо тонкостінних трубчастих виробів	
<i>Веренев В. В., Коренной В. В., Симененко О. В., Мацко С. В., Телюк Д. В., Яценко В. А.</i>	316
Опыт исследования динамических процессов в клетях ШПС 1680	
<i>Белобров Ю. Н., Гаврильченко Е. Ю., Мерезко Д. В., Гусев Е. С., Колесников А. С., Козленко Д. А.</i>	321
Создание нового высококонкурентного оборудования термической обработки толстолистового металлопроката в линиях станов	
<i>Рахманов С. Р.</i>	327
Повышение стойкости оправок автоматического стана трубопрокатного агрегата	
<i>Федоринов В. А.</i>	333
Совершенствование технологий и оборудования по производству рабочих валков станов холодной прокатки	
<i>Ершов С. В., Левченко Г. В., Мельник С. Н., Мостипан Е. Е.</i>	338
Роль калибровки валков в образовании поверхностных трещин при прокатке профилей	
<i>Бобух И. А., Чуруканов А. С., Селедцов А. С.</i>	343
Повышение надежности и увеличение срока службы приводов прокатных станов за счет применения износостойкого крепления упругого стержневого элемента	
АННОТАЦИИ	348

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ СТАТЕЙ ДЛЯ ПУБЛИКАЦИИ В СБОРНИКЕ «ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ ДАВЛЕНИЕМ»

К публикации в сборнике принимаются материалы объемом **от 4 до 7 полных** страниц. Все материалы подаются в 2-х экземплярах, напечатанных на лазерном (струйном) принтере и (обязательно) на электронном носителе информации (диск, дискета). Научные статьи с подписями авторов, заявки и тексты аннотаций присылаются по адресу оргкомитета и по адресу **nis@dgma.donetsk.ua** с пометкой темы <фамилия автора, город> (Ivanov Kiev). Кроме того, к статье прилагаются:

- аннотации (7-10 строк размером 10 пт) на русском, украинском и английском языках;
- краткие сведения обо **всех** авторах статьи;
- акты экспертизы (для авторов из Украины);
- рецензия доктора наук и выписка из заседания кафедры или отдела;

Структура статьи должна отвечать требованиям ВАК и содержать следующие разделы:

–**постановка проблемы**, задачи в общем виде и ее связь с важными научными или практическими заданиями;

–**анализ последних публикаций** (не менее 3-х статей, вышедших за последние 10 лет), в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных ранее частей общей проблемы, которым посвящается статья;

–**формулировка цели статьи** (С новой строки – «Целью работы является») и постановка частных задач, которые решены в статье;

–**изложение основного материала** исследования с полным обоснованием полученных научных результатов;

–**выводы** (с заголовком **ВЫВОДЫ**, расположенным по центру строки).

Текст разместить на белой бумаге формата А4 (210.297 мм) с полями 20 мм со всех сторон. **Листы не нумеровать**. Ориентация страницы для размещения текста – книжная. Для размещения табличных данных, графиков, схем, рисунков при необходимости допускается альбомная ориентация страницы. **Текст статьи** оформить в редакторе **Word 7.0-9.0** шрифтом **Times New Roman Cyr (обычный)** размером 12 пт; между строками – **одинарный интервал**; абзацный отступ – 1,25 см; выравнивать по ширине страницы с переносами. **Текст аннотаций (рус., укр. и англ.) и список литературы** оформить шрифтом **Times New Roman Cyr (курсив)** размером 10 пт; между строками – одинарный интервал. **В тексте статьи не допускается выделение полужирным шрифтом, выравнивания пробелами.**

Иллюстративный материал монтируется непосредственно в тексте. Устанавливается обтекание рисунков «в тексте». При необходимости допускается использование цветных рисунков. Все, особенно сканированные (разрешение – не менее 200 dpi), должны быть **четкие**, без сжатия. Подрисовочные подписи оформить согласно образцу:

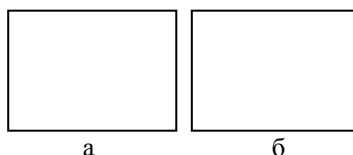


Рис. 1. Схема вытяжного штампа:

а – плита; б – пуансон

Формулы набираются в редакторе **Microsoft Equation 2.0/3.0** с параметрами: обычный – 12 пт; крупный индекс – 10 пт; мелкий индекс – 8 пт; крупный символ – 14 пт; мелкий символ – 8 пт, все латинские буквы должны быть набраны курсивом; русские и греческие буквы, символы химических элементов, а также цифры в индексах – прямо, выравнивание – по центру страницы без абзацного отступа. Нумерацию формул выполняют выравнивая номер по правому полю.

Порядок оформления статей На первой странице статьи в первой строке с абзаца набирается УДК. В следующей строке по правому краю с абзаца – фамилии и инициалы авторов. Ниже с абзаца шрифтом **Times New Roman Cyr (обычный)** размером 12 пт прописными – заглавие статьи.

Список литературы озаглавливается словом **ЛИТЕРАТУРА**, набранным шрифтом **Times New Roman Cyr (обычный)** размером 12 пт прописными буквами по центру страницы через строку от текста статьи. **Список литературы** оформить по требованиям ВАК шрифтом **Times New Roman Cyr (курсив)** размером 10 пт; между строками – одинарный интервал.

Сведения об авторах: указать место работы, должность, ученую степень и ученое звание, контактный телефон и электронный адрес (e-mail) для переписки.

В качестве примера по оформлению можно рассматривать статьи настоящего сборника.

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ ТИСКОМ

Збірник наукових праць

ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Сборник научных трудов

РЕКОМЕНДОВАНО ДО ДРУКУ ВЧЕНОЮ РАДОЮ ДДМА
ПРОТОКОЛ № 9 ВІД 26.03.2009 р.

Підписано до друку 02.04.2009. Формат 60x90/8.
Папір офсетний. Ум. друк. арк. 45,92. Обл.-вид. арк. 32,42.
Тираж 100 прим. Зам. № 44.

Донбаська державна машинобудівна академія
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72.
Телефон 8 (0626) 41-69-42. Факс 8 (0626) 41-63-15.
E-mail: dgma@dgma.donetsk.ua
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи
до Державного реєстру
серія ДК №1633 від 24.12.03.