



ISSN 2076-2151

О

М

Д

# ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ ДАВЛЕНИЕМ



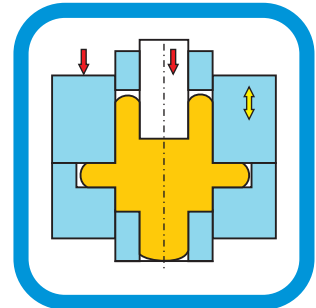
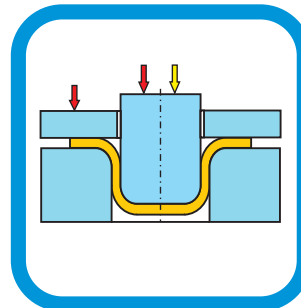
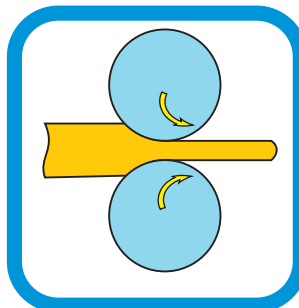
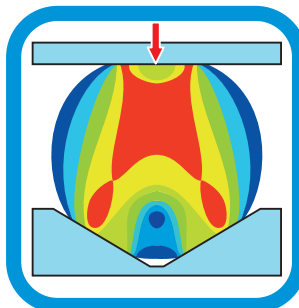
ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ ТИСКОМ



MATERIALS WORKING BY PRESSURE



UMFORMTECHNIK



№ 1(48)



2019

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ  
ДОНБАССКАЯ ГОСУДАРСТВЕННАЯ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНАЯ  
АКАДЕМИЯ (ДГМА)

# ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

Выходит 2–4 раза в год

Основан в мае 2008 г.

№ 1 (48) 2019

Краматорск  
ДГМА  
2019

УДК 621.7

**ОБРАБОТКА  
МАТЕРИАЛОВ  
ДАВЛЕНИЕМ**

**Сборник научных трудов  
№ 1 (48) 2019**

Основатель и издатель  
Донбасская государственная  
машиностроительная академия

Свидетельство  
про государственную регистрацию  
серия КВ № 13770-2744Р  
от 17.03.2008

**ОБРОБКА  
МАТЕРІАЛІВ  
ТИСКОМ**

**Збірник наукових праць  
№ 1 (48) 2019**

Засновник і видавець  
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 (48) 2019**

Founder and publisher  
Donbass State  
Engineering Academy

Registration certificate  
№ 13770-2744Р  
dated 17.03.2008

Сборник «ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ ДАВЛЕНИЕМ» включен в Перечень научных специализированных изданий Украины по техническим наукам для опубликования результатов диссертационных работ (приказ МОНУ № 1714 от 28.12.17 г.), категория В.

Рекомендован к печати ученым советом Донбасской государственной машиностроительной академии (протокол № 10 от 28.03.2019 г.).

**Редакционная коллегия:** Алиев И. С., д-р техн. наук, проф. (председатель редакционной коллегии); Жбанков Я. Г., д-р техн. наук, доц. (зам. председателя редакционной коллегии); Бейгельзимер Я. Е., д-р техн. наук, проф.; Грибков Э. П., д-р техн. наук, доц.; Дашич П., д-р техн. наук, проф. (Сербия); Драгобецкий В. В., д-р техн. наук, проф.; Дья Х., д-р техн. наук, проф. (Польша); Крюгер К., д-р техн. наук, проф. (Германия); Кухарь В. В., д-р техн. наук, проф.; Марков О. Е., д-р техн. наук, проф.; Миленин А. А., д-р техн. наук, проф. (Польша); Найзабеков А. Б., д-р техн. наук, проф. (Казахстан); Огородников В. А., д-р техн. наук, проф.; Орлов Д. В., д-р техн. наук, проф. (Швеция); Мамутов В. С., д-р техн. наук, проф. (Россия); Тарасов А. Ф., д-р техн. наук, проф.; Титов В. А., д-р техн. наук, проф.; Фролов Я. В., д-р техн. наук, проф.

**Ответственный редактор выпуска** д-р техн. наук, проф. Алиев И. С.

**Научный редактор выпуска** д-р техн. наук, проф. Марков О. Е.

**Обработка материалов давлением** : сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА, 2019. – № 1 (48). – 240 с.

**ISSN 2076-2151**

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.

Статьи прорецензированы членами редакционной коллегии.

Материалы номера печатаются на языке оригинала.

**ISSN 2076-2151**

© Донбасская государственная  
машиностроительная академия, 2019

© Донбаська державна машинобудівна  
академія, 2019

© Donbass State Engineering Academy, 2019



## РАЗДЕЛ I МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

УДК 531.2

**Чигиринский В. В.  
Науменко Е. Г.**

### НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ РЕШЕНИЯ ПЛОСКОЙ ЗАДАЧИ МЕХАНИКИ СПЛОШНОЙ СРЕДЫ

На практике часто приходится рассматривать задачи механики сплошной среды, в которых одновременно присутствует упругая и пластическая деформация материала. Игнорирование одной из них приводит к неверным решениям прикладных задач. К примеру, такие сочетания приводят к таким нежелательным явлениям, как ползучесть, усталость. Действительно, малая пластическая деформация, не учитываемая законом Гука, с течением времени увеличивается, приводя к перераспределению напряжений и деформаций. Эти свойства, называемые последствием и релаксацией, имеют общее название *ползучесть* [1]. Имеет место изменение напряженного состояния с течением времени, вследствие большого числа циклов периодически меняющейся во времени нагрузки. Такое проявление пластичности называется *усталостью* [2]. Многие вопросы прочности машин и сооружений опираются на выводы теории пластичности. Считается, что возникновение пластических деформаций в локальной зоне конструкции еще не означает потери ее несущей способности в целом [3]. Этот прогрессивный метод расчета широко используется при проектировании экономичных машин, сооружений и позволяет в большей степени использовать ресурс прочности (носит название *несущая способность*). Таких примеров на практике множество.

Однако интерес для технологов представляет случай, когда в очаге деформации в процессах обработки металлов давлением деформируемая среда находится в двух состояниях одновременно, упругом и пластичном [4]. Это случай присутствия зоны прилипания или зоны заторможенной пластической деформации. Действительно, контактные силы трения препятствуют перемещению металла на границе с инструментом. Их влияние распространяется на определенную глубину, занимая целую область очага деформации. Исследования показали [5], что остаточные линейные и сдвиговые деформации в данной области очага деформации отсутствуют. Следовательно, имеет место сочетание упругой и пластической деформации. Представляет практический и теоретический интерес определение соотношений указанных зон, их влияние на силовые и кинематические параметры процесса. Для этого возникает необходимость в получении соответствующих друг другу решений задач теории пластичности и упругости. В работах [6–10] предложен новый подход решения задач теории пластичности, связанный с использованием гармонических функций, или, так называемый, метод аргумент функций. Как показал анализ, в рамках этого метода появилась возможность получить решения для упругого и пластичного состояний материала, и сравнить полученные результаты.

Целью работы является обобщение результата целого комплекса практических задач, которые позволяют расширить возможности решения с точки зрения граничных и начальных условий. Представляется целесообразным получить определенные обобщения решаемых плоских задач теории упругости и пластичности, таким образом, чтобы выявить условия существования решений в виде дифференциальных соотношений, накладываемых на разный конечный результат.

Для решения плоской задачи теории пластичности использовалась следующая постановка задачи:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0; \quad (\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4 \cdot \tau_{xy}^2 = 4 \cdot k^2; \quad \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \tau_{xy}} = \frac{\xi_x - \xi_y}{\gamma'_{xy}} = F_1;$$

$$\xi_x + \xi_y = 0; \quad \frac{\partial^2 \xi_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \xi_y}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \gamma'_{xy}}{\partial y \partial x},$$

где  $\sigma_x$  – нормальное напряжение;

$\tau_{xy}$  – касательное напряжение;

$k$  – сопротивление пластической деформации сдвига;

$\xi_x, \xi_y, \gamma'_{xy}$  – линейные и сдвиговая скорости деформаций.

Решением замкнутой задачи является, в напряжениях:

$$\sigma_x = C_\sigma \cdot \exp \theta'' \cdot \cos A\Phi + \sigma_0 + f(y) + C,$$

$$\sigma_y = -C_\sigma \cdot \exp \theta'' \cdot \cos A\Phi + \sigma_0 + f(x) + C,$$

$$\tau_{xy} = C_\sigma \cdot \exp \theta'' \cdot \sin A\Phi.$$
(1)

при

$$\theta''_x = \mp A\Phi_y, \quad \theta''_y = \pm A\Phi_x,$$

$$\theta'''_{xx} + \theta'''_{yy} = 0, \quad A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} = 0,$$
(2)

в скоростях деформаций:

$$\xi'_x = -\xi'_y = C_\xi \cdot \exp \theta''' \cdot \cos B_1\Phi, \quad \gamma'_{xy} = 2 \cdot C_\xi \cdot \exp \theta''' \cdot \sin B_1\Phi,$$
(3)

при

$$\theta'''_x = \mp \hat{A}_1 \hat{O}_y, \quad \theta'''_y = \pm \hat{A}_1 \hat{O}_x,$$

$$\theta'''_{xx} + \theta'''_{yy} = 0, \quad B_1\Phi_{xx} + B_2\Phi_{yy} = 0.$$
(4)

В выражениях (1), (3) присутствуют тригонометрические, экспоненциальные базовые функции и аргумент функции  $A\Phi$ ,  $\theta$ , на которые наложены ограничения (2), (4) в виде соотношений Коши-Римана и уравнений Лапласа. Необходимо подчеркнуть, что решение задачи теории пластичности получено с помощью гармонических функций, которые нашли широкое применение в теории упругости.

Имеем классическую постановку плоской задачи в теории упругости:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0,$$

$$\nabla^2 (\sigma_x + \sigma_y) = \nabla^2 (2 \cdot \sigma_0) = 0,$$
(5)

граничные условия в напряжениях:

$$\tau_n = -\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cdot \sin 2\varphi + \tau_{xy} \cdot \cos 2\varphi,$$
(6)

имеем два уравнения равновесия также уравнение неразрывности деформаций в напряжениях [11], где  $\sigma_0$  – среднее нормальное напряжение или гидростатическое давление.

В постановке задачи теории упругости используются уравнения (5) и граничные условия (6), которые справедливы для плосконапряженного и плоскодеформированного состояний [12].

Упростим выражение (6), принимая:

$$\tau_{xy} = T_i \cdot \sin(A\Phi), \quad \sigma_x - \sigma_y = 2 \cdot T_i \cdot \cos(A\Phi). \quad (7)$$

Граничные условия запишутся в виде:

$$\tau_n = -T_i \cdot \sin(A\Phi - 2\varphi), \quad (8)$$

где  $T_i = T_i(x, y)$  – функция координат очага деформации, совпадающая по функциональному назначению с интенсивностью касательных напряжений;

$A$  – постоянный коэффициент, определяющий упругое состояние деформируемой среды;

$\Phi$  – функция координат, характеризующая контактные касательные напряжения, одна из вводимых в рассмотрение аргумент функций.

Второе выражение (7) следует подтвердить решением задачи и тем самым замкнуть его.

В монографии [13] предлагается, в случае линейности дифференциальных уравнений (5), использовать фундаментальную подстановку. В данном случае не следует ограничивать показатель экспоненты линейной функцией, как это рекомендуется в [13], ее следует "отпустить" и получить выражение или условия существования решения задачи. Принимаем:

$$T_i = C_\sigma \cdot \exp(\pm \theta) = C_\sigma \cdot [ch(\theta) \pm sh(\theta)]. \quad (9)$$

Используя (7–9), имеем:

$$\tau_{xy} = C_\sigma \cdot \exp(\theta) \cdot \sin(A\Phi), \quad \sigma_x - \sigma_y = 2 \cdot C_\sigma \cdot \exp(\theta) \cdot \cos(A\Phi). \quad (10)$$

Следует добавить, что показатель экспоненты  $\theta$  является неизвестной зависимостью и представляет собой вторую аргумент функцию. Используя подходы решения задач теории упругости при помощи функций комплексных переменных [14–15] в сочетании с методом аргумент функций [6], запишем касательное напряжение (10) в виде:

$$\tau_{xy} = C_\sigma \cdot \frac{\exp(\theta + iA\Phi) - \exp(\theta - iA\Phi)}{2i}. \quad (11)$$

При такой постановке вопроса появляется возможность определить из уравнений равновесия нормальные напряжения в аналитическом виде. Для этого необходимо подставить выражение для касательных напряжений (11) в уравнения равновесия. Частные производные имеют вид:

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = C_\sigma \cdot \frac{(\theta_y + iA\Phi_y) \cdot \exp(\theta + iA\Phi) - (\theta_y - iA\Phi_y) \cdot \exp(\theta - iA\Phi)}{2i},$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = C_\sigma \cdot \frac{(\theta_x + iA\Phi_x) \cdot \exp(\theta + iA\Phi) - (\theta_x - iA\Phi_x) \cdot \exp(\theta - iA\Phi)}{2i}.$$

После подстановки производных в дифференциальные уравнения равновесия и разделения переменных получим:

$$d\sigma_x = -C_\sigma \cdot \frac{(\theta_y + iA\Phi_y) \cdot \exp(\theta + iA\Phi) - (\theta_y - iA\Phi_y) \cdot \exp(\theta - iA\Phi)}{2i} \cdot dx,$$

$$d\sigma_y = -C_\sigma \cdot \frac{(\theta_x + iA\Phi_x) \cdot \exp(\theta + iA\Phi) - (\theta_x - iA\Phi_x) \cdot \exp(\theta - iA\Phi)}{2i} dy.$$

Интегрировать последние выражения не представляется возможным. Однако если осуществить переход от одной переменной интегрирования к другой, используя условие аналитичности стоящих в скобках функций, что имеет место в (1):

$$\theta_x = -A\Phi_y, \quad \theta_y = A\Phi_x,$$

получим:

$$d\sigma_x = -C_\sigma \cdot \frac{(A\Phi_x - i\theta_x) \cdot \exp(\theta + iA\Phi) - (A\Phi_x + i\theta_x) \cdot \exp(\theta - iA\Phi)}{2i} \cdot dx,$$

$$d\sigma_y = -C_\sigma \cdot \frac{(-A\Phi_y + i\theta_y) \cdot \exp(\theta + iA\Phi) - (-A\Phi_y - i\theta_y) \cdot \exp(\theta - iA\Phi)}{2i} dy.$$

Как видно, имеем дифференциальные соотношения, связывающиеся одной переменной. Можно показать, что:

$$A\Phi_x - i\theta_x = \frac{\theta_x + iA\Phi_x}{i}, \quad A\Phi_x + i\theta_x = -\frac{\theta_x - iA\Phi_x}{i},$$

$$-A\Phi_y + i\theta_y = -\frac{\theta_y + iA\Phi_y}{i}, \quad -A\Phi_y - i\theta_y = \frac{\theta_y - iA\Phi_y}{i}.$$

После подстановки полученных выше зависимостей, интегрирования по частям,

$$\sigma_x = C_\sigma \cdot \frac{\exp(\theta + iA\Phi) + \exp(\theta - iA\Phi)}{2} + C,$$

$$\sigma_y = -C_\sigma \cdot \frac{\exp(\theta + iA\Phi) + \exp(\theta - iA\Phi)}{2} + C.$$

Переходя к вещественным функциям, имеем:

$$\sigma_x = C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + C, \quad \sigma_y = -C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + C. \quad (12)$$

Подставляя выражения (12) в разность нормальных напряжений, убеждаемся, что соотношения (10) выполняются. Это подтверждает достоверность используемых граничных условий (6–8). Если интегрированием определялись не напряжения, а девиаторы напряжений:

$$s_x = \sigma_x - \sigma_0, \quad s_y = \sigma_y - \sigma_0,$$

согласно [3], то:

$$\sigma_x = C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + \sigma_0, \quad \sigma_y = -C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + \sigma_0. \quad (13)$$

Девиаторные составляющие можно записать в виде:

$$s_x = \sigma_x - \sigma_0 - f(y), \quad s_y = \sigma_y - \sigma_0 - f(x),$$

тогда

$$\sigma_x = C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + \sigma_0 + f(y),$$

$$\sigma_y = -C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + \sigma_0 + f(x), \quad (14)$$

при

$$\theta_x = -A\Phi_y, \quad \theta_y = A\Phi_x, \quad \theta_{xx} + \theta_{yy} = 0, \quad A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} = 0. \quad (15)$$

Выше приведенные соотношения Коши-Римана аргумент функций полностью замыкают решение задачи и по граничным условиям (8), и уравнениям равновесия (1). Вводимые в рассмотрение неизвестные функции  $\theta$  и  $A\Phi$  (9–11) определяются уравнениями Лапласа, согласно (15), что вносит достаточную определенность для их нахождения.

Однако задача не завершена, т.к. не определено среднее нормальное напряжения, входящее в (13), (14). В постановке задачи дифференциальное уравнение, определяющее среднее нормальное напряжение, является уравнением неразрывности деформаций. Анализ показывает, что для более полного удовлетворения граничным и очевидным условиям в зоне упругого деформирования подойдет выражение, которое является основой решения для нормальных напряжений (13), (14). В этом случае ставится задача: определить, при каких значениях аргумент функций условие неразрывности (5) будет удовлетворено. Запишем (5) через функцию комплексной переменной:

$$\nabla^2 \left( C_\sigma \cdot \frac{\exp(\theta + iA\Phi) + \exp(\theta - iA\Phi)}{2} \right) = 0.$$

Распишем производные по координатам:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial^2 \left[ C_\sigma \cdot \frac{\exp(\theta + iA\Phi) + \exp(\theta - iA\Phi)}{2} \right]}{\partial x^2} = \\ & = C_\sigma \frac{\left[ (\theta_{xx} + iA\Phi_{xx}) + (\theta_x + iA\Phi_x)^2 \right] \cdot \exp(\theta + iA\Phi) + \dots}{2} \dots \\ & \dots \frac{\left[ (\theta_{xx} - iA\Phi_{xx}) + (\theta_x - iA\Phi_x)^2 \right] \cdot \exp(\theta - iA\Phi)}{2}, \\ & \frac{\partial^2 \left[ C_\sigma \cdot \frac{\exp(\theta + iA\Phi) + \exp(\theta - iA\Phi)}{2} \right]}{\partial y^2} = \\ & = C_\sigma \frac{\left[ (\theta_{yy} + iA\Phi_{yy}) + (\theta_y + iA\Phi_y)^2 \right] \cdot \exp(\theta + iA\Phi) + \dots}{2} \dots \\ & \dots \frac{\left[ (\theta_{yy} - iA\Phi_{yy}) + (\theta_y - iA\Phi_y)^2 \right] \cdot \exp(\theta - iA\Phi)}{2}. \end{aligned}$$

После подстановки производных в уравнение неразрывности деформаций и сокращений, получим:

$$\begin{aligned} & \exp(\theta + iA\Phi) \cdot \left[ (\theta_{xx} + \theta_{yy}) + (A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy}) \cdot i + (\theta_x + iA\Phi_x)^2 + (\theta_y + iA\Phi_y)^2 \right] + \\ & + \exp(\theta - iA\Phi) \cdot \left[ (\theta_{xx} + \theta_{yy}) - (A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy}) \cdot i + (\theta_x - iA\Phi_x)^2 + (\theta_y - iA\Phi_y)^2 \right] = 0. \quad (16) \end{aligned}$$



Операторы, стоящие возле экспонент, содержат одинаковые вторые производные по координатам и нелинейности. Если в силу каких-то причин операторы равны нулю, то имеет место тождество. Покажем это. Распишем нелинейности в операторах и перегруппируем их:

$$\begin{aligned} & (\theta_x + iA\Phi_x)^2 + (\theta_y + iA\Phi_y)^2 = \\ & = (\theta_x + A\Phi_y) \cdot (\theta_x - A\Phi_y) + 2i(\theta_x \cdot A\Phi_x + \theta_y \cdot A\Phi_y) + (\theta_y + A\Phi_x) \cdot (\theta_y - A\Phi_x), \\ & (\theta_x - iA\Phi_x)^2 + (\theta_y - iA\Phi_y)^2 = (\theta_x + A\Phi_y) \cdot (\theta_x - A\Phi_y) - 2i(\theta_x \cdot A\Phi_x + \theta_y \cdot A\Phi_y) + \\ & + (\theta_y + A\Phi_x) \cdot (\theta_y - A\Phi_x). \end{aligned}$$

Принимая в произведениях скобок одну равную нулю, уходим от нелинейности, тогда:

$$\theta_x = -A\Phi_y, \theta_y = A\Phi_x.$$

Данные соотношения представляют собой соотношения Коши-Римана, что имело место при решении дифференциальных уравнений равновесия упругой задачи (5) и решения плоской задачи теории пластичности (1). Подставляя их, автоматически превращается в нуль выражение для обоих операторов:

$$\theta_x \cdot A\Phi_x + \theta_y \cdot A\Phi_y = -A\Phi_y \cdot A\Phi_x + A\Phi_x \cdot A\Phi_y = 0.$$

После этого уравнение (16) существенно упрощается и принимает вид:

$$\begin{aligned} & \exp(\theta + iA\Phi) \cdot \left[ (\theta_{xx} + \theta_{yy}) + (A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy}) \cdot i \right] + \\ & + \exp(\theta - iA\Phi) \cdot \left[ (\theta_{xx} + \theta_{yy}) - (A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy}) \cdot i \right] = 0. \end{aligned}$$

Из соотношений Коши-Римана определяем вторые производные, которые показывают, что:

$$\theta_{xx} + \theta_{yy} = 0, \quad A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} = 0.$$

Уравнение неразрывности деформаций тождественно удовлетворяется. Следовательно, решением уравнения неразрывности деформаций является:

$$\sigma_0 = n \cdot C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi, \quad (17)$$

при  $\theta_x = -A\Phi_y$ ,  $\theta_y = A\Phi_x$ ,  $\theta_{xx} + \theta_{yy} = 0$ ,  $A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} = 0$ , где  $n$  – любое число.

На решение (17) накладываются те же ограничения, что и для (13–14), при тех же параметрах. Следует подчеркнуть, что решение уравнения неразрывности деформаций допускает присутствия в выражении среднего нормального напряжения одновременно двух экспонент с противоположными знаками аргумент функции  $\theta$ . Покажем это:

$$\sigma_0 = n \cdot C_\sigma \cdot \exp(-\theta) \cdot \cos A\Phi = n \cdot C_\sigma \cdot \frac{\exp(-\theta + iA\Phi) + \exp(-\theta - iA\Phi)}{2}.$$

Подставляя в уравнение неразрывности деформаций, имеем:

$$\begin{aligned} & \exp(-\theta + iA\Phi) \cdot \left[ -(\theta_{xx} + \theta_{yy}) + (A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy}) \cdot i + (\theta_x - iA\Phi_x)^2 + (\theta_y - iA\Phi_y)^2 \right] + \\ & + \exp(-\theta - iA\Phi) \cdot \left[ -(\theta_{xx} + \theta_{yy}) - (A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy}) \cdot i + (\theta_x + iA\Phi_x)^2 + (\theta_y + iA\Phi_y)^2 \right] = 0. \quad (18) \end{aligned}$$

Сопоставляя (16) и (18), убеждаемся, что операторы перед экспонентами противоположного знака в сравнении с функцией  $\theta$ , с точки зрения решения практически не изменились.

Таким образом, поставлена и решена плоская задача теории упругости, выявлены обобщающие соотношения (15), определяющие условия существования заданного класса решений через инварианты дифференциальных соотношений аргумент функций.

В общем можно записать:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + \sigma_0, & \sigma_y &= -C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + \sigma_0, \\ \tau_{xy} &= C_\sigma \cdot \exp(\theta) \cdot \sin(A\Phi), & \sigma_0 &= n \cdot C_\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi,\end{aligned}\quad (19)$$

при  $\theta_x = -A\Phi_y$ ,  $\theta_y = A\Phi_x$ ,  $\theta_{xx} + \theta_{yy} = 0$ ,  $A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} = 0$ .

Анализ показывает, что решение (19) может быть в дальнейшем усилено и представлено в виде:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \exp \theta (C_1 \cos A\Phi - C_2 \sin A\Phi) + \sigma_0 = [ch(\theta) + sh(\theta)](C_1 \cos A\Phi - C_2 \sin A\Phi) + \sigma_0; \\ \sigma_y &= -\exp \theta (C_1 \cos A\Phi - C_2 \sin A\Phi) + \sigma_0 = -[ch(\theta) + sh(\theta)](C_1 \cos A\Phi - C_2 \sin A\Phi) + \sigma_0;\end{aligned}\quad (20)$$

$$\tau_{xy} = \exp(\theta) \cdot (C_1 \sin A\Phi + C_2 \cos A\Phi) = [ch(\theta) + sh(\theta)](C_1 \sin A\Phi + C_2 \cos A\Phi);$$

$$\sigma_0 = \pm n \cdot \exp \theta (C_1 \cos A\Phi \mp C_2 \sin A\Phi) = \pm n \cdot [ch(\theta) + sh(\theta)](C_1 \cos A\Phi \mp C_2 \sin A\Phi)$$

при  $\theta_x = -A\Phi_y$ ,  $\theta_y = A\Phi_x$ ,  $\theta_{xx} + \theta_{yy} = 0$ ,  $A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} = 0$ .

Если в показателе экспоненты взят знак минус,  $\exp(-\theta)$ , тогда структура формул (20) несколько изменится:

$$\sigma_x = -\exp(-\theta)(C_1 \cos A\Phi - C_2 \sin A\Phi) + \sigma_0 = -[ch(\theta) - sh(\theta)](C_1 \cos A\Phi - C_2 \sin A\Phi) + \sigma_0;$$

$$\sigma_y = \exp(-\theta)(C_1 \cos A\Phi - C_2 \sin A\Phi) + \sigma_0 = [ch(\theta) - sh(\theta)](C_1 \cos A\Phi - C_2 \sin A\Phi) + \sigma_0;\quad (21)$$

$$\tau_{xy} = \exp(-\theta)(C_1 \sin A\Phi + C_2 \cos A\Phi) = [ch(\theta) - sh(\theta)](C_1 \sin A\Phi + C_2 \cos A\Phi);$$

$$\sigma_0 = \pm n \cdot \exp(-\theta)(C_1 \cos A\Phi \mp C_2 \sin A\Phi) = \pm n \cdot [ch(\theta) - sh(\theta)](C_1 \cos A\Phi \mp C_2 \sin A\Phi)$$

при  $\theta_x = A\Phi_y$ ,  $\theta_y = -A\Phi_x$ ,  $\theta_{xx} + \theta_{yy} = 0$ ,  $A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} = 0$ .

Как частный вариант, выражения (21) можно рассматривать как функцию напряжений и его можно привлечь для сравнительного анализа. Действительно, бигармоническое уравнение для плоской задачи можно представить:

$$\nabla^4 \varphi = \nabla^2 (\nabla^2 \varphi) = 0.$$

Как было показано выше:  $\nabla^2(\sigma_0) = 0$ .

Следовательно:  $\nabla^2[\nabla^2(\sigma_0)] = \nabla^2[0] = 0$ .

В работе [12] показаны решения плоской задачи при помощи тригонометрических рядов. Функция напряжений  $\varphi$  имеет вид:

$$\varphi = \sin(\alpha x) \cdot [C_3 \cdot ch(\alpha \cdot y) + C_4 \cdot sh(\alpha \cdot y) + C_5 \cdot y \cdot ch(\alpha \cdot y) + C_6 \cdot y \cdot sh(\alpha \cdot y)].\quad (22)$$

Приведем выражения (21) и (22) в сопоставимый вид, т. е.  $C_5 = C_6 = 0$ ,  $A\Phi = \alpha x$ ,  $\theta = \alpha y$ ,  $n = 1$ ,  $C_1 = 0$ ,  $C_2 = -1$ . Должны быть справедливы соотношения Коши-Римана и уравнения Лапласа, которые были получены настоящим решением:

$$\theta_x = -A\Phi_y, \theta_y = A\Phi_x, \theta_{xx} + \theta_{yy} = 0, A\Phi_{xx} + A\Phi_{yy} = 0.$$

Проверим выполнение указанных обобщений. Действительно  $\theta_x = 0$ ,  $A\Phi_y = 0$ ,  $\theta_y = \alpha$ ,  $A\Phi_x = \alpha$ . Тогда соотношения Коши-Римана для известного решения также имеют место  $\theta = -0$ ,  $\alpha = \alpha$ , т. е. полученные в работе [12] функции являются частным решением по отношению к (21). Это следует из того, что функции  $\alpha \cdot x$  и  $\alpha \cdot y$  являются простейшим решением уравнения Лапласа, которое допускает целый класс гармонических функций в различных сочетаниях. Аргумент функции не обязательно должны быть линейными и могут, зависеть одновременно от нескольких переменных. К примеру, более сложной функцией  $A\Phi$  является функция второго порядка:

$$A\Phi = \alpha \cdot x \cdot y.$$

Она удовлетворяет уравнению Лапласа и, через соотношение Коши-Римана, определяет вторую аргумент функцию  $\theta$ , вида:

$$\theta = -\frac{1}{2} \cdot \alpha \cdot (x^2 - y^2).$$

Сопоставляя решения (1), (2) и (20), (21), полученные одним методом (методом аргумент функций), следует отметить, что между ними существует достаточно очевидное соответствие. Используются одинаковые базовые функции, между аргумент функциями определены одни и те же дифференциальные соотношения Коши-Римана, показан одинаковый тип аргумент функций, удовлетворяющих уравнению Лапласа. Принципиальным отличием являются разные граничные условия, обеспечивающие решения упругой и пластической задач механики сплошной среды.

## ВЫВОДЫ

На базе методов аргумент функций и функций комплексной переменной показан новый подход решения плоской задачи теории упругости.

Показано соответствие решений плоской задачи теории упругости и пластичности.

Предложенные аналитические решения механики сплошной среды могут быть использованы при анализе напряженного состояния металла в очаге деформации, находящегося одновременно в двух состояниях упругом и пластичном.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ильюшин А. А. *Пластичность* / А. А. Ильюшин. – М. : ОГИЗ ГОСТЕХИЗДАТ, 1949. – 376 с.
2. Качанов Л. М. *Основы теории пластичности* / Л. М. Качанов. – М. : Наука, 1969. – 420 с.
3. Малинин М. М. *Прикладная теория пластичности и ползучести* / М. М. Малинин. – М. : Машиностроение, 1975. – 398 с.
4. Павлов И. М. *Теория прокатки* / И. М. Павлов. – М. : Металлургиздат, 1950. – 511 с.
5. Тарновский И. Я. *Деформации и усилия при обработке металлов давлением* / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганаго. – М. : Машигиз, 1953. – 304 с.
6. Чигиринский В. В. *Метод решения задач теории пластичности с использованием гармонических функций* / В. В. Чигиринский // *Изв. вузов. Черная металлургия*. – 2009. – № 5. – С. 11–16.
7. Чигиринский В. В. *О новых подходах решения задач теории пластичности* / В. В. Чигиринский // *Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов*. – Краматорск : ДГМА, 2009. – № 1 (20). – С. 41–49.
8. Chigurinski V. V. *The study of stressed and deformed metal state under condition of no uniform plastic medium flow* / V. V. Chigurinski // *Metalurgija*. – Zagreb. – 1999. – Vol. 38, Br. 1. – P. 31–37.
9. Chigirinsky V. V. *Development of dynamic model of transients in mechanical systems using argument-functions* / V. Chigirinsky, A. Putnoki // *Easten-European Journal of Technologies. Applied mechanics*. – 2017. – № 3/7(87). – P. 11–21.
10. *Производство тонкостенного проката специального назначения* / В. В. Чигиринский, Ю. С. Кресанов, А. Я. Качан и др. – Запорожье, 2014. – 285 с.

11. Безухов Н. И. *Основы теории упругости, пластичности и ползучести* / Н. И. Безухов. – 2-е изд., испр. и доп. – М. : Высш. шк., 1968. – 512 с.
12. Никифоров С. Н. *Теория упругости и пластичности* / С. Н. Никифоров. – М. : ГИЛСИ, 1955. – 284 с.
13. Тихонов А. Н. *Уравнения математической физики* / А. Н. Тихонов, А. А. Самарский. – М. : Изд-во МГУ, 1999. – 799 с.
14. Тимошенко С. П. *Теория упругости* / С. П. Тимошенко. – Л. : ОНТИ, 1934. – 451 с.
15. Мусхелишвили Н. И. *Некоторые основные задачи математической теории упругости* / Н. И. Мусхелишвили. – М. : Наука, 1966. – 547 с.

## REFERENCES

1. Il'jushin A. A. *Plastichnost'* / A. A. Il'jushin. – М. : OGIZ GOSTEHIZDAT, 1949. – 376 s.
2. Kachanov L. M. *Osnovy teorii plastichnosti* / L. M. Kachanov. – М. : Nauka, 1969. – 420 s.
3. Malinin M. M. *Prikladnaja teorija plastichnosti i polzuchesti* / M. M. Malinin. – М. : Mashino-stroenie, 1975. – 398 s.
4. Pavlov I. M. *Teorija prokatki* / I. M. Pavlov. – М. : Metallurgizdat, 1950. – 511 s.
5. Tarnovskij I. Ja. *Deformacii i usilija pri obrabotke metallov davleniem* / I. Ja. Tarnovskij, A. A. Pozdeev, O. A. Ganago. – М. : Mashgiz, 1953. – 304 s.
6. Chigirinskij V. V. *Metod reshenija zadach teorii plastichnosti s ispol'zovaniem garmonicheskikh funkcij* / V. V. Chigirinskij // *Izv. vuzov. Chernaja metallurgija*. – 2009. – № 5. – S. 11–16.
7. Chigirinskij V. V. *O novyh podhodah reshenija zadach teorii plastichnosti* / V. V. Chigirinskij // *Ob-rabotka materialov davleniem : sb. nauch. trudov*. – Kramatorsk : DGMA, 2009. – № 1 (20). – S. 41–49.
8. Chigurinski V. V. *The study of stressed and deformed metal state under condition of no uniform plastic medium flow* / V. V. Chigurinski // *Metalurgija*. – Zagreb. – 1999. – Vol. 38, Br. 1. – P. 31–37.
9. Chigirinsky V. V. *Development of dynamic model of transients in mechanical systems using argument-functions* / V. Chigirinsky, A. Putnoki // *Easten-European Journal of Technologies. Applied mechanics*. – 2017. – № 3/7(87). – P. 11–21.
10. *Proizvodstvo tonkostennogo prokata special'nogo naznachenija* / V. V. Chigirinskij, Ju. S. Kresanov, A. Ja. Kachan i dr. – Zaporozh'e, 2014. – 285 s.
11. Bezuhov N. I. *Osnovy teorii uprugosti, plastichnosti i polzuchesti* / N. I. Bezuhov. – 2-е изд., испр. и доп. – М. : Vyssh. shk., 1968. – 512 s.
12. Nikiforov S. N. *Teorija uprugosti i plastichnosti* / S. N. Nikiforov. – М. : GILSI, 1955. – 284 s.
13. Tihonov A. N. *Uravnenija matematicheskoy fiziki* / A. N. Tihonov, A. A. Samarskij. – М. : Izd-vo MGU, 1999. – 799 s.
14. Timoshenko S. P. *Teorija uprugosti* / S. P. Timoshenko. – L. : ONTI, 1934. – 451 s.
15. Mushelishvili N. I. *Nekotorye osnovnye zadachi matematicheskoy teorii uprugosti* / N. I. Mushelishvili. – М. : Nauka, 1966. – 547 s.

Чигиринский В. В. – д-р техн. наук, проф., пом. дир. ЧАО «КрКЗ»;

Науменко Е. Г. – ст. преп. НТУ «Днепровская политехника».

ЧАО «КрКЗ» – Частное акционерное общество «Кременчугский колесный завод», г. Кременчуг.

НТУ «Днепровская политехника» – Национальный технический университет «Днепровская политехника», г. Днепр.

E-mail: [val.chig1948@gmail.com](mailto:val.chig1948@gmail.com); [elenanaumenko1971@gmail.com](mailto:elenanaumenko1971@gmail.com).

Статья поступила в редакцию 11.03.2019 г.

УДК 531.01

Алюшин Ю. А.

**МЕХАНИЗМЫ СОБСТВЕННЫХ КОЛЕБАНИЙ В УПРУГИХ ТЕЛАХ**

Колебания играют значительную роль в природе и различных сферах деятельности человека. Они должны учитываться при расчете, изготовлении и эксплуатации строительных конструкций, транспортных систем, в машиностроении [1–3]. Технологические операции обработки давлением, как правило, связаны с затратами значительной энергии, сопровождаются возникновением больших усилий, которые могут приводить к колебаниям как инструмента, так и нагруженных элементов оборудования, в особенности с учетом стремления к повышению производительности за счет увеличения скоростей. Понимание механизма возникновения и развития собственных колебаний должно способствовать принятию правильных решений при проектировании инструмента и оборудования для предупреждения больших колебаний и, тем более, резонансных явлений.

Собственными называют колебания под действием внутренних сил при выводе системы из положения равновесия. Происходят они за счет первоначально сообщенной энергии из внешних источников без дополнительных воздействий в процессе их развития. Исследованию колебаний посвящено большое количество работ [4–6], рассмотрено многообразие их форм и причин возникновения, результаты имеют большое значение, в том числе в технических приложениях. За основу анализа принимают законы либо динамики, либо сохранения энергии, анализ обычно ограничивают формой и периодом колебаний.

Цели работы: провести анализ особенностей механизма собственных колебаний в упругих телах на основе энергетической модели механики [7–8].

Энергетическая модель предусматривает описание движения материальных частиц в форме Лагранжа:

$$x_i = x_i(\alpha_p, t), \quad (1)$$

где  $t$  – время,  $x_i \in (x, y, z)$  – текущие координаты (Эйлера);

$\alpha_p \in (\alpha, \beta, \gamma)$  – переменные Лагранжа, однозначно связанные с начальными координатами частиц. Они являются аргументами всех используемых в дальнейшем уравнений.

Для упругих тел энергия, как обобщенный скаляр различных видов движения, должна зависеть от инвариантов уравнений (1), включая модуль вектора скорости, а также 3 инварианта несимметричного тензора второго ранга:

$$x_{i,p} = \begin{pmatrix} x_\alpha & x_\beta & x_\gamma \\ y_\alpha & y_\beta & y_\gamma \\ z_\alpha & z_\beta & z_\gamma \end{pmatrix}, \quad (2)$$

компонентами которого являются частные производные  $x_{i,p} \equiv \partial x_i / \partial \alpha_p$  от переменных Эйлера  $x_i \in (x, y, z)$  по переменным Лагранжа  $\alpha_p \in (\alpha, \beta, \gamma)$ . Упругую деформацию частицы [9] определяет квадратичный инвариант тензора (2), равный сумме квадратов всех его элементов:

$$\Gamma_e^2 = x_\alpha^2 + y_\alpha^2 + z_\alpha^2 + x_\beta^2 + y_\beta^2 + z_\beta^2 + x_\gamma^2 + y_\gamma^2 + z_\gamma^2. \quad (3)$$

Правую часть можно записать через квадраты отношений длин ребер до  $\delta l_0$  и после  $\delta l$  деформации, первоначально ориентированных в направлении соответствующих осей:

$$l_p^2 = (\delta l / \delta l_0)_p^2 = x_p^2 + y_p^2 + z_p^2, \quad p \in (\alpha, \beta, \gamma),$$

тогда:

$$\Gamma_e^2 = l_\alpha^2 + l_\beta^2 + l_\gamma^2.$$

В исходном состоянии  $\Gamma_e^2 = 3$ , приобретенную за счет деформации энергию  $\delta E_{def}$  в объеме  $\delta V_0$  можно представить в виде суммы двух инвариантных слагаемых [8–9]:

$$\delta E_{def} = \kappa \delta V_0 (\Gamma_e^2 - 3) = \kappa \delta V_0 [3(e^2 - 1) + e_s] = \delta E_e + \delta E_s = \kappa \delta V_0 (e_e + e_s), \quad (4)$$

где  $\kappa$  – модуль упругости,  $e = (l_\alpha + l_\beta + l_\gamma) / 3$  – среднее значение отношений длин ребер бесконечно малого параллелепипеда до и после деформации.

В дальнейшем обозначения  $\delta E_i$  соответствуют энергии частицы с объемом  $\delta V_0$ ,  $e_i = \delta E_i / (\kappa \delta V_0)$  – безразмерные эквиваленты объемной плотности соответствующих видов энергии. В частности,  $e_{def} = \Gamma_e^2 - 3$  – безразмерный кинематический параметр объемной плотности энергии, приобретенной ( $e_{def} > 0$ ) или отданной ( $e_{def} < 0$ ) частицей при ее деформации, может быть представлен через другие безразмерные инварианты  $e_{def} = e_e + e_s$ . Параметр  $e_e = 3(e^2 - 1)$  соответствует части объемной плотности энергии деформации, ассоциируемой с усредненной длиной сторон бесконечно малой частицы, он может быть как положительным, так и отрицательным. Второе слагаемое  $e_s$  всегда положительно и совпадает с среднеквадратическим отклонением длин ребер параллелепипеда, первоначально ориентированного по осям координат наблюдателя, от их среднего значения  $e$ :

$$e_s = (l_\alpha - e)^2 + (l_\beta - e)^2 + (l_\gamma - e)^2. \quad (5)$$

Отношение объемов после  $\delta V$  и до деформации  $\delta V_0$  определяет кубический инвариант:

$$R = \delta V / \delta V_0 = |x_{i,p}|. \quad (6)$$

Из закона сохранения энергии и инвариантности ее по отношению к выбору системы отсчета скоростей [7–9] движение материальных частиц описывает дифференциальное уравнение:

$$x_i \left( \partial \tau_{px} / \partial \alpha_p - \rho_0 x_{it} \right) + y_i \left( \partial \tau_{py} / \partial \alpha_p - \rho_0 y_{it} \right) + z_i \left( \partial \tau_{pz} / \partial \alpha_p - \rho_0 z_{it} \right) = 0,$$

где  $x_{i,b}$ ,  $x_{i,tt}$  – компоненты скорости и ускорения в направлениях осей  $x_i$ ;

$\rho_0$  – плотность материала в исходном состоянии;

$\tau_{pi}$  – поверхностная плотность сил на гранях бесконечно малого параллелепипеда, нормаль к которым в исходном состоянии указывает первый нижний индекс, а направление напряжения – второй. По существу, это напряжения Кирхгофа для пространства переменных Лагранжа [9]. Если приравнять нулю каждую скобку, получим аналоги дифференциальных уравнений движения классической механики деформируемого твердого тела [1, 3].

В работе [10] показано, что, не вступая в противоречие с классической механикой твердого тела, для достоверного описания процессов деформации в упругой области достаточно одного модуля упругости  $\kappa$  и условия пропорциональности:

$$\tau_{pi} = 2\kappa x_{i,p}.$$

Тогда вместо предыдущего уравнения получаем:

$$x_i \left( \partial x_p / \partial \alpha_p - \mu^2 x_{it} \right) + y_i \left( \partial y_p / \partial \alpha_p - \mu^2 y_{it} \right) + z_i \left( \partial z_p / \partial \alpha_p - \mu^2 z_{it} \right) = 0, \quad (7)$$

где  $\mu^2 = \rho_0 / (2\kappa)$ , динамические уравнения преобразуются в уравнения Пуассона для каждой из функций (1):

$$\partial^2 x_i / \partial \alpha_p^2 = \mu^2 \partial^2 x_i / \partial t^2. \quad (8)$$

Применение системы (8) вместо уравнения (7) может привести к потере части возможных решений.

Для анализа продольных колебаний рассмотрим призматический стержень, концы которого закреплены в неподвижных массивах, не обменивающихся энергией с колеблющейся системой. Стержень подвергается внешнему воздействию с появлением деформаций, энергетически эквивалентных работе, произведенной внешними силами. В некоторый момент, который принимается за начало отсчета времени, внешнее воздействие прекращается, система стремится вернуться в исходное состояние, начинаются колебания с переходом упругой энергии в кинетическую и наоборот.

Совместим ось  $x$  с осью стержня, начало координат – с левым неподвижным торцом. Пренебрегая поперечными деформациями, систему (1) запишем в виде:

$$x(\alpha, t) = \alpha + u(\alpha, t), \quad y = \beta, \quad z = \gamma, \quad (9)$$

сечения остаются плоскими, перемещения  $u = x - \alpha$  происходят только вдоль оси стержня. Вместо (7) получим уравнение с одной неизвестной функцией:

$$\partial^2 x / \partial \alpha^2 = (\rho_0 / 2\kappa) x_{tt} = \mu^2 x_{tt},$$

которое с учетом производных:

$$x_{\alpha}(\alpha, t) = 1 + u_{\alpha}(\alpha, t), \quad x_{\alpha\alpha}(\alpha, t) = u_{\alpha\alpha}(\alpha, t), \quad x_t(\alpha, t) = u_t(\alpha, t), \quad x_{tt}(\alpha, t) = u_{tt}(\alpha, t),$$

преобразуется к виду:

$$u_{\alpha\alpha} = \mu^2 u_{tt} \quad \text{или} \quad u_{tt} = (1 / \mu^2) u_{\alpha\alpha} = \lambda^2 u_{\alpha\alpha}, \quad (10)$$

где:

$$\lambda^2 = 1 / \mu^2 = 2\kappa / \rho_0. \quad (11)$$

По форме уравнение (10) совпадает с используемыми в работах [1–5], но аргументами являются переменные Лагранжа. Принимая решение Даламбера [3], получаем:

$$u(\alpha, t) = \frac{p}{2} \left[ \sin\left(\pi \frac{\alpha - \lambda t}{L}\right) + \sin\left(\pi \frac{\alpha + \lambda t}{L}\right) \right] = p \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi \lambda t}{L}\right)$$

и система (9) принимает вид:

$$x(\alpha, t) = \alpha + p \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi \lambda t}{L}\right), \quad y = \beta, \quad z = \gamma. \quad (12)$$

Решение (12) согласовано с начальными:

$$x(\alpha, t=0) = \alpha + p \sin(\pi \alpha / L), \quad u_t(\alpha, t=0) = 0 \quad (13)$$

и граничными условия на торцах рассматриваемого стержня  $u(\alpha = 0, t) = 0$  и  $u(\alpha = L, t) = 0$ .

Принимая во внимание:

$$x_{\alpha} = 1 + \frac{\pi p}{L} \cos\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi \lambda t}{L}\right) = \frac{\delta V}{\delta V_0}, \quad (14)$$

для удельной энергии деформации (4) получаем:

$$\delta E_{def} = \kappa \left[ 2 \frac{\pi p}{L} \cos\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(-\pi \frac{\lambda t}{L}\right) + \left(\frac{\pi p}{L}\right)^2 \cos^2\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos^2\left(-\pi \frac{\lambda t}{L}\right) \right] \delta V_0. \quad (15)$$

Энергию деформации в объеме стержня  $V_0$  с площадью поперечного сечения  $S_0$  получим в результате интегрирования:

$$E_{def} = \kappa S_0 \int_0^L (\Gamma_e^2 - 3) \delta \alpha = \kappa S_0 \frac{\pi^2 p^2}{2L} \cos^2\left(-\pi \frac{\lambda t}{L}\right) = \frac{1}{2} \kappa V_0 \frac{\pi^2 p^2}{L^2} \cos^2\left(-\pi \frac{\lambda t}{L}\right). \quad (16)$$

Кинетическая энергия частиц в произвольном сечении с учетом (11):

$$\delta E_{kin} = \frac{1}{2} \rho_0 x_t^2 \delta V_0 = \kappa \delta V_0 \left(\frac{\pi p}{L}\right)^2 \sin^2\left(\frac{\pi \alpha}{L}\right) \sin^2\left(-\frac{\pi \lambda t}{L}\right) \quad (17)$$

для всего объема стержня составит:

$$E_{kin} = \frac{L}{4} S_0 \rho_0 \frac{\pi^2 p^2 \lambda^2}{L^2} \sin^2\left(-\frac{\pi \lambda t}{L}\right) = V_0 \kappa \frac{\pi^2 p^2}{2L^2} \sin^2\left(-\frac{\pi \lambda t}{L}\right). \quad (18)$$

Суммарная энергия:

$$E_{sum} = E_{def} + E_{kin} = V_0 \kappa \frac{\pi^2 p^2}{2L^2} \left[ \cos^2\left(-\pi \frac{\lambda t}{L}\right) + \sin^2\left(-\pi \frac{\lambda t}{L}\right) \right] = V_0 \kappa \frac{\pi^2 p^2}{2L^2}$$

не зависит от времени и совпадает с переданной системе (16) при  $t = 0$ .

Как отмечено выше, энергию упругой деформации (4) можно представить через компоненты тензора (2) в виде суммы составляющих, которые можно ассоциировать с изменением длин ребер частицы. Для продольных колебаний при:

$$e = (l_\alpha + l_\beta + l_\gamma) / 3 = 1 + \frac{\pi p}{3L} \cos\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi \lambda t}{L}\right),$$

$$e_e = 3(e^2 - 1) = \frac{1}{3} \left(\frac{\pi p}{L}\right)^2 \cos^2\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos^2\left(\frac{-\pi \lambda t}{L}\right) + \frac{2\pi p}{L} \cos\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi \lambda t}{L}\right) = e_{e1} + e_{e2},$$

$$e_s = \frac{2}{3} \left(\frac{\pi p}{L}\right)^2 \cos^2\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos^2\left(\frac{-\pi \lambda t}{L}\right) \quad (19)$$

удельная энергия  $e_e$  за счет второго слагаемого  $e_{e2}$  может менять знак, каждая частица в процессе колебаний претерпевает увеличение и уменьшение объема. Частицы с начальной координатой  $\alpha = L/2$  в процессе колебаний не деформируются. Наибольшие значения энергии деформации  $e_{def}$  приобретает на торцах стержня. Интегральные по объему значения:

$$E_e = \kappa \int_{V_0} e_e \delta V_0 = \kappa V_0 \frac{\pi^2 p^2}{6L^2} \cos^2\left(\frac{-\pi \lambda t}{L}\right), \quad E_s = \kappa V_0 \frac{\pi^2 p^2}{3L^2} \cos^2\left(\frac{-\pi \lambda t}{L}\right)$$

изменяются во времени по единому закону, энергия  $E_s$  всегда в 2 раза больше  $E_e$ . Суммарную энергию деформации определяет уравнение (16). Частота  $\nu$  и период  $T$  колебаний:

$$\nu = \frac{1}{T} = \frac{\lambda}{2L} = \frac{1}{L} \sqrt{\frac{\kappa}{2\rho_0}}, \quad T = \frac{2L}{\lambda} = 2\mu L = L \sqrt{\frac{2\rho_0}{\kappa}} \quad (20)$$

не отличаются от приведенных в других работах [1–5].

Для поперечных колебаний предположим, что координаты частиц по осям  $x$  и  $z$  не изменяются, а перемещения по оси  $y$  зависят от  $\alpha$  и  $t$ :

$$x(\alpha_p, t) = \alpha, \quad y(\alpha_p, t) = \beta + v(\alpha, t), \quad z(\alpha_p, t) = \gamma. \quad (21)$$



Как и в предыдущем случае, уравнение (7) преобразуется к виду (8) с одной неизвестной функцией для координаты  $u$  или вертикального перемещения  $v(\alpha, t)$ :

$$v_{tt}(\alpha, t) = \lambda^2 v_{\alpha\alpha}. \quad (22)$$

Этому уравнению, а также начальным и граничным условиям для скоростей и перемещений:

$$v(\alpha, t=0) = q \sin(\pi\alpha/L), \quad v_t(\alpha, t=0) = 0, \quad v(\alpha=0, t) = 0, \quad v(\alpha=L, t) = 0$$

удовлетворяет функция:

$$v(\alpha, t) = \frac{q}{2} \left[ \sin\left(\pi \frac{\alpha - \lambda t}{L}\right) + \sin\left(\pi \frac{\alpha + \lambda t}{L}\right) \right] = q \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right).$$

Система (21) принимает вид:

$$x(\alpha_p, t) = \alpha, \quad y(\alpha, t) = \beta + q \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right), \quad z(\alpha_p, t) = \gamma \quad (23)$$

с производными:

$$y_{\alpha\alpha}(\alpha, t) = -q \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right), \quad y_{tt}(\alpha, t) = -\frac{\pi^2 q \lambda^2}{L^2} \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right),$$

где  $q$  – максимальное смещение вдоль оси  $y$  в сечении  $\alpha = L/2$ . Скорости частиц:

$$v_t(\alpha, t) = \frac{\pi q \lambda}{L} \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \sin\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right) \quad (24)$$

на концах стержня равны 0, в начальный момент они отсутствуют по всей его длине. Деформация, в отличие от продольных колебаний, осуществляется за счет сдвигов  $y_\alpha$  в поперечных сечениях:

$$y_\alpha = q \frac{\pi}{L} \cos\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right). \quad (25)$$

При квадратичном инварианте тензора (2) для поперечных колебаний:

$$\Gamma_e^2 - 3 = e_{def} = y_\alpha^2(\alpha, t) = (\pi q / L)^2 \cos^2(\pi\alpha / L) \cos^2(-\pi\lambda t / L)$$

и локальной энергии деформации частиц (4):

$$\delta E_{def} = \kappa(\Gamma_e^2 - 3)\delta V_0 = \kappa\delta V_0 (\pi q / L)^2 \cos^2(\pi\alpha / L) \cos^2(-\pi\lambda t / L) \quad (26)$$

энергия на деформацию стержня составляет:

$$E_{def} = (1/2)\kappa V_0 (\pi q / L)^2 \cos^2(-\pi\lambda t / L). \quad (27)$$

Для кинетической энергии с учетом (11) и скорости (24):

$$\delta E_{kin} = \frac{1}{2} \rho_0 v_t^2 \delta V_0 = \frac{1}{2} \delta V_0 \rho_0 \left[ \frac{\pi q \lambda}{L} \sin\left(\frac{\pi\alpha}{L}\right) \sin\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right) \right]^2 \quad (28)$$

после интегрирования по объему получаем:

$$E_{kin} = \frac{L}{4} S_0 \rho_0 \frac{\pi^2 q^2 \lambda^2}{L^2} \sin^2\left(\frac{\pi\lambda t}{L}\right) = V_0 \kappa \frac{\pi^2 q^2}{2L^2} \sin^2\left(\frac{\pi\lambda t}{L}\right).$$

Суммарная кинетическая энергия и энергия деформации в объеме колеблющегося стержня:

$$E_{sum} = E_{def} + E_{kin} = S_0 \kappa \frac{\pi^2 q^2}{2L} \left[ \cos^2 \left( -\pi \frac{\lambda t}{L} \right) + \sin^2 \left( \pi \frac{\lambda t}{L} \right) \right] = \frac{1}{2} V_0 \kappa \left( \frac{\pi q}{L} \right)^2, \quad (29)$$

как и в случае продольных колебаний, совпадает с переданной в систему за счет внешнего воздействия в момент  $t = 0$  и не изменяется во времени, что свидетельствует о соблюдении закона сохранения энергии при отсутствии диссипативных процессов. Результат отличается от уравнения (18) для продольных колебаний лишь заменой направления смещения  $q$  вместо  $p$ , что отличает внешние воздействия в этих видах колебаний.

Локальная энергия бесконечно малых частиц с объёмом  $\delta V_0$  изменяется в соответствии с волновыми уравнениями (26) и (28), объём частиц сохраняется постоянным:

$$R = \delta V / \delta V_0 = 1. \quad (30)$$

Принимая во внимание квадраты отношений длин ребер бесконечно малого параллелепипеда, ориентированного в исходном состоянии по осям координат:

$$l_\alpha^2 = x_\alpha^2 + y_\alpha^2 + z_\alpha^2 = 1 + y_\alpha^2, \quad l_\beta^2 = 1, \quad l_\gamma^2 = 1,$$

для инвариантов, определяющих локальные характеристики энергии, получаем:

$$\begin{aligned} e_e = e_{e1} + e_{e2} &= +\frac{1}{3} \left( \frac{\pi q}{L} \right)^2 \cos^2 \left( \frac{\pi \alpha}{L} \right) \cos^2 \left( -\frac{\pi \lambda t}{L} \right) + \frac{4}{3} \left\{ \left[ 1 + \left( \frac{\pi q}{L} \right)^2 \cos^2 \left( \frac{\pi \alpha}{L} \right) \cos^2 \left( -\frac{\pi \lambda t}{L} \right) \right]^{1/2} - 1 \right\}, \\ e_s = e_{s1} + e_{s2} &= \frac{2}{3} \left( \frac{\pi q}{L} \right)^2 \cos^2 \left( \frac{\pi \alpha}{L} \right) \cos^2 \left( \frac{-\pi \lambda t}{L} \right) - \frac{4}{3} \left\{ \left[ 1 + \left( \frac{\pi q}{L} \right)^2 \cos^2 \left( \frac{\pi \alpha}{L} \right) \cos^2 \left( \frac{-\pi \lambda t}{L} \right) \right]^{1/2} - 1 \right\}, \\ \Gamma_e^2 - 3 = e_{def} = e_e + e_s &= \left( \frac{\pi q}{L} \right)^2 \cos^2 \left( \frac{\pi \alpha}{L} \right) \cos^2 \left( -\pi \frac{\lambda t}{L} \right). \end{aligned} \quad (31)$$

Интегралы по объёму типа  $\int \sqrt{a^2 + b^2 \cos^2 x} dx$  не выражаются через элементарные функции [12], но они не влияют как на локальные  $e_{def}$ , так и на интегральные  $E_{def}$  значения (27). Интересно отметить, что если ограничиться двумя членами разложения в ряд  $\sqrt{1+x} = 1 + 1/2x - 1/8x^2 + \dots$ , тогда:

$$\begin{aligned} e_e = e_{e1} + e_{e2} &= \left( \frac{\pi q}{L} \right)^2 \cos^2 \left( \frac{\pi \alpha}{L} \right) \cos^2 \left( -\frac{\pi \lambda t}{L} \right), \\ e_s = e_{s1} + e_{s2} &= \frac{2}{3} \left( \frac{\pi q}{L} \right)^2 \cos^2 \left( \frac{\pi \alpha}{L} \right) \cos^2 \left( \frac{-\pi \lambda t}{L} \right) - \frac{2}{3} \left( \frac{\pi q}{L} \right)^2 \cos^2 \left( \frac{\pi \alpha}{L} \right) \cos^2 \left( \frac{-\pi \lambda t}{L} \right) = 0 \end{aligned}$$

и результат (31) для  $e_{def}$  в любом случае остается неизменным. Формулы для периода и частоты колебаний совпадают с уравнениями (20) для продольных колебаний.

При крутильных колебаниях, в отличие от продольных и поперечных, возникают окружные и радиальные перемещения частиц. В связи с этим, даже при условии плоской деформации, в декартовой системе координат необходимо рассматривать два уравнения:

$$x = \alpha, \quad y = y(\beta, \gamma, t), \quad z = z(\beta, \gamma, t). \quad (32)$$

Уравнение (7) будет иметь 2 слагаемых для функций  $y(\beta, \gamma, t)$  и  $z(\beta, \gamma, t)$ . Чтобы упростить решение, по аналогии с предыдущими видами колебаний, воспользуемся системой двух дифференциальных уравнений (8) для искомых функций:

$$y_{\alpha\alpha} + y_{\beta\beta} + y_{\gamma\gamma} = \mu^2 y_{tt}, \quad z_{\alpha\alpha} + z_{\beta\beta} + z_{\gamma\gamma} = \mu^2 z_{tt}. \quad (33)$$

Представим уравнения для координат  $y$  и  $z$  в виде [9]:

$$x = \alpha, \quad y = \eta(\beta \cos \Delta\psi - \gamma \sin \Delta\psi), \quad z = \eta(\beta \sin \Delta\psi + \gamma \cos \Delta\psi), \quad (34)$$

где  $\eta = r/\rho$ ,  $r^2 = y^2 + z^2$ ,  $\rho^2 = \beta^2 + \gamma^2$  – отношение радиусов частицы в процессе колебаний к их исходному значению. Безразмерный радиус  $\eta$  зависит от положения частицы, угла поворота сечения, а также, возможно, от угловых скорости и ускорения вращения сечения. Деформация осуществляется за счет сдвигов и изменения объема:

$$R = \delta V / \delta V_0 = \eta^2.$$

Если ограничиться предположением:

$$\eta = \eta(\psi), \quad \eta_\alpha = \eta_\psi \psi_\alpha, \quad \eta_t = \eta_\psi \psi_t, \quad (35)$$

уравнения (33) принимают вид:

$$y[(\ln \eta)_\alpha^2 - \psi_\alpha^2] - z[\psi_{\alpha\alpha} + 2\psi_\alpha (\ln \eta)_\alpha] = \mu^2 y[(\ln \eta)_t^2 - \psi_t^2] - \mu^2 z[\psi_{tt} + 2\psi_t (\ln \eta)_t],$$

$$z[(\ln \eta)_\alpha^2 - \psi_\alpha^2] + y[\psi_{\alpha\alpha} + 2\psi_\alpha (\ln \eta)_\alpha] = \mu^2 z[(\ln \eta)_t^2 - \psi_t^2] + \mu^2 y[\psi_{tt} + 2\psi_t (\ln \eta)_t].$$

Возводя в квадрат и суммируя левые и правые части, получаем уравнение 4 степени для функций  $\psi(\alpha, t)$  и  $\eta(\psi)$ :

$$(\eta_\psi / \eta)^4 \xi + 2(\eta_\psi / \eta)^2 \xi + 4(\eta_\psi / \eta)(\psi_{\alpha\alpha} \psi_\alpha^2 + \mu^4 \psi_{tt} \psi_t^2) + \xi + \psi_{\alpha\alpha}^2 - \mu^4 \psi_{tt}^2 = 0, \quad (36)$$

где  $\xi = \psi_\alpha^4 - \mu^4 \psi_t^4$ . Если пренебречь изменением радиальной координаты и принять:

$$\eta = 1 = const, \quad (37)$$

уравнение (36) сводится к условию для  $\psi(\alpha, t)$

$$\psi_\alpha^4 + \psi_{\alpha\alpha}^2 = \mu^4 \psi_t^4 + \mu^4 \psi_{tt}^2. \quad (38)$$

Решение  $\psi(\alpha, t) = C \sin(\alpha \pm qt)$  обращает уравнение (38) в тождество, но оно не согласуется с начальными и граничными условиями:

$$\psi(\alpha, t=0) = \theta \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right), \quad \psi(\alpha=L/2, t=0) = \theta, \quad \psi_t(\alpha, t=0) = 0,$$

$$\psi(\alpha=0, t) = 0, \quad \psi(\alpha=L, t) = 0. \quad (39)$$

В дополнение к (37) можно принять  $\psi_\alpha^4 - \mu^4 \psi_t^4 = 0$  и тогда для искомой функции  $\psi = \psi(\alpha, t)$  получаем уравнение, подобное рассмотренным в предыдущих вариантах колебаний:

$$\psi_{\alpha\alpha}^2 - \mu^4 \psi_{tt}^2 = 0. \quad (40)$$

Предположение (37) позволяет использовать вместо уравнений (32) соотношения для абсолютно твердого тела:

$$x = \alpha, \quad y = \beta \cos \Delta\psi - \gamma \sin \Delta\psi, \quad z = \beta \sin \Delta\psi + \gamma \cos \Delta\psi, \quad (41)$$

с функцией  $\psi(\alpha, t)$  и производными:

$$\psi(\alpha, t) = \frac{\theta}{2} \left[ \sin\left(\pi \frac{\alpha - \lambda t}{L}\right) + \sin\left(\pi \frac{\alpha + \lambda t}{L}\right) \right] = \theta \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi \lambda t}{L}\right), \quad (42)$$

$$\begin{aligned} \psi_\alpha(\alpha, t) &= \theta \frac{\pi}{L} \cos\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right), & \psi_t(\alpha, t) &= \theta \frac{\pi\lambda}{L} \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \sin\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right), \\ \psi_{\alpha\alpha}(\alpha, t) &= -\theta \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right), & \psi_{tt}(\alpha, t) &= -\theta \left(\frac{\pi\lambda}{L}\right)^2 \sin\left(\pi \frac{\alpha}{L}\right) \cos\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right), \end{aligned}$$

где  $\theta$  – угол поворота сечения с координатой  $\alpha = L/2$  при  $t = 0$ . При этом граничные и начальные условия (39), а также (33) выполняются.

Особо отметим, что полученное решение удовлетворяет не только системе (8), но и более общему уравнению (7), причем в последнем случае, с учетом (41) и (42), должно быть выполнено только условие (40) в упрощенном виде:

$$\psi_{\alpha\alpha} - \mu^2 \psi_{tt} = 0.$$

Это можно рассматривать как дополнительный аргумент о приемлемости полученного решения для анализа энергетических особенностей свободных крутильных колебаний.

Принимая во внимание выражения для тензора (2):

$$x_{i,p} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ -\psi_\alpha z & \cos \Delta\psi & -\sin \Delta\psi \\ \psi_\alpha y & \sin \Delta\psi & \cos \Delta\psi \end{pmatrix},$$

находим значение квадратичного инварианта, удельной энергии упругой деформации и кинетической энергии частиц:

$$\begin{aligned} \Gamma_e^2 &= l_\alpha^2 + l_\beta^2 + l_\gamma^2 = 3 + y_\alpha^2 + z_\alpha^2 = 3 + \psi_\alpha^2 r^2, \\ \delta E_{def} &= \kappa \delta V_0 \psi_\alpha^2 r^2 = \kappa \delta V_0 \pi^2 \theta^2 \left(\frac{r}{L}\right)^2 \cos^2\left(\frac{\pi\alpha}{L}\right) \cos^2\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right), \\ \delta E_{kin} &= \kappa \mu^2 \delta V_0 \psi_t^2 r^2 = \kappa \delta V_0 \theta^2 \pi^2 \left(\frac{r}{L}\right)^2 \sin^2\left(\frac{\pi\alpha}{L}\right) \sin^2\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right), \end{aligned}$$

которые зависят от радиуса частиц. Интегральные по объёму значения энергий:

$$E_{def} = \kappa V_0 \pi^2 \theta^2 \frac{R^2}{4L^2} \cos^2\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right), \quad E_{kin} = \kappa V_0 \theta^2 \pi^2 \frac{R^2}{4L^2} \sin^2\left(\frac{-\pi\lambda t}{L}\right)$$

в сумме соответствуют закону сохранения энергии в объеме колеблющегося стержня и совпадают с работой внешних сил, переданной телу к моменту начала колебаний:

$$E_{sum} = E_{def} + E_{kin} = \kappa V_0 \theta^2 \pi^2 (R^2 / 4L^2). \tag{43}$$

В соответствии с уравнениями (41), как и в случае поперечных колебаний, упругая деформация осуществляется за счет сдвигов, объём материальных частиц и плотность материала, остаются неизменными, независимо от величины угла поворота  $\psi$ . Локальные характеристики для расчета составляющих энергии  $e_v$  и  $e_f$  близки к рассмотренным выше для поперечных колебаний:

$$\begin{aligned} l_\alpha^2 &= 1 + y_\alpha^2 + z_\alpha^2 = 1 + \psi_\alpha^2 r^2, & l_\beta &= l_\gamma = 1, & e &= \frac{2}{3} + \frac{1}{3} \sqrt{1 + \psi_\alpha^2 r^2}, \\ 3e^2 &= \frac{5}{3} + \frac{4}{3} \sqrt{1 + \psi_\alpha^2 r^2} + \frac{1}{3} \psi_\alpha^2 r^2, & \Gamma_e^2 &= 3 + y_\alpha^2 + z_\alpha^2 = 3 + \psi_\alpha^2 r^2, \\ e_e &= 3(e^2 - 1) = \frac{1}{3} \psi_\alpha^2 r^2 + \frac{4}{3} \left(\sqrt{1 + \psi_\alpha^2 r^2} - 1\right) = e_{e1} + e_{e2}, \end{aligned} \tag{44}$$

$$e_s = \frac{2}{3} \psi_\alpha^2 r^2 + \frac{4}{3} \left( 1 - \sqrt{1 + \psi_\alpha^2 r^2} \right) = e_{s1} + e_{s2},$$

$$e_{def} = e_e + e_s = \psi_\alpha^2 r^2 = \theta^2 \pi^2 \left( \frac{r}{L} \right)^2 \cos^2 \left( \pi \frac{\alpha}{L} \right) \cos^2 \left( -\pi \frac{\lambda t}{L} \right).$$

Интегралы по объему для слагаемых с квадратными корнями, как и в случае поперечных колебаний, не влияют на локальные и интегральные значения энергии упругой деформации. Период и частоту колебаний определяют уравнения (20), как и для других видов рассмотренных свободных колебаний.

Приведенные выше соотношения отображают особенности энергетических состояний колеблющихся упругих тел, а также возможные механизмы преобразования энергии частиц, в том числе с учетом их исходного состояния. Как при колебаниях материальных точек или абсолютно твердых тел [13–14],  $E_{kin}$  и  $E_{def}$  изменяются с удвоенной частотой по сравнению с колебаниями тела по уравнениям (20), переход интегральной по объему упругой энергии  $E_{def}$  в кинетическую  $E_{kin}$  и обратно происходит в 2 раза чаще, чем сами колебания. Суммарные значения  $E_{sum} = E_{def} + E_{kin}$  остаются постоянными. На период и частоту собственных колебаний упругого тела для одномерных колебаний не влияет амплитуда и переданная из внешнего источника энергия. За счет диссипативных процессов энергия в системе и амплитуда уменьшаются, колебания затухают, но собственная частота остается прежней.

Особый интерес представляют изменения локальных кинематических эквивалентов энергии. Структура инвариантов (19), (31) и (44) предусматривает возможность выделения для каждой частицы упругого тела дополнительных видов энергии  $e_{e1}$  и  $e_{s1}$ , которые влияют на интегральные значения энергии  $E_{def}$ , а также  $e_{e2}$  и  $e_{s2}$ , которые не влияют на  $E_{def}$ .

В классической механике деформируемого твердого тела принято различать составляющие энергии деформации, связанные с изменением объема и формы частиц [3, 5]. Исходя из структуры формулы для общей упругой энергии деформации (4), эти термины следует связывать с составляющими  $e_e$  и  $e_s$ . Но при отсутствии фактического изменения объема для поперечных и крутильных колебаний составляющие энергии  $e_e$  не равны 0 и соизмеримы с  $e_s$ . Поэтому упомянутые термины в данной работе не использованы. Из приведенных уравнений следует, что часть энергии частиц идет на взаимодействие с окружающими, изменяя упругую и кинетическую энергию механической системы. Другая часть может допускать изменение внутри самой частицы, например, переход энергии из  $e_e$  в энергию  $e_s$  без изменения интегральной по объему  $E_{def}$ . К ним, в частности, относятся вторые слагаемые  $e_{e2}$  и  $e_{s2}$  для поперечных и крутильных колебаний.

Во всех трех видах колебаний предполагалось, что внешнее воздействие передается через центральное сечение и во всех трех случаях частицы в этих сечениях не меняют форму и объем, изменяется только их кинетическая энергия. Это объясняется асимметрией деформированного состояния. Наибольшие значения ( $e_{s1} > e_{e1}$ ) наблюдаются в опорных сечениях на контакте с недеформируемыми плитами, где кинетическая энергия отсутствует.

Изменение объема частиц в соответствии с уравнением (6) отмечено только при продольных колебаниях, когда частота изменения  $e_{e2}$  совпадает с частотой собственных колебаний стержня, а частота  $e_{e1}$ ,  $e_s$ ,  $e_{kin}$ ,  $E_{def}$  и  $E_{kin}$  в 2 раза больше. Как следует из уравнений (14) и (19), безразмерный кинематический параметр  $e_{e2}$  определяет удвоенное относительное изменение объема частицы:

$$e_{e2} = \frac{2\pi p}{L} \cos \left( \pi \frac{\alpha}{L} \right) \cos \left( \frac{-\pi \lambda t}{L} \right) = 2 \left( \frac{\delta V}{\delta V_0} - 1 \right) = 2 \left( \frac{\delta V - \delta V_0}{\delta V_0} \right) = 2 \left( \frac{\Delta \delta V}{\delta V_0} \right).$$

После умножения на модуль упругости, в соответствии с законом упругого изменения объема [2–3], должны получить среднее напряжение. Но для случая продольных колебаний уравнение (14) определяет часть объемной плотности энергии деформации, связанной с изменением объема. Парадокс может быть устранен, если рассматривать среднее напряжение как объемную плотность энергии, как это предусмотрено в энергетической модели

механики [7–8]. Причем выбор шкалы среднего напряжения допускает 2 варианта [11]: считать в исходном состоянии  $\sigma_0 = 0$  или  $\sigma_0 = 2\kappa$ . Именно второе предположение является основанием для дифференциальных уравнений (7) и (8).

Важно отметить, что связанная с  $e_{e2}$  энергия не влияет на интегральное по объему значение  $E_{def}$ . Иначе говоря, изменение объема частиц при продольных колебаниях не требует работы внешних сил и происходит за счет внутренних ресурсов. Представление энергии деформации (4) в виде двух инвариантных слагаемых  $e_e$  и  $e_s$  допускает возможность перехода части энергии из  $e_e$  в  $e_s$  и наоборот без изменения энергии деформации  $\delta E_{def}$ . Использование внутренних источников для изменения объема или формы частиц системы без дополнительной энергии внешних сил является основой резонанса.

Для поперечных и крутильных колебаний величины  $e_{e2}$  и  $e_{s2}$  равны между собой, поэтому они не влияют как на локальные  $\delta E_{def}$  (26) и (44), так и на интегральные значения  $E_{def}$  (28), которые, в свою очередь, зависят только от  $e_{e1}$  и  $e_{s1}$ , амплитуды колебания и размеров стержня. За счет малости отношения  $q/L$  или  $\theta/L$  вторые слагаемые в подкоренных выражениях существенно меньше 1, безразмерные значения  $e_{e2}$  и  $e_{s2}$  не зависят от амплитуды колебаний и положения частицы в теле стержня, приближаясь к 0. Это отличает поперечные и крутильные колебания от продольных, когда не влияющая на интегральное значение энергии  $E_{def}$  составляющая  $e_{e2}$  на несколько порядков превышает  $e_{e1}$  и  $e_{def}$ .

Для пояснения смысла составляющих энергии  $e_{e2}$  и  $e_{s2}$  при поперечных и крутильных колебаниях, воспользуемся аналогией с колебанием маятника, поведение которого определяет закон сохранения энергии с изменением кинетической и потенциальной энергии. Не нарушая этого закона, шарик может вращаться относительно оси, совпадающей с направлением нити, и это вращение будет характеризовать соответствующая энергия, которая не входит в энергетический баланс колебания маятника, так как характеризует движение, не влияющее на энергию шарика в основном его колебании.

Иными словами, составляющие энергии  $e_{e2}$  и  $e_{s2}$  могут приводить к изменению геометрических параметров частиц без изменения их энергетического состояния ( $e_{e2} + e_{s2} = 0$ ) по аналогии со свободными колебаниями упругих тел, когда, как показано выше, меняется геометрическая структура тела без изменения интегрального по объему значения энергии.

## ВЫВОДЫ

Рассмотрена энергетически изолированная система в виде упругого стержня, закрепленного между двумя абсолютно твердыми опорами. На основе энергетической модели механики получено распределение по объему и изменение во времени составляющих упругой и кинетической энергии для основных форм продольных, поперечных и крутильных колебаний. На основе анализа структуры кинематических инвариантов, ассоциируемых с энергией, получены уравнения для расчета 8 видов локальной энергии для участвующих в колебаниях частиц упругого тела.

Показано, что, по аналогии с собственными колебаниями упругих тел, когда изменение геометрической структуры происходит без притока энергии через внешние границы системы, возможны изменения в отдельных объемах за счет внутренних источников энергии. Высказано предположение, что влияющие на интегральные по объему части энергии обеспечивают выполнение закона сохранения, а не влияющие на  $E_{def}$  обеспечивают выполнение дифференциальных уравнений движения (7) или (8).

Полученные результаты, в том числе по периоду и частотам колебаний, выполнению закона сохранения для интегральных по объему значений кинетической и упругой энергии, в дополнение к известным решениям для абсолютно твердых и деформируемых тел [8–9], можно рассматривать как дополнительные аргументы правомерности применения энергетической модели для решения различных задач механики.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тимошенко С. П. *Колебания в инженерном деле* / С. П. Тимошенко. – М. : Физматгиз, 1959. – 440 с.
2. Пановко Я. Г. *Устойчивость и колебания упругих систем. Современные концепции, парадоксы и ошибки* / Я. Г. Пановко, И. И. Губанова. – М. : Наука, 2007. – 352 с.
3. Ильин М. М. – *Теория колебаний* / М. М. Ильин, К. С. Колесников, Ю. С. Саратов. – М. : Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2003. – 272 с.
4. Смирнов М. М. *Дифференциальные уравнения в частных производных второго порядка* / М. М. Смирнов. – М. : Наука, 1964. – 206 с.
5. Бидерман В. Л. *Теория механических колебаний* / В. Л. Бидерман. – М. : Высшая школа, 1980. – 408 с.
6. *Вибрации в технике. Т. 1. Колебания линейных систем* / под ред. В. В. Болотина. – М. : Машиностроение, 1978. – 352 с.
7. Алюшин Ю. А. *Новая концепция в механике на основе понятий пространство, время и энергия* / Ю. А. Алюшин // *Физическая мезомеханика*. – 2018. – 21 (3). – Стр. 59–69.
8. Алюшин Ю. А. *Энергетические основы механики* / Ю. А. Алюшин. – Lambert Academic Publishing, 2016. – 281 с.
9. Алюшин Ю. А. *Механика твердого тела в переменных Лагранжа : учеб. пособ. для вузов* / Ю. А. Алюшин. – М. : Машиностроение, 2012. – 192 с.
10. Алюшин Ю. А. *Определяющие соотношения при лагранжевом описании обратимой и необратимой деформации* / Ю. А. Алюшин // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. – 2007. – № 5. – С. 47–56.
11. Алюшин Ю. А. *Энергетическая шкала средних напряжений и физические свойства металлов в области обратимых и необратимых деформаций* / Ю. А. Алюшин // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. – 2010. – № 3. – С. 95–104.
12. Градштейн И. С. *Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений* / И. С. Градштейн, И. М. Рыжик. – М. : Физматгиз, 1962. – 1100 с.
13. Белл Дж. Ф. *Экспериментальные основы механики деформируемых твердых тел* / Дж. Ф. Белл. – М. : Наука, 1984. – 596 с.
14. Хайкин С. Э. *Физические основы механики* / С. Э. Хайкин. – М. : Физматгиз, 1963. – 772 с.

## REFERENCES

1. Timoshenko S. P. *Kolebanija v inzhenernom dele* / S. P. Timoshenko. – M. : Fizmatgiz, 1959. – 440 s.
2. Panovko Ja. G. *Ustojchivost' i kolebanija uprugih sistem. Sovremennye koncepcii, paradoksy i oshibki* / Ja. G. Panovko, I. I. Gubanova. – M. : Nauka, 2007. – 352 s.
3. Il'in M. M. – *Teorija kolebanij* / M. M. Il'in, K. S. Kolesnikov, Ju. S. Saratov. – M. : Izd-vo MGTU im. N. Je. Baumana, 2003. – 272 s.
4. Smirnov M. M. *Differencial'nye uravnenija v chastnyh proizvodnyh vtorogo porjadka* / M. M. Smirnov. – M. : Nauka, 1964. – 206 s.
5. Biderman V. L. *Teorija mehanicheskikh kolebanij* / V. L. Biderman. – M. : Vysshaja shkola, 1980. – 408 s.
6. *Vibracii v tehnike. T. 1. Kolebanija linejnyh sistem* / pod red. V. V. Bolotina. – M. : Mashinostro-enie, 1978. – 352 s.
7. Aljushin Ju. A. *Novaja koncepcija v mehanike na osnove ponjatij prostranstvo, vremja i jenergija* / Ju. A. Aljushin // *Fizicheskaja mezomehanika*. – 2018. – 21 (3). – Str. 59–69.
8. Aljushin Ju. A. *Jenergeticheskie osnovy mehaniki* / Ju. A. Aljushin. – Lambert Academic Publishing, 2016. – 281 s.
9. Aljushin Ju. A. *Mehanika tverdogo tela v peremennyh Lagranzha : ucheb. posob. dlja vuzov* / Ju. A. Aljushin. – M. : Mashinostroenie, 2012. – 192 s.
10. Aljushin Ju. A. *Opredelajushhie sootnoshenija pri lagranzhevom opisanii obratimoi i neobratimoi deformacii* / Ju. A. Aljushin // *Problemy mashinostroenija i nadezhnosti mashin*. – 2007. – № 5. – S. 47–56.
11. Aljushin Ju. A. *Jenergeticheskaja shkala srednih naprjazhenij i fizicheskie svojstva metallov v ob-lasti obratimyh i neobratimyh deformacij* / Ju. A. Aljushin // *Problemy mashinostroenija i nadezhnosti mashin*. – 2010. – № 3. – S. 95–104.
12. Gradshitejn I. S. *Tablicy integralov, summ, rjadov i proizvedenij* / I. S. Gradshitejn, I. M. Ryzhik. – M. : Fizmatgiz, 1962. – 1100 s.
13. Bell Dzh. F. *Jeksperimental'nye osnovy mehaniki deformiruemyh tverdyh tel* / Dzh. F. Bell. – M. : Nauka, 1984. – 596 s.
14. Hajkin S. Je. *Fizicheskie osnovy mehaniki* / S. Je. Hajkin. – M. : Fizmatgiz, 1963. – 772 s.

Алюшин Ю. А. – д-р техн. наук, проф. НИТУ «МИСиС».

НИТУ «МИСиС» – Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», г. Москва, РФ.

E-mail: [alyushin7@gmail.com](mailto:alyushin7@gmail.com)

Статья поступила в редакцию 25.02.2019 г.

УДК 621.777.04

Алієва Л. І.  
Алієв І. С.  
Грудкіна Н. С.  
Малій Х. В.

## МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ КОМБІНОВАНОГО РАДІАЛЬНО-ЗВОРОТНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ ДЕТАЛЕЙ З ФЛАНЦЕМ

Стрижневі деталі з фланцем і осьовим відростком є досить поширеними в приладотехнічній машинобудівній технології. Поширеною і освоєною технологією отримання деталей такого типу є багатоперехідна висадка, а також радіальне або пряме видавлювання, доповнене, як правило, операцією висадки (осадки) фланця [1–3].

Процеси холодного деформування характеризуються високими питомими і повними зусиллями на інструмент, що знижують його стійкість і стабільність процесу [1, 3]. Способи деформування, що спрямовані для зниження цих обмежень, передбачають створення більш сприятливих для силового режиму різноманітних схем напружено-деформованого стану, зменшення площі контакту активного деформуючого інструменту із заготовкою, зниження навантажень на інструмент за рахунок забезпечення більшого ступеня свободи витікання металу або розвиненої радіальної течії (роздачі металу) [3]. Комбінування схем поздовжнього і радіального видавлювання може бути методом створення більш складних способів деформування, які можуть дозволити виготовити за одну операцію порожнисті і суцільні деталі з фланцями або відростками, або більш складних просторових конфігурацій [4]. При цьому в залежності від типорозміру виробів і мети суміщення простих схем деформування можливе застосування того чи іншого поєднання простих схем видавлювання.

Для складнопрофільованих багатоступеневих деталей з фланцем більш продуктивною представляється технологія комбінованого видавлювання, що поєднує способи поперечного радіального і поздовжнього (зворотного або прямого) видавлювання [4–6]. На рис. 1 представлені способи штампування стрижневих деталей з фланцем. Схеми 1 і 2 об'єднують способи деформування з переважним прямим видавлюванням осьового відростка, а схеми 3 і 4 об'єднують способи з радіально-зворотним видавлюванням деталі. Способи радіально-прямого видавлювання доцільно застосовувати при роз'єднаному розташуванні корпусу і відростка, а способи радіально-зворотного видавлювання – при односторонньому розташуванні корпусу і відростка відносно фланця.

У попередніх дослідженнях відзначена особливість положення фланця і його роль в комбінованому процесі, де в одному осередку деформації поєднуються радіальне видавлювання фланця і пряме видавлювання відростка [3, 4]. Фланець, який вже сформований, може грати роль застійної зони, щодо якої метал продовжує інтенсивно переміщатися в прямому напрямку. Це призводить до відділення фланця по лініях максимального зсуву через вичерпання ресурсу пластичності металу.

Цього недоліку позбавлений менш вивчений спосіб радіально-зворотного видавлювання деталей, в якому, з одного торця заготовки видавлюють фланець, а з протилежного торця – осьовий відросток або порожнистий стрижень. Попередні експериментальні і теоретичні дослідження даного способу показують перспективні можливості процесу для отримання якісних деталей з легкодеформуючих матеріалів [2, 7, 8]. Обмеження може бути пов'язано з необхідністю використання полого пуансона, який повинен бути досить надійним при обробці металу в холодному стані.

Метою даного дослідження є оцінка технологічних режимів способу радіально-зворотного видавлювання і можливостей формоутворення стрижневих деталей з осьовим відростком і фланцем в суміщеному процесі.



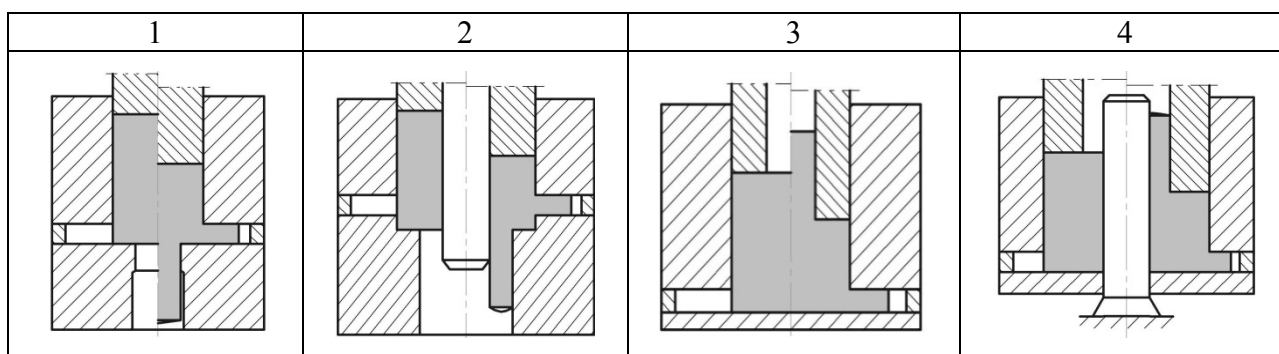


Рис. 1. Схеми радіально-поздовжнього видавлювання

Типові представники (рис. 2, а) стрижневих деталей з фланцем містять три основні частини: фланець з найбільшим діаметром  $D_1$  та товщиною  $h$ , корпус деталі з середнім діаметром  $D_0(2R_0)$  та висотою  $H$  та осьовий стрижень з діаметром  $d(2R)$  та довжиною  $l$ . У найбільш простому випадку виродження корпусу і його злиття з фланцем ми отримуємо деталь типу клапана або гвинта.

Для теоретичного аналізу силового режиму обраний енергетичний метод верхньої оцінки, заснований на балансу потужностей на кінематично можливих швидкостях переміщень [9–11]. Кінематичне можливі поля швидкостей (КМПШ) задаються на підставі попередньо проведених експериментальних досліджень і аналізу особливостей течії металу.

Особливістю схеми радіально-зворотного видавлювання є те, що коли стрижень і фланець розташовані по різні сторони відносно корпусу деталі, осередок інтенсивного деформування є роз'єднаний, сформований з двох автономних осередків зворотного та радіального видавлювання металу (рис. 2, б). Роз'єднаний осередок деформування утворюється при видавлюванні відносно високих заготовок з співвідношенням висоти заготовки до її діаметру  $H_0/D > 1,5$ .

Для осесиметричних кінематичних елементів з прямокутним поперечним перерізом найбільш проста схема побудови КМПШ заснована на припущенні про паралельну течію металу. Якщо складові швидкості уздовж кожного координатного напрямку не залежать від координат за іншими напрямками, тобто  $v_z = v_z(z)$ , то компоненти швидкості в загальному вигляді можна визначити за формулами [11]:

$$v_z = C_1 z + C_2; v_r = -0,5 C_1 r + \frac{C_3}{r}; v_\theta = 0, \quad (1)$$

де  $C_1$ ,  $C_2$  і  $C_3$  – довільні постійні.

Постійні визначають виходячи з кінематичних граничних умов в швидкостях і умов безперервності нормальної складової швидкості на поверхні розриву швидкості.

Підстановка встановлених заздалегідь постійних інтегрування  $C_1$ ,  $C_2$  і  $C_3$  з урахуванням кінематичних граничних умов (КГУ) дозволило отримати КМПШ для осесиметричних координатних модулів (табл. 1). Дані КМПШ не викликають складнощів в розрахунках і мають властивість вбудовуваності в більш складні схеми, будучи їх елементами.

Порядок розрахунку приведених тисків представлено в методиці застосування енергетичного методу верхньої оцінки (ЕМВО) [9–11],

Формула для обчислення приведенного тиску  $\bar{p}_1$ , що витрачено окремо для зворотного видавлювання відростку радіусом  $R$ , може бути отримана енергетичним методом.

$$\pi(R_0^2 - R^2)V_0\bar{p}_1\sigma_s = N_{o2} + N_{o3} + N_{c2-3} + 2N_{c3-4} + N_{c7-2} + N_{t1-4} + N_{t0-2} + N_{t1-2}. \quad (2)$$

Обидві частини рівняння балансу потужностей ділимо на множник  $\pi(R_0^2 - R^2) \cdot V_0$ , потім на  $\sigma_s$  і отримаємо приведений тиск  $\bar{p}_1$  на торці пуансона, а якщо, використовуючи інверсію, обчислимо  $\bar{q}$  прямого (знизу доверху) видавлювання стрижня з виразу:

$$\bar{q} = \bar{p}_1 \cdot \frac{R_0^2 - R^2}{R_0^2}. \tag{3}$$

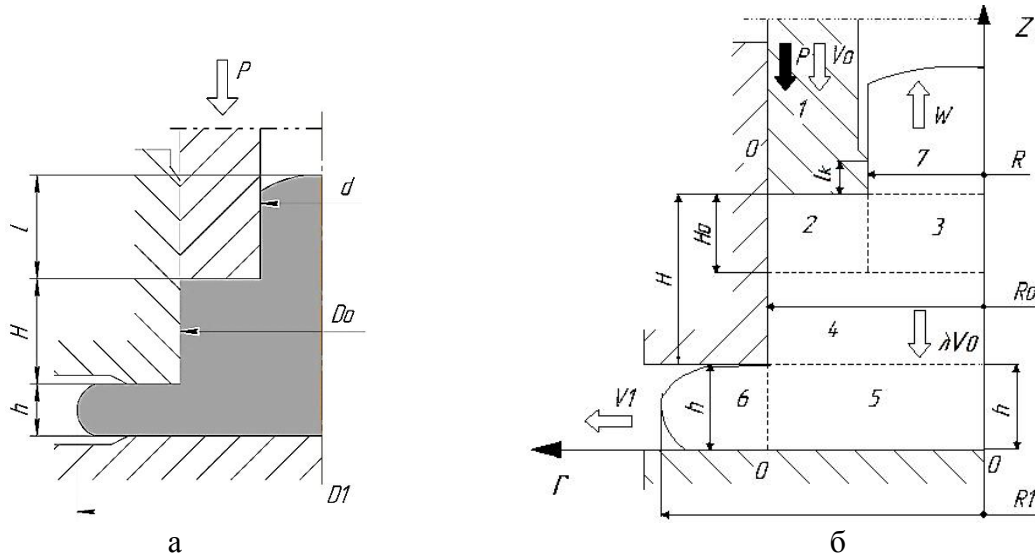


Рис. 2. Технологічна (а) і розрахункова (б) схеми процесу радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей

Приведений тиск  $\bar{q}$  можна також отримати і з рівняння балансу (2), розділивши обидві частини на множник  $\pi R_0^2 \cdot V_0 \cdot \sigma_s \cdot \bar{q} = \bar{p}_1 \cdot (1 - m^2)$ , де  $m = R / R_0$ .

Згідно з методикою модульного підходу [12] для модулів з паралельною течією металу можна використати отримані рівняння для приведених тисків деформування, зрізу та тертя для деяких кінематичних модулів (табл. 1). Перевірка властивості інверсії напрямку векторів швидкості течії показала, що ці модулі мають властивість інверсії. Це доведено висновком формул для приведенного тиску.

Для зони 2 приймаємо залежності модулю A2 (з течією до центру), а для зони 3 – модулю С6 (див. табл. 1). Оскільки на границі 2–3 вектори швидкості  $v_z$  спрямовані у протилежні сторони приведені тиски зрізу на цій поверхні складаються:  $\Delta \bar{p}_{c2-3} = \Delta \bar{p}_3 + \Delta \bar{p}_4$ . На границях зон 3 і 4, 3 і 7 витрати на зріз однакові (коефіцієнт тертя при цьому дорівнює  $\mu_s = 0,5$ ).

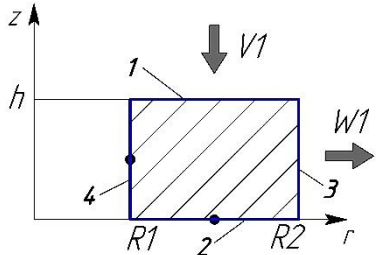
В результаті підбору складових приведених тисків отримаємо:

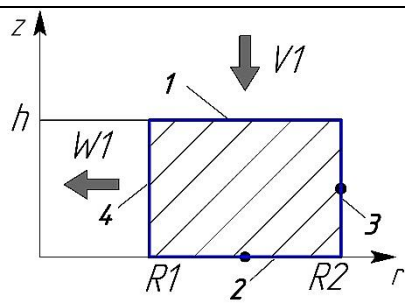
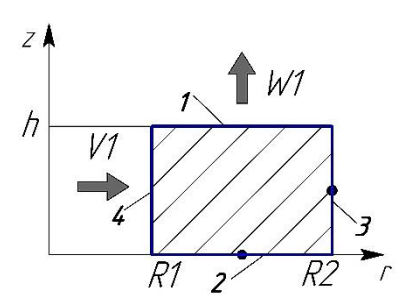
$$\bar{q} = \frac{1}{\sqrt{3}R_0^2} M_1 + \frac{R_0^2 - R^2}{R_0^2} + \frac{B_1}{\sqrt{3}R_0^2} + \frac{R_0^2 - R^2}{3\sqrt{3}H_0} \cdot \frac{R}{R_0^2} + \frac{H_0 R_0^2}{\sqrt{3}R R_0^2} + \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\mu_s}{R_0^2} \left[ H_0 R_0 + 2R l_k \left( \frac{R_0^2 - R^2}{R^2} + 1 \right) + B_1 \right], \tag{4}$$

$$\text{де } M_1 = \left\{ 2R_0^2 - \sqrt{3R^4 + R_0^4} + R_0^2 \cdot \ln \left[ \frac{\sqrt{3R^4 + R_0^4} + R_0^2}{3R^2} \right] \right\};$$

$$B_1 = \frac{(R_0 - R)}{3H_0} (2R_0^2 - R_0 R - R^2).$$

Кінематичні модулі паралельної течії (поле швидкостей і тиски деформування)

№	Схема модулю	КВПШ	Поверхня	Приведений тиск
1	2	3	4	5
A 1		$v_z = -\frac{V_1}{h}z$ $v_r = \frac{V_1}{2h}r - \frac{V_1 R_1^2}{2hr}$		<p>Тиск деформування</p> $\Delta \bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{R_1^2}{(R_2^2 - R_1^2)} \left[ \frac{\sqrt{3R_2^4 + R_1^4}}{R_1^2} - \ln \left  \frac{\sqrt{3 \cdot R_2^4 + R_1^4} + R_1^2}{3 \cdot R_2^2} \right  - 2 \right]$ <p>Тиски тертя або зрізу</p>
		$v_z = \frac{W_1}{h}z$ $v_r = -\frac{W_1}{2h}r + \frac{W_1 R_1^2}{2hr}$ $W_1 = -\frac{2V_1 R_2 h}{(R_2^2 - R_1^2)}$	<p>1, 2</p> <p>3</p> <p>4</p> <p><math>\Sigma \bar{p}</math></p>	$\Delta \bar{p}_{a1} = \Delta \bar{p}_{a2} = \frac{2\mu_s (R_0 - R_1)}{3\sqrt{3} \cdot h (R_2^2 - R_1^2)} (2R_2^2 - R_2 R_1 - R_1^2)$ $\Delta \bar{p}_{a3} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{h R_2}{R_2^2 - R_1^2}$ $\Delta \bar{p}_{a4} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{h R_1}{R_2^2 - R_1^2}$ $\bar{p}_a = \Delta \bar{p} + \Delta \bar{p}_{a1} + \Delta \bar{p}_{a2} + \Delta \bar{p}_{a3} + \Delta \bar{p}_{a4}$

1	2	3	4	5
B 3		$v_z = -\frac{V_1}{h}z$ $v_r = \frac{V_1}{2h}r - \frac{V_1 R_2^2}{2hr}$		<p>Тиск деформування</p> $\Delta\bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{R_2^2}{(R_2^2 - R_1^2)} \left[ \ln \left  \frac{\sqrt{3 \cdot R_2^4 + R_1^4} + R_2^2}{3 \cdot R_1^2} \right  - \frac{\sqrt{R_2^4 + 3 \cdot R_1^4}}{R_2^4} + 2 \right]$ $\Delta\bar{p} = \frac{\bar{M}_1}{\sqrt{3}} = \frac{6,25 - 6,5\bar{R}}{1,732} = 3,61 - 3,75\bar{R}, \quad \bar{R} = R_1/R_2$
		$v_z = \frac{W_1}{h}z$ $v_r = -\frac{W_1}{2h}r + \frac{W_1 R_2^2}{2hr}$ $W_1 = -\frac{2V_1 R_1 h}{(R_2^2 - R_1^2)}$	<p>1</p> <p>2</p> <p>3</p> <p>4</p> <p><math>\Sigma\bar{p}</math></p>	<p>Тиски тертя або зрізу</p> $\Delta\bar{p}_{b1} = \frac{2\mu_s(R_0 - R_1)}{3\sqrt{3} \cdot h(R_2^2 - R_1^2)} (2R_2^2 - R_2 R_1 - R_1^2)$ $\Delta\bar{p}_{b2} = \frac{2\mu_s(R_0 - R_1)}{3\sqrt{3} \cdot h(R_2^2 - R_1^2)} (2R_2^2 - R_2 R_1 - R_1^2)$ $\Delta\bar{p}_{b3} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{hR_2}{R_2^2 - R_1^2}$ $\Delta\bar{p}_{b4} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{hR_1}{R_2^2 - R_1^2}$ $\bar{p}_b = \Delta\bar{p} + \Delta\bar{p}_{b1} + \Delta\bar{p}_{b2} + \Delta\bar{p}_{b3} + \Delta\bar{p}_{b4}$

1	2	3	4	5
C 5 6		$v_z = -\frac{V_1}{h}z$ $v_r = \frac{V_1}{2h}r$	1, 2	<p>Тиск деформування</p> $\Delta \bar{p} = 1,0$ <p>Тиски тертя або зрізу</p> $\Delta \bar{p}_{c1} = \Delta \bar{p}_{c2} = \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{R_1}{3h}$ $\Delta \bar{p}_{c3} = \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{h}{R_1}$ $\bar{p}_c = 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{h}{R_1} + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{R_1}{3h}$
		$v_z = (W_1/h)z$ $v_r = -\frac{W_1}{2h}r$ $W_1 = -\frac{2V_1 R_1 h}{R_1^2}$	3 $\Sigma \bar{p}$	
D 7 8		$v_z = 0$ $v_r = \frac{V_1 R_1}{r}$		<p>Тиск деформування</p> $\Delta \bar{p} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left  \frac{R_2}{R_1} \right $ <p>Тиски тертя або зрізу</p> $\Delta \bar{p}_{d1} = \Delta \bar{p}_{d2} = \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{R_2 - R_1}{h}$ $\bar{p}_d = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left  \frac{R_2}{R_1} \right  + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{R_2 - R_1}{h}$
		$v_z = 0$ $v_r = -\frac{V_1 R_2}{r}$	1, 2 $\Sigma \bar{p}$	

Провівши деякі спрощення для заміни громіздких виразів, отримаємо рівняння в параметричному (безрозмірному) вигляді:

$$\begin{aligned} \bar{M}_1 &= 2 - \sqrt{3m^4 + 1} + \ln \left| \frac{\sqrt{3m^4 + 1} + 1}{3m^2} \right|; & \bar{M}_2^* &= \frac{\bar{M}_1}{\sqrt{3}} = \frac{6,25 - 6,5m}{1,732} = 3,61 - 3,75m; \\ \bar{B}_1 &= \frac{(1-m)}{3\bar{H}_0} (2 - m - m^2); & \bar{H}_0 &= H_0/R_0; \\ \bar{q} &= (3,61 - 3,75m) + \frac{\bar{B}_1}{\sqrt{3}} + (1 - m^2) + \frac{(1 - m^2)m}{3\sqrt{3}\bar{H}_0} + \frac{\bar{H}_0}{\sqrt{3m}} + \\ &+ \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \left[ \bar{H}_0 + 2m\bar{l}_k \left( \frac{1 - m^2}{m^2} + 1 + \bar{B}_1 \right) \right]. \end{aligned} \quad (5)$$

Враховуючи залежність (3), для тиску зворотного видавлювання на пуансоні напишемо:

$$\bar{p}_1 = \bar{q} \cdot \frac{R_0^2}{R_0^2 - R^2} = \bar{q} \frac{1}{1 - m^2}.$$

Для приведенного тиску радіального видавлювання  $\bar{p}_2$  (в межах зон 5 і 6) використовуємо раніше отриманий вираз [12]. Враховуючи експериментально спостережуване явище відсутності контакту фланця (зони 6), який видавлюється, з торцем верхньої напівматриці, в формулу вносимо корективи. В параметричному безрозмірному вигляді формула має вигляд:

$$\begin{aligned} \bar{P}_2 &= 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \bar{R}_1 + \frac{1}{3\sqrt{3}\bar{h}} + \frac{\bar{h}}{\sqrt{3}} + \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \left( \frac{1}{3\bar{h}} + \frac{\bar{R}_1 - 1}{\bar{h}} + 2\bar{H}_1 \right); \\ \bar{R}_1 &= R_1/R_0, \bar{h} = h/R_0, \bar{H}_1 = (H - H_0)/R_0. \end{aligned} \quad (6)$$

При переході від простої схеми зворотного видавлювання відбувається зниження швидкості витікання  $W$  і, відповідно, зменшення частини тиску, що витрачається на подолання тертя. Коефіцієнт, що враховує це зниження, можна визначити як:

$$G = \mu_s \frac{(l_k R)}{R_0^2 - R^2}. \quad (7)$$

Нехтуючи силою тертя в межах найжорсткішої зони, яка переміщується зі швидкістю  $\lambda V_0$ , умову рівності потужностей, прикладених по обидва боки до жорсткої зоні 7, напишемо так:

$$\bar{q}(1 - \lambda - m^2) - G\lambda \frac{1}{m^2} = \lambda \bar{p}_{2p}, \quad (8)$$

звідки знаходимо значення коефіцієнта  $\lambda$ :

$$\lambda = \frac{\bar{q}(1 - m^2)}{\bar{q} + \bar{p}_{2p} + G/m^2}. \quad (9)$$

Тоді для сумарного приведенного тиску комбінованого видавлювання можна записати

$$\bar{p}_\kappa = \bar{p}_1(1 - \lambda) + \bar{p}_2 \cdot \frac{R_0^2}{R_0^2 - R^2} \lambda - G \frac{R^2}{R_0^2 - R^2} \lambda. \quad (10)$$

Слід зазначити, що при аналізі отриманої залежності були виконані також спрощення, пов'язані з встановленням оптимальної величини висоти осередку деформації  $\bar{H}_0 = 0,2$  і рекомендованої величини паска пуансона  $\bar{l}_k = 0,1$ .

Якщо знехтувати впливом  $G$ , зважаючи на надзвичайну малість ( $G \leq 0,1$ ), то залежність для приведенного тиску набуває вигляду:

$$\bar{p}_k = \bar{p}_1(1 - \lambda) + \bar{p}_2 \cdot \frac{m^2}{1 - m^2} \lambda. \quad (11)$$

Аналіз залежності параметру  $\lambda$  від геометричних параметрів процесу показав, що збільшення відносного радіуса стрижня  $\bar{R}$  (рис. 3, а) призводить до зниження швидкості руху жорсткої зони, а збільшення відносної товщини фланцю  $\bar{h}$  (рис. 3, б) сприяє збільшенню значення  $\lambda$ , що відповідає більш інтенсивному видавлюванню металу в радіальну порожнину. Збільшення коефіцієнта тертя приводить до зниження значення  $\lambda$ .

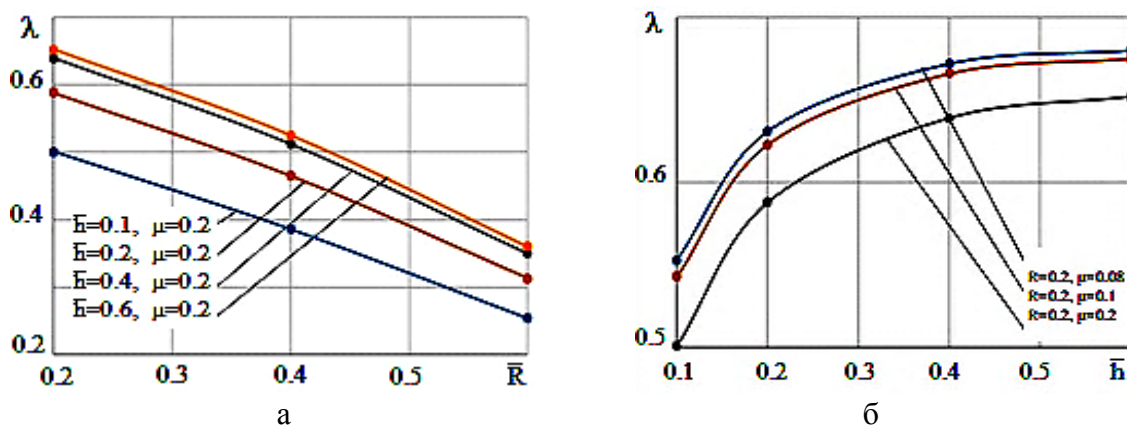


Рис. 3. Графіки залежності параметру  $\lambda$  від відносного радіусу стрижня  $\bar{R}$  (а) і відносної висоти фланця  $\bar{h}$  (б)

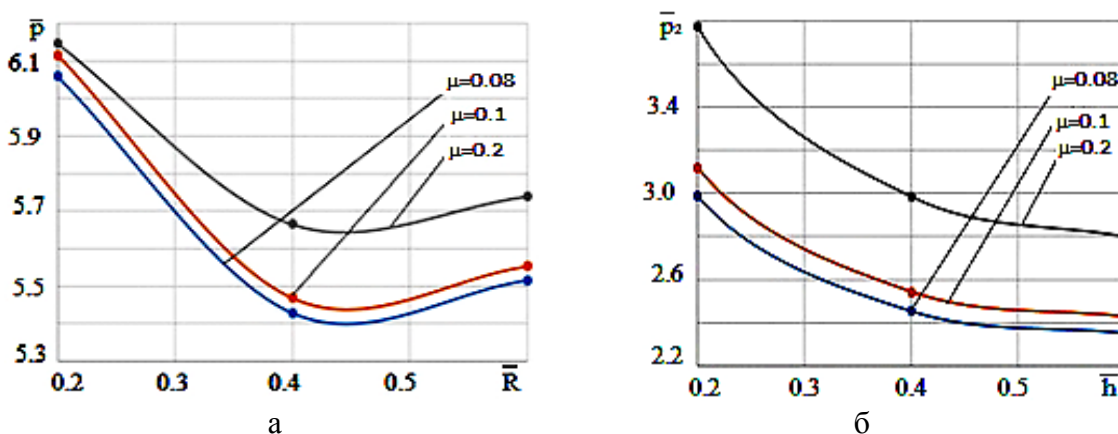


Рис. 4. Графіки залежності приведенного тиску зворотного (а) і радіального (б) видавлювання від параметрів процесу

Залежності приведенного тиску  $\bar{p}$  видавлювання в зворотному і радіальному напрямках показують наявність характерної зони величин відносного діаметру відростку з мінімальним значенням тиску деформування (рис. 4).

Для співставлення виконано аналіз формоутворення при радіально-зворотному видавлюванні стрижневих деталей з фланцем. Для радіально-зворотного видавлювання за аналогією з попередніми розрахунками відносних приростів осевого стрижня та фланця отримано співвідношення:

$$\Delta \bar{l}_1 \uparrow = \left[ (1 - \bar{R}^2) \cdot (1 - \lambda) - \lambda \cdot \bar{R}^2 \right] \cdot \Delta \bar{H}x;$$

$$\Delta \bar{l}_2 \rightarrow = \sqrt{\frac{(1 - \bar{R}^2) \cdot \Delta \bar{H}x - \bar{R}^2 \cdot \Delta \bar{l}_1 \uparrow}{\bar{h}}} + 1 - 1, \quad (12)$$

де  $\Delta \bar{H}x$  – відносний хід пуансона,  $\Delta \bar{H}x = S / R_0$ .

Забезпечення різних умов контактного тертя і можливість використання даного технологічного фактору для керування процесом формоутворення і отримання необхідних кінцевих розмірів деталі є бажаним інструментом. Зменшення тертя при різних співвідношеннях геометричних параметрів процесу відповідає зменшенню відносних приростів стрижня за рахунок збільшення відносних приростів діаметру фланця, що відповідає більш сприятливим умовам для радіального переміщення металу. Відхилення відносних приростів  $\Delta \bar{l}_1 \uparrow$  осевого відростку за різних умов тертя може сягати більше 50 % від величини (рис. 5, а).

Це відповідає найменшому коефіцієнту тертя, який можна вважати достатньо вагомим технологічним керуючим фактором забезпечення необхідної форми деталі. При цьому спостерігається більш інтенсивне заповнення фланцевої зони деталі (рис. 5, б).

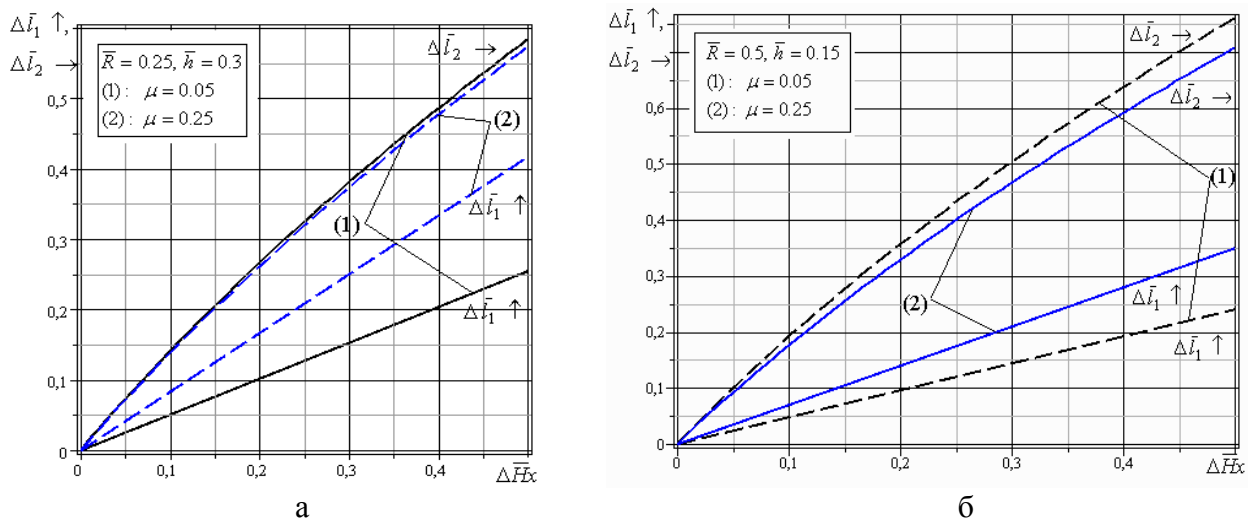


Рис. 5. Зміна відносних розмірів стрижня  $\Delta \bar{l}_1 \uparrow$  та фланця  $\Delta \bar{l}_2 \rightarrow$  в залежності від розмірів деталі та умов тертя

Для оцінки закономірності формоутворення штампованих деталей за результатами моделювання були побудовані графіки, які показують характер формування деталі за допомогою встановлення відносного (віднесеного до всього зміщеного об'єму металу) об'єму металу  $\bar{V}_{opr}$ , який витрачається на утворення відростка. При цьому змінювалися умови тертя (коефіцієнт тертя  $\mu$ ) і геометричні параметри процесу комбінованого видавлювання (рис. 6). Висота заготовки зі сплаву АД31 діаметром 40 мм дорівнювала 50 мм. Видно, що із збільшенням відносної товщини фланця об'єм металу, який витікає в відросток, зменшується. Така тенденція спостерігається до значення  $\bar{h} = 0.35$  (товщина фланця 5 мм). Після цього збільшується заповнення відростка витіканням металу в зворотному напрямку. Це пояснюється тим, що на першому етапі більш сприятливий напрямок течії спостерігається у фланцеву зону. А на останній стадії при збільшенні діаметру і об'єму відростка підвищується опір деформуванню у фланці і відбувається збільшення обсягу металу, який переміщується в відросток. Збільшення тертя також сприяє більшому переміщенню металу в відросток.



Порівняння використовуваних методів дослідження проводилося при тих же розмірах заготовки зі сплаву АД31 ( $d = 20$  мм,  $h = 6$  мм,  $\mu = 0,08$ ) і за енергосиловими параметрами процесу (рис. 7).

Встановлено, що значення сил деформування, отримані МСЕ, відрізняються від експериментальних даних в межах 3–7 %; а значення результатів енергетичного методу верхньої оцінки від експерименту відрізняються на 10–15 %.

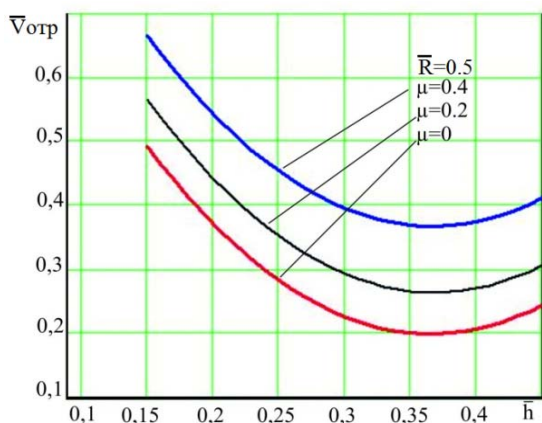


Рис. 6. Залежність об'єму сформованого відростка від відносної товщини фланця

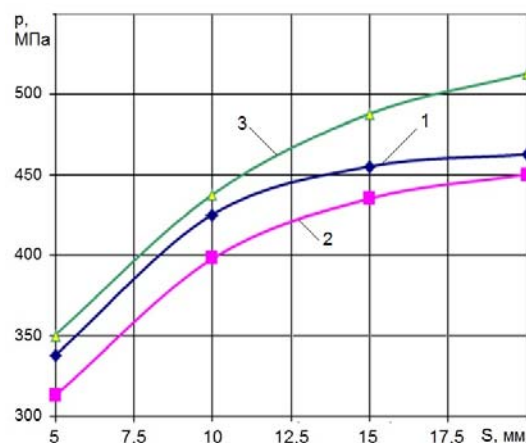


Рис. 7. Порівняння розрахункових (1 – МСЕ, 3 – ЕМВО) і експериментальних (2) тисків комбінованого видавлювання

Для оцінки закономірностей формозміни ефективно спостерігати і за наростанням розмірів фланця і відростка при видавлюванні деталей. Картини поетапного наростання контуру деталі, представлені на рис. 8, дають можливість для зіставлення даних за розрахунком формозміни деталі з відростком і фланцем двома методами: МСЕ і верхньої оцінки ( $D_o = 28$  мм,  $H_o = 20$  мм,  $d = 15$  мм,  $h = 4$  і 5 мм) [7, 8]. Обидва методи показували, що приріст висоти деталі в порівнянні з вихідною висотою заготовки незначний, а утворення відростка відбувається переважно за рахунок занурення пуансона в заготовку. Цей висновок підтверджується і експериментальними даними.

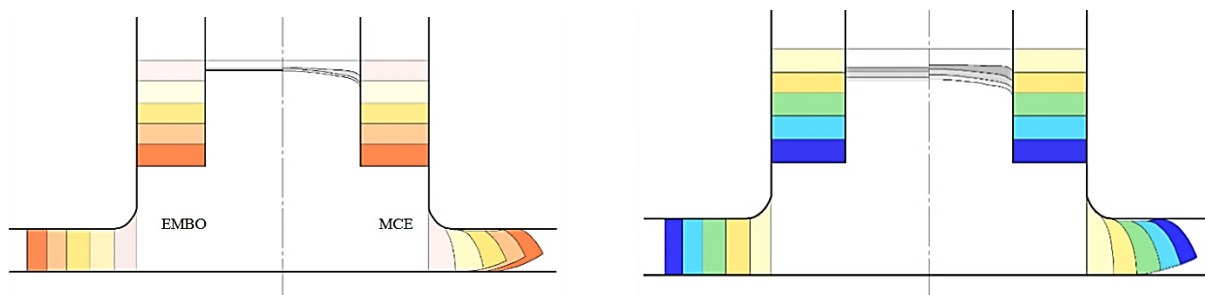


Рис. 8. Зміна геометрії напівфабрикату по ходу процесу, розрахована методом верхньої оцінки (ЕМВО) і методом МСЕ,  $h = 4$  і 5 мм

Деталі типу «стрижень з фланцем і відростком», отримані радіально-прямим і радіально-зворотним видавлюванням, відрізняються високою точністю розмірів і якістю поверхні (рис. 9, а).

Обмеження пов'язані з точністю діаметральних розмірів фланця і його формою. Це обмеження може бути зняте або виконанням видавлювання в закриту порожнину (рекомендується для деталей з алюмінієвих сплавів), або введенням прийому підсадки фланця в заключній стадії процесу. Види браку також пов'язані з недостатністю пластичності металу в периферійній зоні фланця, який видавлюється, де напружений стан близький до лінійного розтягування (див. рис. 9, б).

Отримані відомості дозволять дати технологічні рекомендації для отримання якісних деталей типу «стрижень з фланцем» холодним видавлюванням.



Рис. 9. Деталі типу «стрижень з фланцем і відростком» (а) і характер руйнування деталей, які отримані комбінованим видавлюванням (б)

### ВИСНОВКИ

Наведено результати моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання стрижневої деталі з фланцем і відростком енергетичним методом верхньої оцінки і дана оцінка закономірностям формозміни і розвитку напружено-деформованого стану заготовки в процесі комбінованого видавлювання стрижневих деталей. Встановлено, що при комбінованому видавлюванні з витіканням металу в радіальному і зворотному напрямках, осередки інтенсивної пластичної деформації в радіальному і зворотному напрямках розділені і зосереджені в зонах вихідних отворів на перехідних крайках деформуючого інструменту. Ця особливість врахована при аналізі силового режиму шляхом прийняття умови рівноваги проміжної жорсткої зони, що розділяє два осередку деформації.

Встановлено, що кінематичні модулі, обмежені прямолінійними відрізками, мають властивості інверсії, а залежності для потужностей сил тертя і зрізу добре корелюються між собою на протилежних гранях. Модулі підготовлені у вигляді таблиці зі складовими приведеного тиску, які враховують витрати на пластичну деформацію, зрізи та тертя, і можуть бути застосовані для вирішення технологічних задач в ручному і автоматизованому режимах.

Представлені графічні залежності параметрів силового режиму і формозміни заготовки, які дозволяють прогнозувати отримання напівфабрикатів з необхідними геометричними параметрами.

Дано зіставлення розрахункових значень параметрів формозміни і силового режиму, отриманих методом кінцевих елементів з енергетичним методом верхньої оцінки і експериментальними даними. Порівняння теоретичних та експериментальних значень тисків деформування і швидкостей течії між собою, а також з результатами, отриманими методом кінцевих елементів і експериментальними даними, показало прийнятність отриманих залежностей для технологічних розрахунків силових параметрів і оцінки формоутворення деталей.

### СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

1. Евстратов В. А. *Основы технологии выдавливания и конструирования штампов* / В. А. Евстратов. – Харьков : Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. – 144 с.
2. Aliieva L. *Technological possibilities of combined radial – longitudinal extrusion process* / Leila Aliieva, Cristina Goncharuk // XVIII International scientific conference *New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering*. – Series : Monographs. – № 68. – Czestochowa, 2017. – P. 102–107.
3. Алиева Л. И. *Технологические возможности процессов комбинированного радиально-продольного выдавливания* / Л. И. Алиева // *Технологические системы*. – 2017. – № 1 (78). – С. 31–40. – URL: [http://technological-systems.com/images/journal/2017/files/ts78\\_4.pdf](http://technological-systems.com/images/journal/2017/files/ts78_4.pdf)
4. Алиева Л. И. *Процессы комбинированного деформирования и выдавливания* // *Обработка материалов давлением: сб. науч. тр.* – Краматорск : ДГМА, 2016. – № 1 (42). – С. 100–108.
5. *Forming load and deformation energy in combined radial backward extrusion process* / H. Y. Lee, B. B. Hwang, S. H. Lee // *Proceedings of the Int. Conf. "Metal Forming 2012"* 16–19.09.2012, AGH, Krakow. – P. 487–490.

6. Choi H. J. *The forming characteristics of radial-backward extrusion* / Choi H. J., Choi J. H., Hwang B. B. // *J Mater Process Technol.* – 2001. – Nr 113. – P. 141–147.
7. Експериментальне дослідження деформованого стану комбінованого радіально-поzdовжнього видавлювання / Л. І. Алієва, Є. М. Солодун, Х. В. Гончарук, О. В. Шкіра // *Вісник Херсонського національного технічного університету.* – Херсон, 2015. – № 4 (55). – С. 82–87.
8. Алиева Л. И. *Энергетический анализ процесса комбинированного выдавливания стержневых деталей с фланцем* / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, А. В. Шкіра // *Обработка материалов давлением : сборник научных трудов.* – Краматорск : ДГМА, 2015. – № 2 (41). – С. 35–40.
9. Теорияковки и штамповки / Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров, В. А. Огородников [и др.] ; под общ. ред. Е. П. Унксова, А. Г. Овчинникова. – М. : Машиностроение, 1992. – 720 с.
10. Алюшин Ю. А. *Теоретические основы энергетических методов расчета процессов обработки металлов давлением : учебное пособие* / Ю. А. Алюшин, С. А. Еленев. – Ростов н/Д : РИСХМ, 1987. – 106 с.
11. Степанский Л. Г. *Расчеты процессов обработки металлов давлением* / Л. Г. Степанский. – М. : Машиностроение, 1982. – 217 с.
12. Алиева Л. И. *Моделирование процесса комбинированного выдавливания фланцев на полых деталях* / Л. И. Алиева // *Вісник НТУУ «КПІ». Серія Машинобудування.* – 2016. – № 1(76). – С. 20–30.

## REFERENCES

1. Evstratov V. A. *Osnovy tehnologii vydavlivaniya i konstruirovaniya shtampov* / V. A. Evstratov. – Har'kov : Vishha shkola. Izd-vo pri Har'k. un-te, 1987. – 144 s.
2. Aliieva L. *Technological possibilities of combined radial - longitudinal extrusion process* / Leila Aliieva, Cristina Goncharuk // *XVIII International scientific conference New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering.* – Series : Monographs. – № 68. – Czestochowa, 2017. – P. 102–107.
3. Aliieva L. I. *Tehnologicheskie vozmozhnosti processov kombinirovannogo radial'no-prodol'nogo vydavlivaniya* / L. I. Aliieva // *Tehnologicheskie sistemy.* – 2017. – № 1 (78). – S. 31–40. – URL: [http://technological-systems.com/images/journal/2017/files/ts78\\_4.pdf](http://technological-systems.com/images/journal/2017/files/ts78_4.pdf).
4. Aliieva L. I. *Processy kombinirovannogo deformirovaniya i vydavlivaniya* // *Obrabotka materialov davleniem : sb. nauch. tr.* – Kramatorsk : DGMA, 2016. – № 1 (42). – S. 100–108.
5. *Forming load and deformation energy in combined radial backward extrusion process* / H. Y. Lee, B. B. Hwang, S. H. Lee // *Proceedings of the Int. Conf. "Metal Forming 2012"* 16–19.09.2012, AGH, Krakow. – P. 487–490.
6. Choi H. J. *The forming characteristics of radial-backward extrusion* / Choi H. J., Choi J. H., Hwang B. B. // *J Mater Process Technol.* – 2001. – Nr 113. – P. 141–147.
7. *Eksperymental'ne doslidzhennja deformovanogo stanu kombinovanogo radial'no-pozdovzhn'ogo vydavljuvannja* / L. I. Aliieva, Je. M. Solodun, H. V. Goncharuk, O. V. Shkira // *Visnyk Hersons'kogo nacional'nogo tehničnogo universytetu.* – Herson, 2015. – № 4 (55). – S. 82–87.
8. Aliieva L. I. *Jenergeticheskij analiz processa kombinirovannogo vydavlivaniya sterzhnevyyh detalej s flancem* / L. I. Aliieva, K. V. Goncharuk, A. V. Shkira // *Obrabotka materialov davleniem : sbornik nauchnyh trudov.* – Kramatorsk : DGMA, 2015. – № 2 (41). – S. 35–40.
9. *Teorija kovki i shtampovki* / E. P. Unksov, U. Dzhonson, V. L. Kolmogorov, V. A. Ogorodnikov [i dr.] ; pod obshh. red. E. P. Unksova, A. G. Ovchinnikova. – М. : Mashinostroenie, 1992. – 720 s.
10. Aljushin Ju. A. *Teoreticheskie osnovy jenergeticheskikh metodov rascheta processov obrabotki metallov davleniem : uchebnoe posobie* / Ju. A. Aljushin, S. A. Elenev. – Rostov n/D : RISHM, 1987. – 106 s.
11. Stepanskij L. G. *Raschety processov obrabotki metallov davleniem* / L. G. Stepanskij. – М. : Mashinostroenie, 1982. – 217 s.
12. Aliieva L. I. *Modelirovanie processa kombinirovannogo vydavlivaniya flancev na polyh detaljah* / L. I. Aliieva // *Visnik NTUU «KPI». Serija Mashinobuduivannja.* – 2016. – № 1(76). – S. 20–30.

Алієва Л. І. – д-р техн. наук, доц. ДДМА;  
[leilialieva2017@gmail.com](mailto:leilialieva2017@gmail.com)

Алієв І. С. – д-р техн. наук, зав. кафедри ОМТ ДДМА;  
[igramaliev@gmail.com](mailto:igramaliev@gmail.com)

Грудкіна Н. С. – канд. техн. наук, доц., докторант ДДМА;  
[nata.grudkina@gmail.com](mailto:nata.grudkina@gmail.com)

Малій Х. В. – канд. техн. наук, асистент ДДМА.  
[kristina.v.goncharuk@gmail.com](mailto:kristina.v.goncharuk@gmail.com)

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ.

Стаття надійшла до редакції 21.03.2019 р.

УДК 621.777.01

**Алиева Л. И.**  
**Титов А. В.**  
**Корденко М. Ю.**

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПОПЕРЕЧНОГО БОКОВОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ**

Точная объемная штамповка (ТОШ) выдавливанием является эффективным ресурсосберегающим методом получения полых и сплошных деталей с фланцами и утолщениями [1, 2]. В дополнение к традиционным и распространенным в промышленности способам продольного (прямого и обратного) выдавливания все большее применение находят и новые способы поперечного (радиального и бокового) выдавливания [3].

Одним из направлений расширения возможностей и области применения ресурсосберегающих процессов ТОШ является повышение сложности конструкции штампуемых деталей. К способам деформирования, обеспечивающим это требование в полной мере, можно отнести боковое выдавливание, для которого характерно течение металла в поперечном направлении с заполнением одной или нескольких канальных (боковых) полостей разъемной матрицы [3, 4]. При этом формируется сплошная или полая деталь с одним или несколькими боковыми отростками. Отростки по форме поперечного сечения отличаются большим разнообразием, но преимущественно имеют круглое или прямоугольное сечение и могут быть расположены на различном уровне по высоте детали

В последнее время опубликованы работы по исследованию закрытого бокового выдавливания деталей со ступенчатыми и полыми отростками круглой (кольцевой) и прямоугольной формы сечения [5].

Конечно-элементный анализ процесса бокового выдавливания показал значительную неравномерность деформированного состояния заготовки, обусловленную сложной конфигурацией полученных деталей и кинематикой течения металла [6].

Неравномерность распределения деформаций в заготовке может вызвать не только отклонения формы деталей, но и нежелательное исчерпание ресурса пластичности и разрушение заготовки в процессе деформирования. Оценка степени деформации с учетом реального пути деформирования, пройденного материалом, позволяет точно определить степень расхода ресурса пластичности материала. Такая оценка необходима также и для выяснения остаточной пластичности полученной детали с требуемыми физико-механическими свойствами и возможности выполнения последующих операций деформирования [3, 7, 8].

Для расчета технологических (силовых и деформационных) режимов используются приближенные зависимости, полученные методом верхней оценки по аналогии с процессом выдавливания фланцев или доштамповки [9, 10]. Актуальным является получение расчетных зависимостей, учитывающих особенности геометрии детали, способ, кинематику и этапы деформирования.

Для анализа процессов деформирования металла в инструментах с криволинейными контактными поверхностями используются модули с криволинейными поверхностями разрыва [8, 11]. Но расчетных зависимостей для процессов выдавливания, полученных с помощью таких модулей, незначительно, а некоторые рекомендации носят противоречивый характер [12].

Целью работы является анализ технологических режимов процесса бокового выдавливания деталей сложной конфигурации с отростками.

Для анализа силового режима процесса бокового выдавливания использовали энергетический метод верхней оценки (МВО). Модульный подход в данном методе направлен на повышение оперативности анализа и получения инженерных зависимостей для расчета энергосиловых параметров [11].

Расчетные схемы процесса (рис. 1) содержат модули для анализа течения металла в характерных зонах детали: в центральной зоне, где происходит сжатие и выдавливание металла и в переходной, где на фаске матрицы металл подвергается обжатию.

Для расчета приведенного давления по методу МВО используют формулу [8]:

$$\bar{p} = \frac{1}{2RV_0} \left( \sum_1^n V_{ij} \cdot l_{ij} + 2 \cdot \mu \cdot \sum_1^n V_{ik} \cdot l_{ik} \right), \quad (1)$$

где  $V_0$  – скорость поступательного движения пуансона;

$l_{ij}$  и  $l_{ik}$  – длины разрывных линий и скоростей разрыва;

$\mu_s$  – коэффициент трения  $0 \leq \mu_s \leq 0,5$ .

Величины  $l_{ij}$  и  $V_{ij}$  определяются из принятого разрывного поля скоростей и соответствующего ему годографа скоростей, используя геометрические параметры инструмента и процесса. Высота очага деформации не отличается от толщины отрезка или от высоты полости  $H_0$  при поперечном выдавливании, а граничные линии, пересекающие оси симметрии, могут быть наклонены под углом  $45^\circ$ .

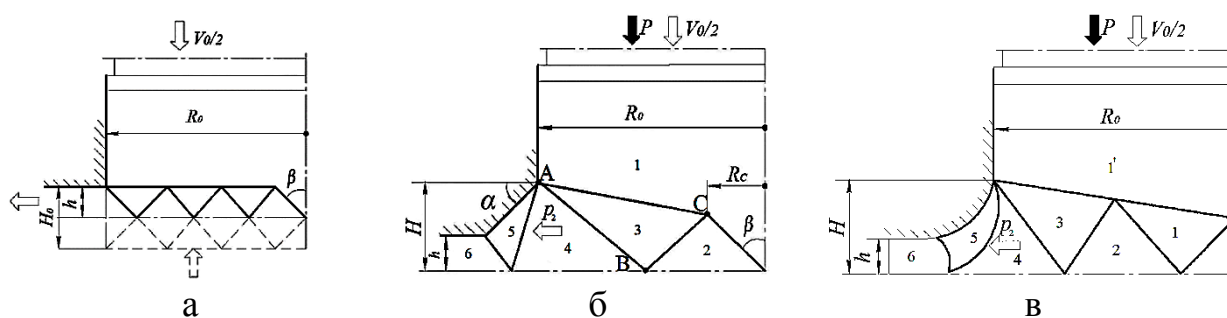


Рис. 1. Варианты расчетных схем для процесса бокового выдавливания

В принятом для процесса плоской осадки или выдавливания отрезков поле (рис. 1, а) это ограничение относится к входным и выходным линиям очага деформации. Допустим, что  $n$  – количество треугольных элементов в одной четверти пластической области, а  $V_0 / 2 = h$ . Подставляя значения  $l_{ij}$  и  $V_{ij}$  в формулу (1), при  $\mu = 0$  после преобразований и введения параметра  $c = 2R_0/H_0 = R_0/h$ , получим, как и при осадке полосы [9]:

$$\bar{p} = \frac{1}{2c} \left( n + 2c + \frac{n^2}{2(n-1)^2} (c-2)^2 \right). \quad (2)$$

Оптимальное число жестких элементов  $n$ , дающее минимум верхней оценки удельной силы, непостоянно, а зависит от относительной толщины отрезка  $H_0/R_0$  (рис. 2). Для малых значений  $H_0/R_0$  лучшее решение дают кинематические поля с большой дробностью и, наоборот, с увеличением  $H_0/R_0$  оптимальное значение  $n$  доходит до двух.

Приближенно описывающую минимальные значения  $\bar{p}$  кривую можно получить после допущения об одинаковом угле пересечения граничными линиями горизонтальной оси симметрии (т. е.  $\beta = 45^\circ$ ). Тогда из (2) получим:

$$n = 1 + (R_0 - 2h) / h = c - 1. \quad (3)$$

Используя данное значение  $n$  в формуле (2) после преобразований, можно получить:

$$\bar{p} = 1 + \frac{1}{4} \left( c - \frac{1}{c} \right). \quad (4)$$

Формула (4) эквивалентна выражению для плоской осадки при предельном трении, полученному ранее Ю. А. Алюшиным [8]. Таким образом, процесс бокового выдавливания отрезка можно рассматривать как процесс осадки "фиктивной полосы" шероховатыми плитами или как процесс доштамповки [10].

Однако при выдавливании с большими значениями  $H_0/R_0$  ( $\geq 0.6$ ) форма очага деформации в зоне сжатия заметно отличается от диска, что показывает целесообразность дальнейшего уточнения полученного решения. За основу возьмем кинематически возможное поле, состоящее из двух (по рис. 2 оптимальное  $n=2$ ) кинематических элементов (см. рис. 1, б). Отметим, что в данном случае за условную толщину отрезка надо принимать значение  $H_0 = 2H$ . При построении известным методом годографа скоростей и для удобства расчета компонент  $l_{ij}$  и  $V_{ij}$  и попарных произведений  $l_{ij}, V_{ij}$  принимали, что скорость перемещения пуансона  $V_0/2 = H$ .

На основе уравнения (1) получена зависимость:

$$\bar{p} = \left( H^2 + 2R_c H + R_0^2 - R_0 H - 2R_0 R_c \right) / R_0 H. \quad (5)$$

Варьирование параметров построенного поля скоростей возможно перемещением точки "С" вдоль линии скольжения 1–2. При оптимальном значении  $R_c = (R_0 - H)/2$  приведенное давление выдавливания минимально и равно:

$$\bar{p} = R_0/H_0 + H_0/4R_0. \quad (6)$$

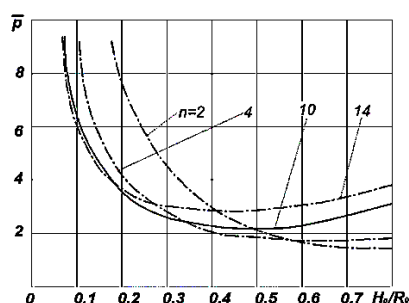


Рис. 2. Зависимость приведенного давления от числа жестких элементов

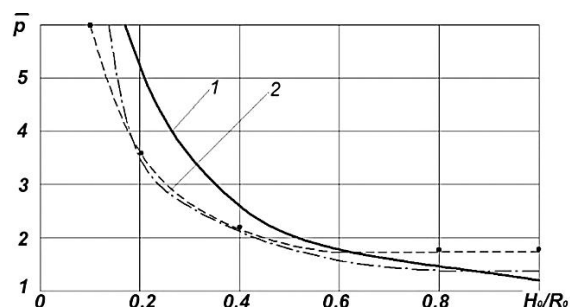


Рис. 3. Зависимость приведенного давления от относительной толщины отрезка

На рис. 3 даны графики зависимостей (6) и (4) (соответственно, кривые 1 и 2) для приведенного давления  $\bar{p}$  бокового выдавливания. Для сопоставления там же приведены весьма близкие значения  $\bar{p}$  (0) для процесса доштамповки плоской заготовки [10].

Формулы для плоского радиального выдавливания, полученные методом верхней оценки на основании выражений (1), данные в [9], показывают результаты, близкие к кривой 4 на рис. 2. Аналогично получены решения и для других модулей осадки и плоского деформирования, отличающихся условиями трения, схемой приложения нагрузки и видом разрывного поля скоростей [8, 11]. Известные решения дают результаты, близкие между собой и зависимостями (4) и (6), но несколько превышающие давление (0) для плоской схемы процесса доштамповки.

При боковом выдавливании в матрицах с переходной кромкой, выполненной в виде фаски или закругления (см. рис. 1, б и в), необходимо к давлению собственно бокового выдавливания по (4) и (6) добавить и давление для обжатия металла в переходной зоне.

Кинематические модули для обжатия (уменьшения размеров сечения) используются для анализа процессов редуцирования, прямого и обратного выдавливания [8, 11].

Анализ наиболее простого модуля с одним жестким треугольным элементом был выполнен применительно к условному процессу прямого выдавливания (рис. 4, а). При течении в зоне фаски матрицы или в конической полости можно использовать треугольные элементы. Величины  $l_{ij}$  и  $V_{ij}$  определены по аналогии с решением [8] из подобия треугольных элементов в поле и годографе скоростей.

Принято, что  $\beta = 45^\circ$ , а угол  $2\alpha$  – угол фаски (переходной конической кромки) матрицы. Величина  $\lambda$  определена, как  $\lambda = h/H$ .

После подстановки значений  $l_{ij}$  и  $V_{ij}$  в формулу (1) и преобразований получим выражение для расчета приведенного давления деформирования в зоне переходной кромки матрицы:

$$\bar{p}_2 = \frac{1 + \lambda^2 + 2\mu(1 - \lambda) - 2\lambda \cos 2\alpha - \lambda(1 - \lambda) \sin 2\alpha}{\lambda(1 - \cos 2\alpha + \sin 2\alpha)}. \quad (7)$$

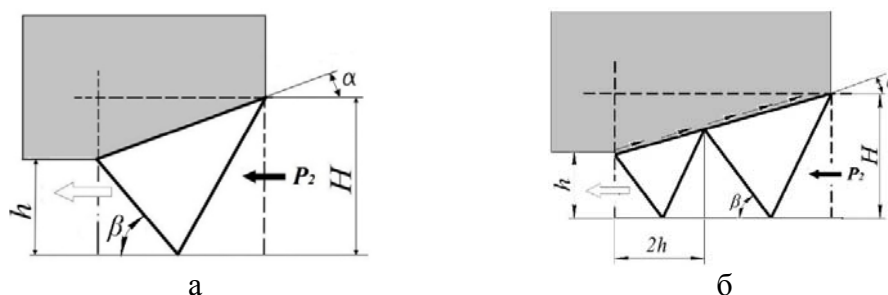


Рис. 4. Схема кинематического треугольного элемента для решения задач плоско-деформированного состояния

Величину приведенного давления для обратного выдавливания деформирующим пуансоном сечением  $(H - h)$  легко найти, зная давление прямого выдавливания:

$$\bar{p}_{об} = \bar{p}_{2пр} / (1 - \lambda). \quad (8)$$

Задача определения давления обратного выдавливания  $\bar{p}_{об}$  решена и в работе [12], но расчетные выражения отличаются, возможно, из-за ошибок в изложении указанной статьи.

При выдавливании через протяженную коническую переходную кромку (фаску или полость матрицы) с  $\alpha \leq \frac{\pi}{6}$  общее значение вытяжки  $q$  и целое число жестких элементов  $n$  установим по формулам:

$$q = H/h; \quad n \approx \ln q / \ln(1 + 2tg\alpha). \quad (9)$$

Затем определим значение вытяжки для одного элемента  $\lambda = 1/\sqrt[n]{q}$  и далее для расчета приведенного давления выдавливания в полости  $\bar{p}_{2к}$  используем выражение (7):

$$\bar{p}_{2к} = n\bar{p}_{2пр}. \quad (10)$$

Для определения давления деформирования металла на закругленной переходной кромке матрицы (блок II, см. рис. 1, в) используем аналогию со схемой прямого выдавливания через криволинейную матрицу (рис. 5). При построении разрывного поля и годографа скоростей используем методику, разработанную для анализа процессов продольного течения [8, 11, 13].

При построении годографа скоростей для данного элемента воспользуемся условием постоянства объема и соотношением  $W = V_{04} H / h$ . Следовательно, положение точек 0, 4 и 6 на годографе скоростей можно считать известным.

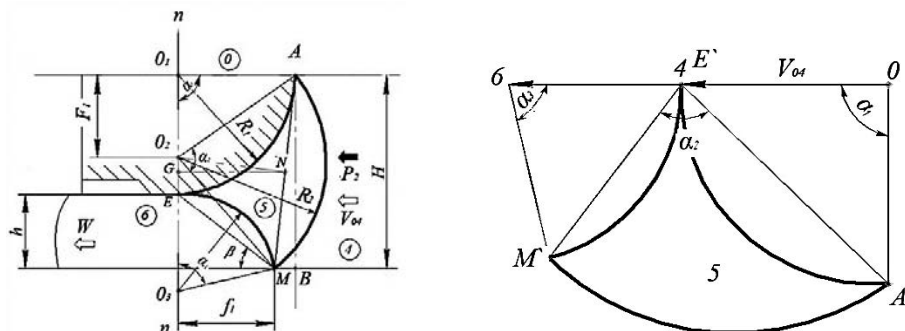


Рис. 5. Поле и годограф скоростей при течении через криволинейную матрицу

Для соблюдения кинематических условий разрыв тангенциальной компоненты скорости вдоль каждой из линий скольжения АЕ, АМ, МЕ должен быть постоянным. Из этого следует, что элементы А'Е', А'М', М'Е' годографа – дуги окружностей с радиусами, равными разрыву скорости на соответствующих линиях скольжения, их центры расположены соответственно в точках 0, 4 и 6, которые лежат на одной прямой линии. Элементы, составляющие поле линий скольжения криволинейного модуля 5, подобны элементам годографа и повернуты относительно последних на 90°.

При вычислении удельной силы выдавливания металла в криволинейном блоке II удобно воспользоваться подобием поля линий скольжения и годографа, из которого следует [8, 13]:

$$\frac{v_{05}}{R_1} = \frac{v_{45}}{R_2} = \frac{v_{56}}{R_3} = \frac{v_{04}}{F_1} = \Pi, \tag{11}$$

где  $F_1$  – расстояние между центрами кривизны  $O_1$  и  $O_2$ ;

$\Pi$  – коэффициент подобия.

Это позволяет выразить значения для криволинейных треугольников через значения радиусов кривизны полей скоростей. Выражая величины, входящие в формулу (1), через размеры поля скоростей  $R_i$ ,  $h$  и углы  $\beta$  и  $\alpha$  (в радианах), и, принимая во внимание, что вместо  $V_0$  имеем скорость  $V_{04} = F_1 \Pi$ , то можно получить аналитическую зависимость для приведенного давления выдавливания. Результаты расчета  $v_{ij} l_{ij}$  сведены в табл. 1.

Таблица 1

Длины границ и величины разрыва скоростей

$ij$	$l_{ij}$	$v_{ij}$	$v_{ij} l_{ij}$
0-5	$\frac{\pi}{2} R_1$	$R_1 \Pi$	$\frac{\pi}{2} R_1^2 \Pi$
4-5	$\alpha_2 R_2$	$R_2 \Pi$	$\alpha_2 R_2^2 \Pi$
5-6	$\alpha_3 R_3$	$R_3 \Pi$	$\alpha_3 R_3^2 \Pi$

Из построения на рис. 5 находим, что:

$$R = H = R_1 + h; \quad f_1 = h \cdot \text{ctg} \beta; \quad \alpha_3 = 2\beta; \quad \alpha_2 = \arcsin \frac{T}{2R_2}; \quad R_2 = \sqrt{R_1^2 + F_1^2};$$



$$T = \sqrt{(R_1 - f_1)^2 + (R_1 + h)^2}; \quad R_3 = \frac{h}{2 \sin^2 \beta}; \quad (12)$$

Требует пояснения нахождения величины  $F_1$ , которая обозначает расстояние между центрами радиусов  $O_1$  и  $O_2$ . Для этого используем свойства трапеций и подобие треугольников  $ANB$  и  $O_2MG$ . Обозначим  $\Delta = O_2G$ , тогда зная высоту трапеции, как полусумму оснований, находим:

$$\frac{\Delta}{R_1 + f_1} = \frac{R_1 - f_1}{2(R_1 + h)},$$

$$F_1 = \frac{R_1 + h}{2} - \Delta = \frac{R_1 + h}{2} - \frac{R_1 - f_1}{2} = \frac{h^2}{2R} A, \quad (13)$$

где 
$$A = 1 + 2 \frac{R_1}{h} + \operatorname{ctg}^2 \beta. \quad (14)$$

Используя значения компонентов углов  $\alpha_i$  и радиусов  $R_i$  линий скольжения, подставляемых в уравнение (1), получим:

$$\bar{p}_2 = \frac{1}{2F_1 R} \left( 2\mu \frac{\pi}{2} R_1^2 + 2\beta \cdot \frac{h^2}{4 \sin^4 \beta} + R_2^2 \cdot 2 \arcsin \frac{1}{2} \sqrt{\frac{(R_1 - f_1)^2 + (R_1 + h)^2}{R_1^2 + F_1^2}} \right). \quad (15)$$

Минимизация выражения (3) по параметру  $\beta$  позволяет рекомендовать в диапазоне значений  $m = R_1 / h = 0,2 \dots 2,5$ ;  $\beta_{opt} = 1,33 - 0,26m$ .

Полную величину приведенного давления бокового выдавливания устанавливают, суммируя давления  $\bar{p}$  по (4) или (6) и  $\bar{p}_2$  по выражениям (7), (10) или (15).

С использованием метода верхней оценки можно оперативно проводить и анализ деформированного состояния в процессе выдавливания. Принимая допущение о плоскодеформированном состоянии после построения кинематически возможного поля (и годографа) скоростей (КВПС) из жестких (недеформируемых) кинематических элементов и используя компоненты скоростей деформации, можно определить показатели деформированного состояния [8, 14].

Рассмотрим пример плоского бокового выдавливания в матрице с конической переходной кромкой. На рис. 6 показано разрывное поле скоростей, состоящее из двух модулей плоского течения (бокового I и прямого II выдавливания), включающих соответственно кинематические жесткие элементы 1–6 и 7–10.

Для расчета приращения сдвиговой деформации на линиях (поверхностях) разрыва скоростей используют выражение, вытекающее из энергетических принципов [8, 14]:

$$\gamma_{ij} = v_{ij} / v_{ij}^n, \quad (16)$$

где  $v_{ij}$ ,  $v_{ij}^n$  – разрыв касательной составляющей и нормальная к линии разрыва составляющая вектора скорости. Эти величины устанавливают по годографу скоростей.

Накопленную (вдоль линии тока) величину сдвиговой деформации и среднюю интенсивность деформации сдвига  $\gamma_{cp}$  определяют после нахождения сумм  $\gamma_{ij}$  для характерных каналов течения, ширина которых должна быть установлена с помощью построения характерных линий тока на годографе скоростей [14].

Интенсивность конечных деформаций рассчитывается по формуле:

$$e_c = \gamma_{cp} / \sqrt{3}. \quad (17)$$

Разрывные поля скоростей для случая бокового выдавливания (рис. 6, линии 1–4) независимо от положения и числа кинематических элементов показывают, что наибольшей деформации при поперечном выдавливании подвергаются слои металла, прилегающие к центру выдавливаемого отрезка. При выдавливании без конического переходного участка, т. е. непосредственно на выходе из контейнера в боковую полость высотой  $H_0$  (модуля I), коэффициент неравномерности деформации  $K_n = \gamma_{\max} / \gamma_{\min}$  находится в пределах от 1.7 до 2.3. При этом большие значения соответствуют малым величинам относительной высоты поперечной полости ( $R_0 / H_0 = 2.0 \dots 4.0$ ), где  $R_0$  – радиус исходной заготовки. Неравномерность деформации на выходе из модуля I обусловлена тем, что металл в центральных зонах (в канале А) при выдавливании пересекает большее число границ разрыва скоростей (путь деформирования длиннее), чем в периферийном канале С, где пересекаются лишь две границы 1–5 и 5–6 (см. рис. 6).

После прохождения металлом конического участка (модуля II) и обжатия по высоте (от  $H$  до  $h$ ) неравномерность деформации заметно снижается, так как деформация при прохождении участка сопровождается неравномерностью обратного порядка. При обжатии, как при прямом выдавливании, большую интенсивность деформации приобретают периферийные слои. При сложении таких последовательных неравномерностей деформаций получается более равномерная по сечению отрезка проработка металла. Коэффициент неравномерности снижается до 1.15 и менее. Способ поперечного выдавливания с обжатием выдавливаемого отрезка может быть эффективным средством получения высококачественных металлоизделий.

Как показали исследования, для всех поверхностей среза приращение относительной сдвиговой деформации  $\gamma_{ij}^c$  равно удвоенной составляющей приведенного давления  $\Delta \bar{p}_{ij}$ , учитывающей этот срез, т. е.  $\gamma_{ij}^c = 2\Delta \bar{p}_{ij}$  [14].

Суммируя  $\Delta \bar{p}_{ij}$ , можно вывести формулу для приведенного давления. Так, для бокового выдавливания в пределах модуля I давление по (4) –  $\bar{p} = 1 + \left( \frac{R_0}{H} - \frac{H}{R_0} \right) / 4$ . А расчетное среднее значение интенсивности деформаций:

$$e_c = \gamma_{cp} / \sqrt{3} = 2\bar{p} / \sqrt{3}. \quad (18)$$

Полученная зависимость (18) показывает, что значение интенсивности деформаций, вычисленное по методике Р. Хилла ( $e_m = \bar{p}$ ) и по линиям тока ( $e_m = 1.155\bar{p}$ ) отличаются коэффициентом  $2/\sqrt{3}$ .

Возможность применения рассмотренной методики расчета деформаций через составляющие давлений деформирования была проверена и на иных схемах выдавливания [14]. Таким образом, для расчета накопленной деформации на основе разрывных полей скоростей могут быть использованы составляющие выражений для приведенного давления без необходимости установления нормальных компонент скоростей.

Диаграммы распределения интенсивности деформации сдвига в каждом модуле и их сумму, полученную после бокового выдавливания можно использовать для расчета величины тепловыделения в деформированном металле. Для рассмотренного случая поперечного бокового выдавливания в матрице с конической переходной кромкой (см. рис. 6) на основании установленных значений накопленной деформации сдвига (даны на рис. 6) и поэтапных показателей определили повышение температуры элемента материала, при прохождении очага деформации, состоящего из двух модулей (I и II) плоского течения.

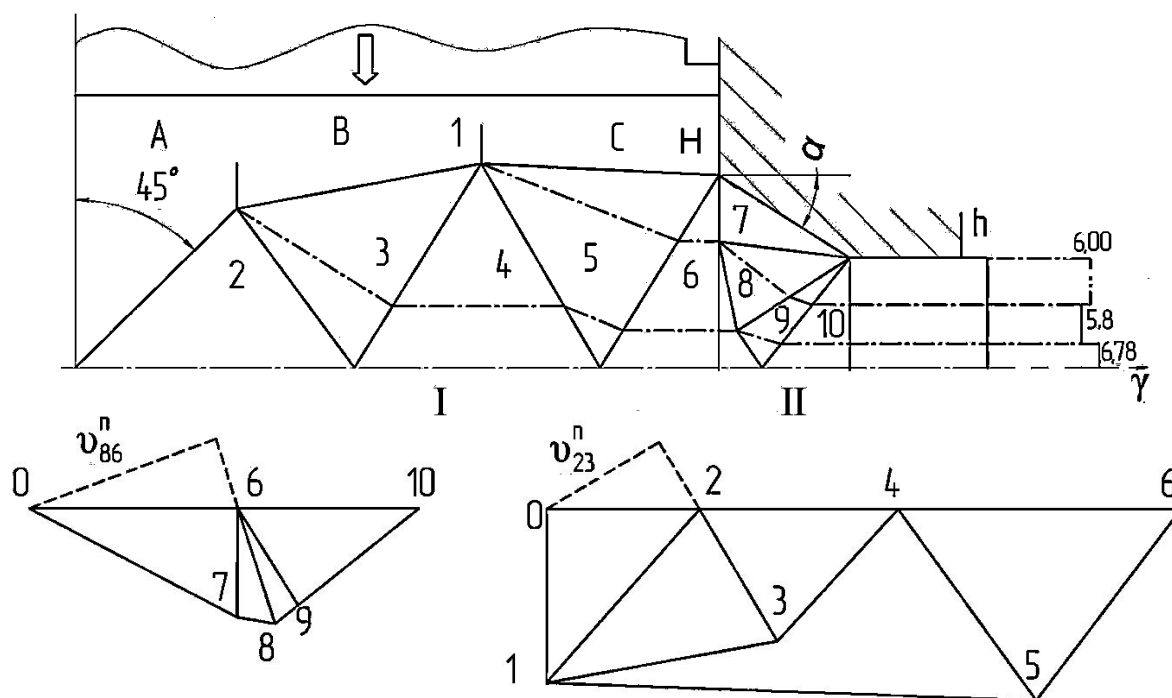


Рис. 6. Разрывное поле и годограф скоростей при боковом выдавливании

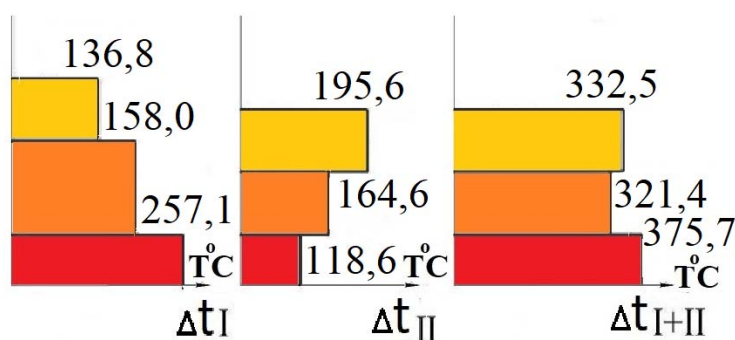


Рис. 7. Распределение тепла по сечению отрезка на этапах выдавливания:

$$\Delta t = \frac{k\gamma_{ij}}{I_{cp}}, \tag{19}$$

где  $k$  – постоянная пластичности;

$I$  – механический эквивалент тепла ( $I = 4,187 \text{ Дж} / \text{кал}$ );

$e$  – удельная теплоемкость материала;  $\rho$  – плотность материала.

Для процесса бокового выдавливания заготовки из малоуглеродистой стали принято:

$$k = 200 \frac{\text{Н}}{\text{мм}^2}; \quad c = 0,11 \frac{\text{кал}}{\text{г} \cdot \text{град}} = 460 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{град}}; \quad \rho = 7,85 \frac{\text{г}}{\text{см}^3}.$$

Результаты расчетов тепловыделения по модулям и в выдавленном отрезке приведены на рис. 7. Деформации сдвига в канале А в пределах модуля I соответствует 257,1 °С, а после прохождения металлом модуля II температура увеличиться еще на 118,6 °С и станет на выходе из очага деформации 375,7 °С. Эта температура соответствует накопленной в канале А деформации сдвига – 6,78.

## ВЫВОДЫ

Моделирование силового режима процесса бокового выдавливания методом верхней оценки позволило оценить влияние геометрических параметров и вида поля скоростей на приведенное давление деформирования. Установлено, что оптимальное число жестких элементов зависит от относительной толщины выдавливаемого отростка.

Расчетные формулы для плоского бокового выдавливания, полученные методом верхней оценки показывают результаты, близкие аналогичным решениям для других задач плоского деформирования в процессе доштамповки и осадки, отличающихся видом разрывного поля скоростей.

Получены уточненные зависимости для расчета давления деформирования в матрицах с конической и закругленной переходной кромкой. Для последнего случая применен криволинейный треугольный модуль, для которого описана методика построения и расчета компонентов приведенного давления на линиях разрыва скоростей.

Метод верхней оценки позволил оценить неравномерность распределения деформаций по сечению выдавленного отростка и рассчитать величину тепловыделения соответствующего накопленной деформации вдоль линий тока металла. Рассмотрен процесс бокового выдавливания отростка в матрице с конической переходной кромкой и подтверждена возможность взаимной компенсации неравномерности деформаций при простых схемах выдавливания при их взаимном сочетании или дополнении.

Подбор схем выдавливания в многопереходном процессе или при комбинированном выдавливании, проведенный с учетом характера распределения деформаций, может быть эффективным методом снижения неравномерности деформации заготовки.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Холодная объемная штамповка. Справочник / Под ред. Г. А. Навроцкого. – М. : Машиностроение, 1973. – 496 с.
2. Cold Forging of Hollow Cylindrical Components Having an Intermediate Flange – Ubet Analysis and Experiment / H. Kudo, B. Avitzur, T. Yoshikai, J. Luksza a. o. // *CIRP Annalen*. – 1980. – № 129. – P. 129–133.
3. Алиев И. С. Технологические процессы холодного поперечного выдавливания / И. С. Алиев // *Кузнечно-штамповочное производство*. – 1988. – № 6. – С. 1–4.
4. Овчинников А. Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах / А. Г. Овчинников. – М. : Машиностроение, 1983. – 200 с.
5. Stefan Rudolf. Hollow lateral extrusion of tubular billets – a newly developed cold forging process [Электронный ресурс]. – Режим доступа: [http://www.umformtechnik.net/binary\\_data/154121\\_hollow\\_lateral\\_extrusion\\_stuttgart\\_rudolf\\_ifu\\_stuttgart.pdf](http://www.umformtechnik.net/binary_data/154121_hollow_lateral_extrusion_stuttgart_rudolf_ifu_stuttgart.pdf).
6. Abhari Payman. The investigation of lateral extrusion process using finite element simulation / Payman Abhari [Электронный ресурс] // *International Journal for Research in Applied Science and Engineering Technology (IJRASET)*. – August 2017. – Volume 5. – Issue VIII. – P. 1703–1707. – ISSN 2321-9653. – Режим доступа: <http://ijraset.com/archive-detail.php?AID=60, DOI: 10.22214/ijraset.2017.8242>.
7. Огородников В. А. Ресурс пластичности металлов при холодном объемном формоизменении : монография / В. А. Огородников, И. А. Деревенько, Л. И. Алиева. – Винница : ВНТУ, ООО «Меркьюри-Подолье», 2016. – 176 с. – ISBN 978-966-2696-69-1.
8. Алюшин Ю. А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов обработки металлов давлением : учебное пособие / Ю. А. Алюшин, С. А. Еленев. – РИСХМ : Ростов н/Д., 1987. – 106 с.
9. Алиев И. С. Верхняя оценка усилий деформирования при поперечном выдавливании / И. С. Алиев // *Обработка металлов давлением*. – Ростов н/Д : РИСХМ, 1978. – С. 123–134.
10. Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – М. : Машиностроение, 1977. – 423 с.
11. Алиев И. С. Методика анализа процессов точной объемной штамповки с помощью модульных полей скоростей / И. С. Алиев // *Разработка и исследование высокоэффективных технологических процессов, оснастки и оборудования. Обработка металлов давлением : темат. сб. науч. трудов*. – К. : УМК ВО, 1990. – С. 7–17.
12. Савченко О. К. Силовой режим процесса поперечного выдавливания и оптимизация формы инструмента / О. К. Савченко, Ф. Э. Азадов, С. Л. Черняева // *Совершенствование процессов и машин ОМД : Межвузовский сборник научных трудов*. – К. : УМК ВО, 1988. – С. 21–28.
13. Алиева Л. И. Давление деформирования при прямом выдавливании через закругленную матрицу / Л. И. Алиева, А. В. Титов // *Матеріали Х Міжнародної науково-технічної конференції «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії» 21–23 листопада 2018. – Харків, 2018. – С. 16–17.*

14. Алиева Л. И. Оценка деформированного состояния деталей в процессе холодного выдавливания / Л. И. Алиева // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2016. – № 2. – С. 77–85.

## REFERENCES

1. *Holodnaja ob#emnaja shtampovka. Spravochnik / Pod red. G. A. Navrockogo.* – М. : Mashinostroenie, 1973. – 496 s.
2. *Cold Forging of Hollow Cylindrical Components Having an Intermediate Flange – Ubet Analysis and Experiment / H. Kudo, B. Avitzur, T. Yoshikai, J. Luksza a. o.* // *CIRP Annalen.* – 1980. – № 129. – P. 129–133.
3. Aliiev I. S. *Tehnologicheskie processy holodnogo poperechnogo vydavlivaniya / I. S. Aliiev // Kuznechno-shtampovnoe proizvodstvo.* – 1988. – № 6. – S. 1–4.
4. Ovchinnikov A. G. *Osnovy teorii shtampovki vydavlivaniem na pressah / A. G. Ovchinnikov.* – М. : Mashinostroenie, 1983. – 200 s.
5. Stefan Rudolf. *Hollow lateral extrusion of tubular billets – a newly developed cold forging process [Elektronnyj resurs].* – Rezhim dostupa: [http://www.umformtechnik.net/binary\\_data/154121\\_hollow\\_lateral\\_extrusion\\_stuttgart\\_rudolf\\_ifu\\_stuttgart.pdf](http://www.umformtechnik.net/binary_data/154121_hollow_lateral_extrusion_stuttgart_rudolf_ifu_stuttgart.pdf).
6. Abhari Payman. *The investigation of lateral extrusion process using finite element simulation / Payman Abhari [Elektronnyj resurs] // International Journal for Research in Applied Science and Engineering Technology (IJRASET).* – August 2017. – Volume 5. – Issue VIII. – P. 1703–1707. – ISSN 2321-9653. – Rezhim dostupa: <http://ijraset.com/archive-detail.php?AID=60>, DOI: 10.22214/ijraset.2017.8242.
7. Ogorodnikov V. A. *Resurs plastichnosti metallov pri holodnom ob#emnom formoizmenenii : monografija / V. A. Ogorodnikov, I. A. Dereven'ko, L. I. Aliieva.* – Vinnica : VNTU, OOO «Merk'juri-Podol'e», 2016. – 176 s. – ISBN 978-966-2696-69-1.
8. Aljushin Ju. A. *Teoreticheskie osnovy jenergeticheskikh metodov rascheta processov obrabotki metallov davleniem : uchebnoe posobie / Ju. A. Aljushin, S. A. Elenev.* – RISHM : Rostov n/D., 1987. – 106 s.
9. Aliiev I. S. *Verhnjaja ocenka usilij deformirovaniya pri poperechnom vydavlivanii / I. S. Aliiev // Obrabotka metallov davleniem.* – Rostov n/D : RISHM, 1978. – S. 123–134.
10. Storozhev M. V. *Teorija obrabotki metallov davleniem / M. V. Storozhev, E. A. Popov.* – М. : Mashinostroenie, 1977. – 423 s.
11. Aliiev I. S. *Metodika analiza processov tochnoj ob#emnoj shtampovki s pomoshh'ju modul'nyh polej skorostej / I. S. Aliiev // Razrabotka i issledovanie vysokojeffektivnyh tehnologicheskikh processov, osnastki i oborudovaniya. Obrabotka metallov davleniem : temat. sb. nauch. trudov.* – К. : UMK VO. 1990. – S. 7–17.
12. Savchenko O. K. *Silovoj rezhim processa poperechnogo vydavlivaniya i optimizacija formy instrumenta / O. K. Savchenko, F. Je. Azadov, S. L. Chernjaeva // Sovershenstvovanie processov i mashin OMD : Mezhvuzovskij sbornik nauchnyh trudov.* – К. : UMK VO, 1988. – S. 21–28.
13. Aliieva L. I. *Davlenie deformirovaniya pri prjamom vydavlivanii cherez zakruglennuju matricu / L. I. Aliieva, A. V. Titov // Materiali H Mizhnarodnoi naukovno-tehnichnoi konferencii «Resursozberezhennja ta energoefektivnist' procesiv i obladnannja obrobki tiskom u mashinobudivanni ta metalurgii» 21–23 listopada 2018.* – Harkiv, 2018. – S. 16–17.
14. Aliieva L. I. *Ocenka deformirovannogo sostojaniya detalej v processe holodnogo vydavlivaniya / L. I. Aliieva // Metallurgicheskaja i gornorudnaja promyshlennost'.* – 2016. – № 2. – S. 77–85.

Алиева Л. И. – д-р техн. наук, доц. ДГМА;

Титов А. В. – канд. техн. наук, докторант НТУУ «КПИ им. И. Сикорского»;

Корденко М. Ю. – аспирант ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

НТУУ «КПИ им. И. Сикорского» – Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского», г. Киев.

E-mail: leilialieva2017@gmail.com; kordenko.mariia@gmail.com

Статья поступила в редакцию 15.03.2019 г.

УДК.621.777

**Калюжний В. Л.  
Левченко В. М.**

## **ВИКОРИСТАННЯ МЕТОДУ БАЛАНСУ ПОТУЖНОСТЕЙ І ІНЖЕНЕРНОГО МЕТОДУ ДЛЯ АНАЛІЗУ УСТАЛЕНОЇ СТАДІЇ ХОЛОДНОГО ЗВОРОТНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ З РОЗДАЧОЮ**

Для виготовлення вісесиметричних порожнистих виробів із сталей і кольорових металів в серійному і масовому виробництвах використовуються процеси холодного видавлювання. Найбільш широко розповсюджена схема зворотного видавлювання, для якої мають місце всі необхідні дані для розроблення технології і штампового оснащення та розрахунків параметрів таких процесів [1, 2]. Зниження зусилля видавлювання забезпечує застосування схеми прямого видавлювання з роздачею [3–6]. У вказаних джерелах також приведені відомості для проектування технології та розрахунків параметрів. В останній час для виготовлення порожнистих виробів використовують схему зворотного видавлювання з роздачею в рухомій матриці, яка крім зниження зусилля видавлювання забезпечує достатньо просте видалення виробу із штампа [7, 8]. Однак для такої схеми відсутні аналітичні залежності для визначення зусилля видавлювання, питомих зусиль на деформуючому інструменті та межі текучості здеформованого металу.

Метою роботи є використання методу балансу потужностей та інженерного методу для аналізу зворотного видавлювання з роздачею в рухомій матриці і отримання аналітичних залежностей для визначення зусилля, питомих зусиль та зміцнення здеформованого металу, а також проведення чисельного експерименту для перевірки адекватності результатів розрахунків.

Схема зворотного видавлювання з роздачею в рухомій матриці вісесиметричних порожнистих виробів конусним пуансоном приведена на рис. 1. Ліворуч від вісі симетрії наведено положення на початку видавлювання, праворуч – в кінці видавлювання. Вихідна заготовка 1, діаметр якої менший за зовнішній діаметр виробу, встановлена в матриці 2 на виштовхувачі 3. Зусилля видавлювання  $P_D$  прикладається за допомогою пуансона 4. При опусканні пуансона 4 із швидкістю  $V_0$  виконується формоутворення виробу 5. При видавлюванні матриця 2 також зміщується вниз із швидкістю  $V_0$ . Процес зворотного видавлювання з роздачею в рухомій матриці спочатку має неусталену стадію, на якій зусилля видавлювання зростає і досягає максимального значення, та усталену стадію з практично постійною величиною зусилля видавлювання [7]. Усталена стадія виникає, коли метал заповнює зазор між калібруючим пояском торця пуансона діаметром  $D_n$  і циліндричною поверхнею матриці діаметром  $D_D$ .

Розрахункова схема для аналізу усталеної стадії методом балансу потужностей і інженерним методом зображена на рис. 2. Використання двох методів обумовлене наступним. Врахування впливу тертя на зусилля видавлювання при зміщенні об'ємів заготовки, які не деформуються, забезпечує метод балансу потужностей. Інженерний метод дозволяє виявити напруження в осередку деформації, встановити нормальні напруження на контактуючих поверхнях та точніше врахувати вплив тертя по Кулону при визначенні потужностей на подолання сил тертя. У здеформованій заготовці виділяємо осередок деформації між пуансоном і матрицею, який обмежений радіусами  $R$  і  $r$  та кутом  $\lambda$ . Стінка заготовки та частина її, яка знаходиться нижче дуги радіусом  $R$  не деформуються. В сферичній системі координат в осередку деформації виникають напруження  $\sigma_\varphi$ ,  $\sigma_\rho$  та  $\sigma_\theta$ . На контактуючих поверхнях в осередку деформації діють дотичні напруження  $\tau_{\kappa\mu}$  ( $\varphi\sigma\mu$  – коефіцієнт тертя).



де  $N_{3c}$  – потужність зовнішніх сил;

$N_d$  – потужність, яка витрачається на подолання опору деформування;

$N_m^{ad}$  – потужність, яка витрачається на подолання сил тертя на контактуючій конусній поверхні заготовки з пуансоном;

$N_m^{bc}$  – потужність, яка витрачається на подолання сил тертя на контактуючій конусній поверхні матриці;

$N_m^{ed}$  – потужність, яка витрачається на подолання сил тертя на контактуючій циліндричній поверхні пуансона і заготовки;

$N_m^{ck}$  – потужність, яка витрачається на подолання сил тертя на контактуючій циліндричній поверхні матриці вище осередку деформації;

$N_m^{bl}$  – потужність, яка витрачається на подолання сил тертя на контактуючій циліндричній поверхні матриці нижче осередку деформації;

$N_{3\theta}^{dc}$  – потужність, яка витрачається на подолання сил зсуву на границі осередку деформації радіусом  $r$ ;

$N_{3\theta}^{ab}$  – потужність, яка витрачається на подолання сил зсуву на границі осередку деформації радіусом  $R$ .

Визначимо величини окремих складових рівняння (5). Для цього вважаємо, що на усталеній стадії видавлювання деформація відбувається за рахунок стискання металу між конусними поверхнями пуансона і матриці (деформація  $\varepsilon_\varphi$ ) та течії в радіальному напрямку (деформація  $\varepsilon_\rho$ ). При визначенні потужностей приймаємо, що розмір осередку деформації в окружному напрямку дорівнює одиниці. Потужність на подолання опору деформування визначається по відомій формулі:

$$N_\partial = \iiint_V \xi_i \sigma_s dV, \quad (6)$$

де  $\xi_i$  – інтенсивність швидкостей деформацій;

$\sigma_s$  – напруження текучості;

$dV$  – елементарний об'єм.

Спочатку вважаємо, що зміщення відсутнє і напруження  $\sigma_s$  постійне. Оскільки в осередку деформації течія металу проходить по радіусах то зсувні швидкості деформацій дорівнюють нулю, а швидкості деформацій  $\xi_\varphi$  і  $\xi_\rho$  є головними. Тоді для плоскої деформації  $\xi_\rho = -\xi_\varphi$  і  $\xi_i = (2/\sqrt{3})\varepsilon_\varphi$ . Якщо швидкості частинок металу в радіальному напрямку біля нижньої границі осередку деформації позначити через  $\mathcal{G}_r$ , то на довільному радіусі  $\rho$  маємо  $\mathcal{G}_r \lambda r = \mathcal{G}_\rho \lambda \rho$ . Звідки:

$$\mathcal{G}_\rho = \mathcal{G}_r r / \rho. \quad (7)$$

На границі осередку деформації радіусом  $R$  швидкості частинок металу мають величину  $\mathcal{G}_R = \mathcal{G}_r r / R$ . По швидкості  $\mathcal{G}_\rho$  можна знайти швидкість деформацій  $\xi_\varphi = \mathcal{G}_\rho / \rho = \mathcal{G}_r r / \rho^2$ .



Елементарний об'єм елемента на довільному радіусі  $\rho$  з урахуванням, що розмір осередку деформації в окружному напрямку дорівнює одиниці, має вигляд:  $dV = \rho \lambda d\rho$ . Після підстановки отриманих величин в рівність (6) та проведення інтегрування отримуємо:

$$N_{\partial} = (2/\sqrt{3}) \sigma_s r \lambda \mathcal{G}_r \int_r^R d\rho / \rho = (2/\sqrt{3}) \sigma_s r \lambda \mathcal{G}_r \ln(R/r) . \quad (8)$$

Далі визначаємо потужності на подолання сил тертя. Для врахування тертя по Кулону напруження  $\sigma_{\varphi}$  отримуємо з рішення наближених диференціальних рівнянь рівноваги в сферичних координатах (без врахування дотичних напружень та використанням умови, що  $\sigma_{\varphi} = \sigma_{\theta}$ ) спільно з умовою пластичності. В таких координатах маємо рівняння рівноваги  $rd\sigma_{\rho} / d\rho + 2(\sigma_{\rho} - \sigma_{\varphi}) = 0$  і умову пластичності  $\sigma_{\rho} - \sigma_{\varphi} = \sigma_s$ .

Після інтегрування та визначення довільної постійної із умови, що при  $\rho = r$  напруження  $\sigma_{\rho} = 0$ , знаходимо  $\sigma_{\rho} = -\sigma_s 2 \ln \frac{\rho}{r}$ . З умови пластичності знаходимо напруження  $\sigma_{\varphi}$ :

$$\sigma_{\varphi} = \sigma_{\rho} - \sigma_s = -\sigma_s (1 + 2 \ln \rho / r) . \quad (9)$$

По виразу для  $\sigma_{\varphi}$  можна наближено оцінити розподіл питомих зусиль на пуансоні і матриці. Для подальшого спрощення рішення (без використання інтегрування) при визначенні потужностей на подолання сил тертя будемо знаходити середнє значення напруження  $\sigma_{\varphi}$  і швидкостей частинок металу на контактуючих поверхнях. Середнє значення напруження  $\sigma_{\varphi}$ :

$$\sigma_{\varphi}^{cp} = (\sigma_{\varphi}, \text{при } \rho = r + \sigma_{\varphi}, \text{при } \rho = R) / 2 = -\sigma_s (1 + \ln R / r) . \quad (10)$$

Середнє значення швидкості частинок металу по поверхні пуансона:

$$\mathcal{G}_n^{cp} = (\mathcal{G}_r + \mathcal{G}_R) / 2 = (1 + r / R) \mathcal{G}_r / 2 .$$

Пуансон зміщується зі швидкістю  $\mathcal{G}_0$ . Радіальна складова швидкості точок пуансона дорівнює  $\mathcal{G}_0 \cos \alpha$ . Тоді для визначення потужності на подолання сил тертя на контактуючій поверхні пуансона необхідно використовувати наступну швидкість:

$$\mathcal{G}_n^{cp} = 0,5(1 + r / R) \mathcal{G}_r + \mathcal{G}_0 \cos \alpha . \quad (11)$$

З використанням виразів (10) і (11) та з урахуванням абсолютної величини  $\sigma_{\varphi}^{cp}$  і довжини контактуючої поверхні  $R - r$  знаходимо:

$$N_m^{ad} = \mu \sigma_s (1 + \ln R / r) (R - r) [0,5(1 + r / R) \mathcal{G}_r + \mathcal{G}_0 \cos \alpha] . \quad (12)$$

Середнє значення швидкості частинок металу на конусній поверхні матриці однакові із середнім значенням на пуансоні. Тоді потужність  $N_m^{bc}$  має вигляд:

$$N_m^{bc} = \mu \sigma_s (1 + \ln R / r) (R - r) (1 + r / R) 0,5 \mathcal{G}_r . \quad (13)$$

При визначенні потужності, яка витрачається на подолання сил тертя на контактуючій циліндричній поверхні матриці вище осередку деформації  $N_m^{ck}$ , крім швидкості переміщення стінки  $\mathcal{G}_c$  необхідно також врахувати опускання матриці зі швидкістю  $\mathcal{G}_0$ . Дотичне

напруження на цій поверхні беремо по Зібелю у вигляді  $\tau_k = \mu\sigma_s$ . Тоді знайдемо вказану потужність з урахуванням довжини контактуючої поверхні  $h = h_1 + (R_\partial - R_n) / \operatorname{tg}\gamma$ :

$$N_m^{ck} = \mu\sigma_s [h_1 + (R_\partial - R_n) / \operatorname{tg}\gamma] (\mathcal{G}_c + \mathcal{G}_o). \quad (14)$$

На контактуючій циліндричній поверхні пуансона висотою  $h_1$  має місце зустріне переміщення стінки здеформованої заготовки із швидкістю  $\mathcal{G}_c$  та переміщення пуансона із швидкістю  $\mathcal{G}_o$ . Потужність, яка витрачається на подолання сил тертя на цій поверхні, має вигляд:

$$N_m^{ed} = \mu\sigma_s h_1 (\mathcal{G}_c + \mathcal{G}_o). \quad (15)$$

На контактуючій циліндричній поверхні матриці висотою  $H$  сили тертя виникають від переміщення матриці зі швидкістю  $\mathcal{G}_o$  по недеформованій частині заготовки. На подолання цих сил потрібно витратити потужність:

$$N_m^{bl} = \mu\sigma_s H \mathcal{G}_o. \quad (16)$$

Далі переходимо до визначення потужностей на подолання сил зсуву на границях осередку деформації. Величину дотичного напруження зсуву  $\tau_{3\beta}$  візьмемо, як максимально можливу найбільшу величину при пластичній деформації у вигляді  $\tau_{3\beta} = \sigma_s / 2$ . Оскільки в осередку деформації має місце радіальна течія металу, то на границях радіусом  $r$  і  $R$  змінюється траєкторія швидкостей  $\mathcal{G}_r$  і  $\mathcal{G}_R$  на кут  $\varphi$  та виникають дотичні складові відповідно  $\mathcal{G}_r^\varphi = \mathcal{G}_r \operatorname{tg}\varphi$  і  $\mathcal{G}_R^\varphi = \mathcal{G}_R \operatorname{tg}\varphi$ . При цьому кут  $\varphi$  змінюється від  $\varphi = \alpha$  біля поверхні контакту з пуансоном до  $\varphi = \beta$  біля поверхні контакту з матрицею. Середня величина дотичних швидкостей може бути визначена по величині середнього кута  $\varphi_{cp} = (\alpha - \beta) / 2$ . З урахуванням раніше визначеної величини  $\mathcal{G}_R$  та кута  $\lambda$  визначаємо потужності  $N_{3\beta}^{dc}$  і  $N_{3\beta}^{ab}$ :

$$\begin{aligned} N_{3\beta}^{dc} &= 0,5\sigma_s r \lambda \mathcal{G}_r \operatorname{tg} 0,5(\alpha - \beta) = 0,5\sigma_s r (\alpha - \beta) \mathcal{G}_r \operatorname{tg} 0,5(\alpha - \beta); \\ N_{3\beta}^{ab} &= 0,5\sigma_s R \lambda \mathcal{G}_R \operatorname{tg} 0,5(\alpha - \beta) = 0,5\sigma_s R (\alpha - \beta) \mathcal{G}_r \frac{r}{R} \operatorname{tg} 0,5(\alpha - \beta) = \\ &= 0,5\sigma_s r (\alpha - \beta) \mathcal{G}_r \operatorname{tg} 0,5(\alpha - \beta). \end{aligned} \quad (17)$$

Потужність зовнішніх сил  $N_{3c}$  виразимо через нормальне напруження на пуансоні  $\sigma_\varphi^n$ , напрям дії якого співпадає з напруженням  $\sigma_\varphi$ :

$$N_{3c} = \sigma_\varphi^n (R - r) \mathcal{G}_o \sin \alpha. \quad (18)$$

В формули для потужностей входять швидкості  $\mathcal{G}_r$ ,  $\mathcal{G}_c$  і  $\mathcal{G}_o$ . Швидкості  $\mathcal{G}_r$  і  $\mathcal{G}_c$  визначимо через швидкість  $\mathcal{G}_o$  із умови постійності витрат металу. По схемі (див. рис. 2) витрати в стінці  $\mathcal{G}_c (R_\partial - R_n)$  дорівнюють витратам під пуансоном  $\mathcal{G}_o (R - r)$ . Звідки знаходимо швидкість  $\mathcal{G}_c$ :

$$\mathcal{G}_c = \mathcal{G}_o (R - r) / (R_\partial - R_n). \quad (19)$$

Аналогічно знайдемо швидкість  $\mathcal{G}_r$ :  $\mathcal{G}_r r \lambda = \mathcal{G}_c (R_\partial - R_n)$ . З урахуванням (19) маємо:

$$g_r = g_o (R-r) / r\lambda . \quad (20)$$

Підставляємо отримані вирази для потужностей в формулу (5) та після проведення відповідних перетворень знаходимо:

$$\begin{aligned} \sigma_\varphi^n = \sigma_s \left\{ \frac{2}{\sin\alpha\sqrt{3}} \ln R/r + \mu(1 + \ln R/r)(1 + R/r) \left[ \frac{0,5(R-r)}{r(\alpha-\beta)\sin\alpha} + \operatorname{ctg}\alpha \right] \right. \\ + \mu(1 + \ln R/r)(1 + R/r) \frac{0,5(R-r)}{r(\alpha-\beta)\sin\alpha} + \\ + \mu \left[ h_1 + (R_\partial - R_n) / \operatorname{tg}\gamma \right] \left( \frac{1}{R_\partial - R_n} + \frac{1}{R-r} \right) \frac{1}{\sin\alpha} + \\ \left. + \mu h_1 \left( \frac{1}{R_\partial - R_n} + \frac{1}{R-r} \right) \frac{1}{\sin\alpha} + \frac{\mu H}{(R-r)\sin\alpha} + \frac{1}{\sin\alpha} \operatorname{tg}0,5(\alpha-\beta) \right\} . \quad (21) \end{aligned}$$

Тепер по напруженню  $\sigma_\partial^n$  можна визначити зусилля видавлювання  $P_\partial$ , яке співпадає з напрямком переміщення пуансона:

$$P_\partial = \sigma_\varphi^n \pi R_n (R-r) / \sin\alpha . \quad (22)$$

В приведенному аналізі не враховано зміцнення здеформованого металу. Для його врахування використовуємо відому апроксимацію діаграми істинних напружень другого роду у вигляді [9]:

$$\sigma_s = \frac{\sigma_\sigma}{1 - \psi_{us}} \left( \frac{\psi}{\psi_{us}} \right)^{\psi_{us} / 1 - \psi_{us}} , \quad (23)$$

де  $\sigma_\sigma$  – межа міцності;

$\psi_{us}$  – відносне потоншення, яке відповідає моменту утворення шийки на зразку при стандартних випробуваннях;

$\psi$  – поточне значення відносного потоншення.

Якщо в якості поточного відносного потоншення взяти зменшення довжини дуги в осередку деформації радіусом  $R$  до дуги радіусом  $r$ , то маємо  $\psi = (R\lambda - r\lambda) / R\lambda = (R-r) / R$ . Тоді середня величина напруження  $\sigma_s$  в осередку деформації розраховується при  $\psi_{cp} = \psi / 2$ :

$$\sigma_s^{cp} = \frac{\sigma_\sigma}{1 - \psi_{us}} \left( \frac{R-r}{2R\psi_{us}} \right)^{\psi_{us} / 1 - \psi_{us}} . \quad (24)$$

З використанням виразу (23) і формули (9) можна визначити розподіл напружень  $\sigma_\varphi$  на поверхнях пуансона і матриці, змінюючи величину  $\rho$  від радіуса  $r$  до радіуса  $R$ .

Для перевірки адекватності розрахунків по отриманих аналітичних залежностях з використанням метода скінченних елементів (МСЕ) в середовищі DEFORM-2D був проведений чисельний експеримент по холодному видавлюванню з роздачею в рухомій матриці вісесиметричних порожнистих виробів із сталі 10. Розміри деформуючого інструмента і заготовки були наступні (див. рис. 2):  $R_n = 10$  мм,  $\alpha = 83^\circ$ ,  $h_1 = 2$  мм,  $R_3 = 10$  мм,  $R_\partial = 13,7$  мм,  $\beta = 21,5^\circ$ . При наведених розмірах отримано  $R = 16$  мм,  $r = 5,92$  мм,  $\lambda = 61,5^\circ$ ,  $\gamma = 37,5^\circ$ ,  $h = 6,8$  мм.

Залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона, яка отримана за допомогою МСЕ приведена на рис. 3. Зусилля спочатку зростає повільно до моменту виходу zdeформованого металу в зазор між матрицею і пуансоном (переміщення пуансона 41 мм). Далі іде інтенсивне зростання зусилля до 515 кН і при переміщенні пуансона 13 мм процес переходить в усталену стадію, на якій зусилля залишається постійним. На графіку наведена величина зусилля 466 кН (МБМ і ІМ), яка отримана по формулах (21, 22, 24). Розбіжність у значеннях у значеннях зусиль на усталеній стадії складає 9,5 %.

Розподіл інтенсивності напружень у zdeформованій заготовці наведений на рис. 4. Тонкими лініями зображений деформуючий інструмент, а розміри по всіх показані в міліметрах. В осередку деформації в дужках відмічена величини середнього напруження  $\sigma_s^{cp}$ , яке визначено по формулі (24). Розбіжність результатів складає 5,6 %. Розподіл осьових напружень  $\sigma_z$  у zdeформованій заготовці показаний на рис. 5. На розподілі відмічені величини напружень  $\sigma_z$  на поверхні заготовки, яка контактує з пуансоном. В дужках приведені значення проєкцій напруження  $\sigma_\varphi$  на вісь симетрії ( $\sigma_\varphi / \cos \alpha$ ), які отримані по виразах (9) і (24). Як видно, формула (9) дозволяє достатньо точно розрахувати максимальну величину напруження  $\sigma_\varphi$ , яку можна використати в якості питомого зусилля на пуансоні.

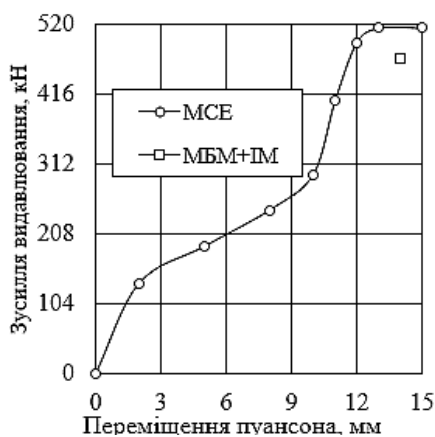


Рис. 3. Залежність зусилля

видавлювання від переміщення пуансона, яка отримана за допомогою МСЕ

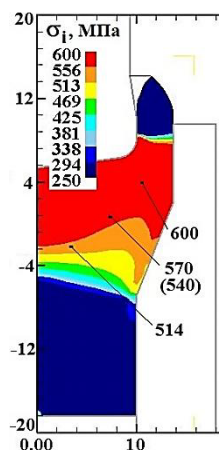


Рис. 4. Розподіл

інтенсивності напружень  $\sigma_i$

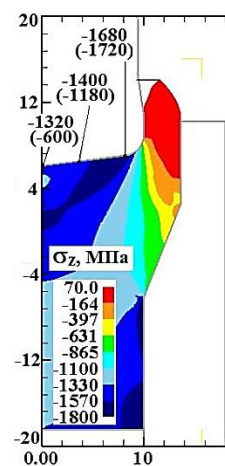


Рис. 5. Розподіл

осьових напружень  $\sigma_z$

## ВИСНОВКИ

Методом балансу потужностей спільно з інженерним методом виконаний аналіз усталеної стадії холодного зворотного видавлювання з роздачею в рухомій матриці вісесиметричних порожнистих виробів. Перший метод дозволяє врахувати тертя на контактуючих поверхнях між об'ємами заготовки, які не деформуються, та інструментом, а другий – забезпечує визначення нормальних напружень в осередку деформації та врахувати вплив сил тертя по Кулону при знаходженні потужностей. Отримані аналітичні залежності для розрахунку зусилля деформування, нормальних напружень на пуансоні і матриці. Враховано зміцнення металу при формоутворенні по ступеневій апроксимації діаграми істинних напружень. Для перевірки адекватності результатів по отриманих виразах з використанням МСЕ проведений чисельний експеримент по отриманню виробів конкретних розмірів. Порівняння результатів моделювання та розрахунків по формулах показали можливість застосування отриманих виразів для практичних розрахунків зусилля видавлювання, питомих зусиль та межі текучості zdeформованого металу.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

1. Ковка и объемная штамповка : справочник. В 4-х т. Т. 3. Холодная объемная штамповка / Ред. совет : Е. И. Семенов (пред.) и др. ; под ред. Г. А. Навроцкого. – М. : Машиностроение, 1987. – 384 с.
2. Овчинников А. Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах / А. Г. Овчинников. – М. : Машиностроение, 1983. – 200 с.
3. Овчинников А. Г. Прямое выдавливание цилиндрических стаканов / А. Г. Овчинников, А. В. Хабаров // Совершенствование процессов объемной штамповки. – М. : МДНТП, 1980. – С. 103–108.
4. Дмитриев А. М. Исследование процесса выдавливания с раздачей / А. М. Дмитриев // Известия вузов. – М. : Машиностроение, 1984. – № 4. – С. 140–148.
5. Гречников В. Ф. Прогрессивные технологические процессы холодной штамповки / В. Ф. Гречников, А. М. Дмитриев, В. Д. Кухарь и др. ; под общ. ред. А. Г. Овчинникова. – М. : Машиностроение, 1985. – 184 с.
6. Калюжный В. Л. Сравнительный анализ процессов обратного выдавливания и прямого выдавливания с раздачей изделий с полостью постоянного диаметра / В. Л. Калюжный, Л. И. Алиева, И. П. Куликов // Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 4(37). – С. 87–92.
7. Калюжный В. Л. Аналіз схем холодного видавлювання вісесиметричних порожнистих виробів / В. Л. Калюжний, А. М. Потятиник // Наукові нотатки. Міжвузівський збірник. – Луцьк : НТУ, 2017. – № 59. – С. 137–143.
8. Калюжный В. Л. Визначення параметрів холодного комбінованого видавлювання вісесиметричних порожнистих напівфабрикатів із виступом у донній частині зі сторони порожнини / В. Л. Калюжний, А. М. Потятиник, Х. В. Малій // Обработка материалов давлением. – Краматорск : ДГМА, 2018. – № 2(47). – С. 105–113.
9. Попов Е. А. Основы теории листовой штамповки : учеб. пособ. для вузов. – Изд. 2-е, пераб. и доп. / Е. А. Попов. – М. : Машиностроение. – 278 с.

## REFERENCES

1. Kovka i ob#emnaja shtampovka : spravocchnik. V 4-h t. T. 3. Holodnaja ob#emnaja shtampovka / Red. sovet: E. I. Semenov (pred.) i dr. ; pod red. G. A. Navrockogo. – M. : Mashinostroenie, 1987. – 384 s.
2. Ovchinnikov A. G. Osnovy teorii shtampovki vydavlivaniem na pressah / A. G. Ovchinnikov. – M. : Mashinostroenie, 1983. – 200 s.
3. Ovchinnikov A. G. Prjamoje vydavlivanie cilindricheskikh stakanov / A. G. Ovchinnikov, A. V. Habarov // Sovershenstvovanie processov ob#emnoj shtampovki. – M. : MDNTP, 1980. – S. 103–108.
4. Dmitriev A. M. Issledovanie processa vydavlivanija s razdachej / A. M. Dmitriev // Izvestija vuzov. – M. : Mashinostroenie, 1984. – № 4. – S. 140–148.
5. Grechnikov V. F. Progressivnye tehnologicheskie processy holodnoj shtampovki / V. F. Grechnikov, A. M. Dmitriev, V. D. Kuhar' i dr. ; pod obshh. red. A. G. Ovchinnikova. – M. : Mashinostroenie, 1985. – 184 s.
6. Kaljuzhnyj V. L. Sravnitel'nyj analiz processov obratnogo vydavlivanija i prjamoego vydavlivanija s razdachej izdelij s polost'ju postojannogo diametra / V. L. Kaljuzhnyj, L. I. Alieva, I. P. Kulikov // Obrabotka materialov davleniem : sb. nauch. trudov. – Kramatorsk : DGMA, 2013. – № 4(37). – S. 87–92.
7. Kaljuzhnij V. L. Analiz shem holodnogo vidavljuvannja visesimetrichnih porozhnistih virobiv / V. L. Kaljuzhnij, A. M. Potjatynik // Naukovi notatki. Mizhvuzivs'kij zbirnik. – Luc'k : NTU, 2017. – № 59. – S. 137–143.
8. Kaljuzhnij V. L. Viznachennja parametriv holodnogo kombinovanogo vidavljuvannja visesimetrichnih porozhnistih napivfabrikativ iz vistupom u donnij chastini zi storoni porozhnini / V. L. Kaljuzhnij, A. M. Potjatynik, H. V. Malij // Obrabotka materialov davleniem. – Kramatorsk : DGMA, 2018. – № 2(47). – S. 105–113.
9. Popov E. A. Osnovy teorii listovoj shtampovki : ucheb. posob. dlja vuzov. – Izd. 2-e, perab. i dop. / E. A. Popov. – M. : Mashinostroenie. – 278 s.

Калюжный В. Л. – д-р техн. наук, проф. НТУУ «КПІ ім. І. Сикорського»;

Левченко В. М. – канд. техн. наук, докторант ДДМА.

НТУУ «КПІ ім. І. Сикорського» – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», м. Київ.

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ.

E-mail: kwl\_2011@ukr.net; electrosupport@ukr.net.

УДК 621.438.002.2

**Тітов В. А.  
Бень А. М.**

## **МОДЕЛЮВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ВИДАВЛЮВАННЯ ЗАГОТОВОК КОМПРЕСОРНИХ ЛОПАТОК**

Лопатки авіаційних двигунів є найбільш масовими та навантаженими деталями. До них висуваються особливі вимоги за структурою матеріалу, його хімічним складом, механічним властивостям, геометричним розміром, а особливо виключенням дефектів при виготовленні [1].

При виготовленні заготовок компресорних лопаток методом видавлювання спостерігаються наступні дефекти: виникнення заковів, прес-утяжини та несучільності матеріалу, які надалі можуть потрапляти в тіло лопатки та призводити до зниження характеристик міцності. На виникнення дефектів впливають технологічні параметри виготовлення заготовки лопатки: швидкість деформації, температура, тертя на контактній поверхні та геометричні розміри деталі [2].

Для забезпечення конкурентоспроможності необхідний комплексний підхід в проектуванні процесу виробництва. Сучасні системи моделювання дозволяють значно скоротити витрати та час розробки нового оснащення за рахунок віртуального моделювання процесу штампування, без виготовлення оснащення та завантаження ковальсько-пресового обладнання.

Метою даної роботи є чисельне моделювання процесу видавлювання заготовок компресорних лопаток авіаційних двигунів із вирішенням задач пластичного деформування, порівняння результатів моделювання із фактичними результатами видавлювання.

В якості системи моделювання процесів використовується програма QForm 2D/3D, за допомогою якої можна варіювати різними параметрами процесу деформування. Моделювання процесу видавлювання заготовок компресорних лопаток складається із наступних етапів:

- створення 3D-моделі видавленої заготовки компресорної лопатки із дотриманням всіх вимог, що висуваються до геометричних розмірів деталі. Створення 3D-моделей штампового оснащення та заготовки під видавлювання;
- моделювання процесу видавлювання із вихідними даними реального процесу за допомогою програмного забезпечення QForm 2D/3D;
- проведення порівняльного аналізу результатів моделювання із фактичними результатами видавлювання заготовок компресорних лопаток [3–5].

Процес видавлювання заготовки компресорної лопатки моделювався за фактичними розмірами лопатки та штампового оснащення. На першому етапі моделювання було створено 3D-модель видавленої заготовки компресорної лопатки (рис. 1).



Рис. 1. 3D-модель видавленої заготовки компресорної лопатки

Після цього за формою її профілю з урахуванням температурного розширення створено моделі штампового оснащення – пуансону і матриці, яка складається із двох половин та має скошене дно. Для того щоб в процесі видавлювання забезпечити плавний плин металу, збільшити стійкість інструменту та зменшити концентратори напружень, в матриці місце переходу від вхідної частини до порожнини, де формується перо лопатки, виконано із максимальними радіусами заокруглень (рис. 2).

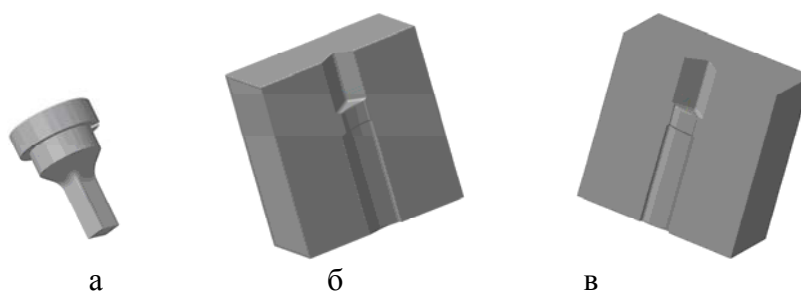


Рис. 2. 3D-модель штампного оснащення:  
а – пуансон; б – ліва півматриця; в – права півматриця

Для можливості подальшого моделювання в QForm було з'єднано дві половини штамп. Після цього в додатку QShape на інструменті та заготовці було нанесено сітку кінцевих елементів. (рис. 3).

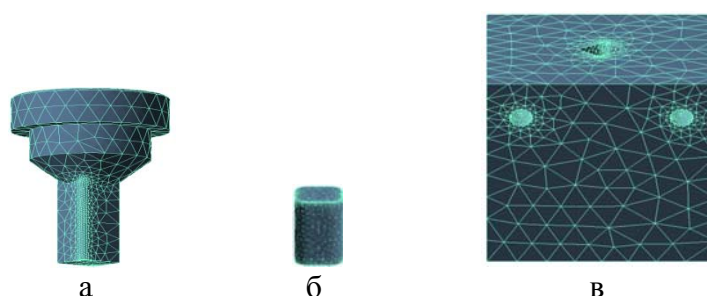


Рис. 3. Нанесення сітки методом кінцевих елементів:  
а – пуансон; б – заготовка для видавлювання; в – матриця у зборі

При моделюванні процесу видавлювання заготовки компресорної лопатки було використано вихідні умови, які використовуються в реальному виробництві. Процес видавлювання заготовки розглядали як об'ємну задачу. В якості обладнання було обрано модель механічного пресу зусиллям 6,3 МН.

Деформуючий інструмент вважався абсолютно жорстким. Задавалася температура підігрівання робочого інструменту згідно із діючою технологією до 300°C.

За модель матеріалу заготовки було обрано титановий сплав ВТ6. Розрахунок проводився із застосуванням графітової змазки із коефіцієнтом тертя  $\mu = 0,3$ . Температура нагрівання заготовки дорівнює 900 °С.

В результаті комп'ютерного моделювання процесу видавлювання заготовки компресорної лопатки характерного розміру 27 мм отримано дані щодо заповнення гравюри штамп та зонам затрудненого плину металу із наявністю дефектів. (рис. 4).

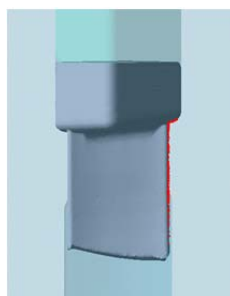


Рис. 4. Змодельована в QForm заготовка компресорної лопатки, отримана методом видавлювання

На рис. 5 представлено розподіл опору деформуванню, а на рис. 6 – швидкостей плину металу, на основі аналізу яких зразок можна умовно розділити на чотири зони (рис. 6, в).

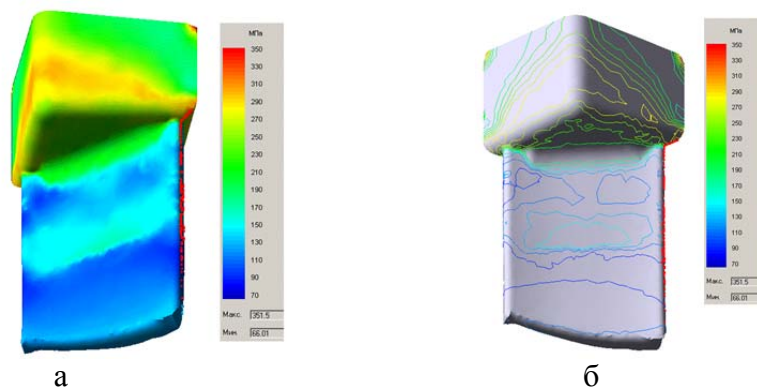


Рис. 5. Розподіл опору деформуванню на поверхні:  
а – ізолінії опору деформуванню; б – ізолінії вектору опору деформуванню вздовж осі пера лопатки

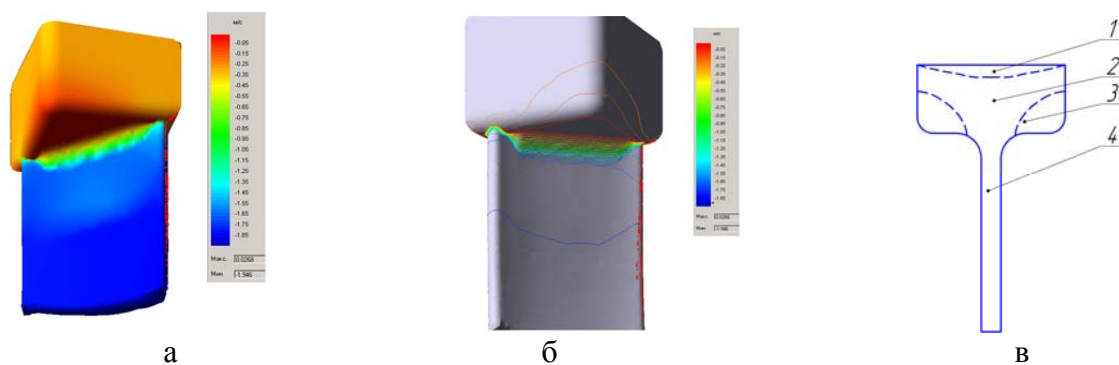


Рис. 6. Розподіл швидкостей плину металу на поверхні:  
а – ізолінії вектору швидкостей; б – ізолінії вектору швидкостей матеріальних часток вздовж осі пера лопатки; в – характерні зони плину металу

На зразку 1 та 3 зони є зонами затрудненого плину металу, так як у зоні 1 відбувається контакт металу заготовки із пуансоном. В 4 зоні спостерігається застій металу через конструктивні особливості деталі. Інтенсивний плин металу спостерігається в зоні 2. Метал тече в порожнину матриці, де відбувається формування пера лопатки. Тут спостерігається 4 зона сталого плину металу.

Розподіл середніх напружень заготовки в процесі деформування показано на рис. 7.

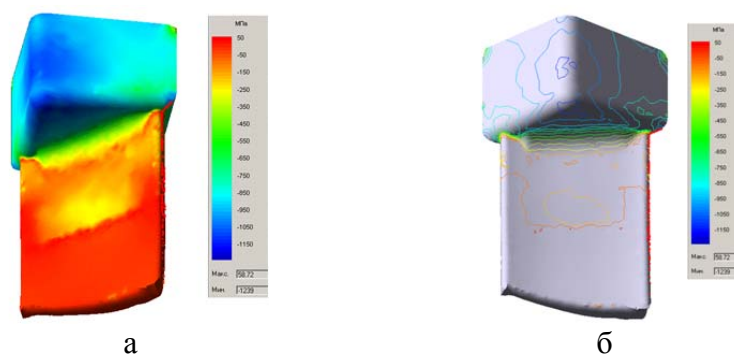


Рис. 7. Розподіл середніх напружень:  
а – ізолінії середніх напружень; б – ізолінії вектору середніх напружень вздовж осі пера лопатки

Аналіз показує, що напруження в ході деформації змінюють свій знак. У прес-залишку, де пуансон діє на заготовку спостерігається інтенсивне напруження стиску, яке по мірі просування до пера лопатки зменшується. У сформованому пері заготовки компресорної лопатки спостерігається поступове зростання довжини пера, яке супроводжується напруженням розтягання.



Залежність зусилля процесу видавлювання заготовки компресорної лопатки від часу проведення операції представлено на рис. 8.

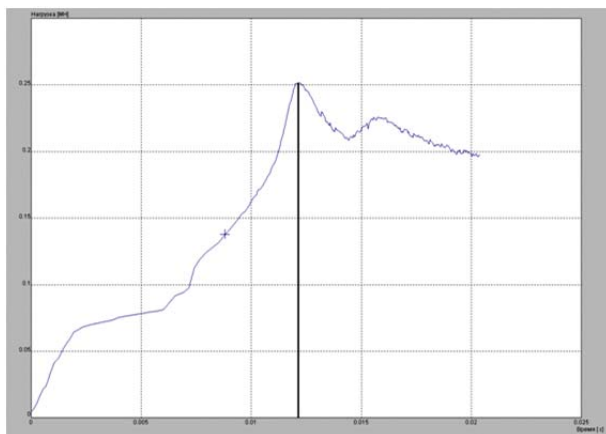


Рис. 8. Графік залежності зусилля пресування від часу

Зусилля зростає поступово по мірі заповнення металом заготовки порожнини матриці та формування пера заготовки компресорної лопатки. На першому етапі відбувається осаджування плющеної заготовки. Далі заготовка входить у контакт зі стінками матриці, зростає сила тертя і, внаслідок цього, зусилля. Максимальне зусилля на цьому етапі становить 0,253 МН. Після цього зусилля дещо знижується.

Для перевірки результатів комп'ютерного моделювання процесу видавлювання заготовок компресорних лопаток за допомогою програмного пакету QForm було проведено експериментальне дослідження на установці для серійного виробництва. Отримано серію заготовок із поступовим збільшенням довжини пера лопатки. (рис. 9).

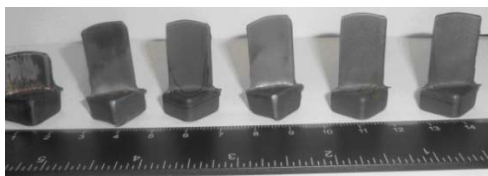


Рис. 9. Заготовки компресорних лопаток, отримані із поступовим збільшенням довжини пера

Отримані заготовки свідчать про повне заповнення гравюри штампу та відсутність заковів і тріщин на тілі деталі, при цьому контур деталі відповідає розрахунковому.

Перед видавлюванням на бічну поверхню заготовки було нанесено горизонтальні лінії (рис. 10) для того, щоб оцінити характер плинності металу. На отриманій заготовці чітко видно характерні зони застою металу, такі самі, як і при комп'ютерному моделюванні (рис. 11).

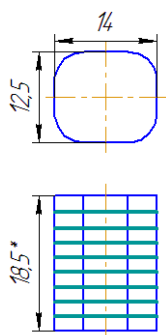


Рис. 10. Схема заготовки під видавлювання



Рис. 11. Видавлена заготовка компресорної лопатки

## ВИСНОВКИ

Проведено якісне порівняння отриманих поковок із результатами комп'ютерного моделювання процесу видавлювання.

Комп'ютерне моделювання процесу видавлювання заготовки компресорної лопатки показало відповідність форми видавленої заготовки, яку отримано розрахунковим шляхом, зовнішній формі реальної заготовки, заповнення порожнини матриці, а також місця виникнення дефектів. Показано користь використання застосованих технологій для моделювання процесу деформації та виготовлення штампового оснащення.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

1. Точная горячая штамповка деталей ГТД / [Богуслаев В. А., Кресанов Ю. С., Качан А. Я. и др.] ; под ред. В. А. Богуслаева. – Запорожье, 2017. – 563 с.
2. Технологічна механіка забезпечення міцності та якості деталей пластичним деформуванням / [Тітов В. А., Злочевська Н. К., Качан О. Я. та ін.]. – Київ : КВІЦ, 2016. – 176 с.
3. Кабаков О. Г. Компьютерное моделирование технологического процесса горячей штамповки деталей типа “Лопатка ГТД” с помощью программного пакета QForm 2D/3D [Электронный ресурс] / Кабаков О. Г., Кириосов В. И., Федотов Д. С. // Повышение эффективности процессов изготовления ответственных деталей авиа- и двигателестроения штамповкой и литьем. Разработка, моделирование и оптимизация технологий с использованием программ QForm и ProCAST: Электронный сб. тр. семинара (28 сентября 2010 г.). – М., 2010. – Режим доступа: [http://seminar.qform3d.ru/?go=articles\\_2010&id=22](http://seminar.qform3d.ru/?go=articles_2010&id=22).
4. Гладков Ю. А. Моделирование технологических процессов штамповки при решении задач авиа- и двигателестроения / Ю. А. Гладков, П. С. Мордвинцев // КШП ОМД. – 2012. – № 15. – С. 38–47.
5. Мамаев М. В. Исследование процесса выдавливания и его технологических параметров при изготовлении заготовок лопаток ГТД [Электронный ресурс] // Повышение эффективности производства деталей авиадвигателей с применением программы QForm: Электронный сб. тр. Семинара (24 сентября 2009 г.). – М., 2009. – Режим доступа: [http://seminar.qform3d.ru/db\\_files/articles/28/presentation.zip](http://seminar.qform3d.ru/db_files/articles/28/presentation.zip).

## REFERENCES

1. Tochnaja gorjachaja shtampovka detalej GTD / [Boguslaev V. A., Kresanov Ju. S., Kachan A. Ja. i dr.] ; pod red. V. A. Boguslaeva. – Zaporozh'e, 2017. – 563 s.
2. Tehnologichna mehanika zabezpechennja micnosti ta jakosti detalej plastychnym deformuvannjam / [Titov V. A., Zlochevs'ka N. K., Kachan O. Ja. ta in.]. – Kyi'v : KVIC, 2016. – 176 s.
3. Kabakov O. G. Komp'juternoe modelirovanie tehnologicheskogo processa gorjachej shtampovki detalej tipa “Lopatka GTD” s pomoshh'ju programmnoho paketa QForm 2D/3D [Jelektronnyj resurs] / Kabakov O. G., Kirnosov V. I., Fedotov D. S. // Povyshenie jeffektivnosti processov izgotovlenija otvetstvennyh detalej avia- i dvigatelestroenija shtampovkoj i lit'em. Razrabotka, modelirovanie i optimizacija tehnologij s ispol'zovaniem programm QForm i ProCAST: Jelektronnyj sb. tr. ceminara (28 sentjabrja 2010 g.). – M., 2010. – Rezhim dostupa: [http://seminar.qform3d.ru/?go=articles\\_2010&id=22](http://seminar.qform3d.ru/?go=articles_2010&id=22).
4. Gladkov Ju. A. Modelirovanie tehnologicheskikh processov shtampovki pri reshenii zadach avia- i dvigatelestroenija / Ju. A. Gladkov, P. S. Mordvincev // KShP OMD. – 2012. – № 15. – S. 38–47.
5. Mamaev M. V. Issledovanie processa vydavlivaniya i ego tehnologicheskikh parametrov pri izgotovlenii zagotovok lopatok GTD [Jelektronnyj resurs] // Povyshenie jeffektivnosti proizvodstva detalej aviadvigatelej s primeneniem programmy QForm: Jelektronnyj sb. tr. Seminars (24 sentjabrja 2009 g.). – M., 2009. – Rezhim dostupa: [http://seminar.qform3d.ru/db\\_files/articles/28/presentation.zir](http://seminar.qform3d.ru/db_files/articles/28/presentation.zir).

Тітов В. А. – д-р техн. наук, проф. НТУУ «КПІ ім. І. Сікорського»;

Бень А. М. – ст. викл. ЗНТУ.

НТУУ «КПІ ім. І. Сікорського» – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», м. Київ.

ЗНТУ – Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя.

E-mail: [vat.kpi@gmail.com](mailto:vat.kpi@gmail.com); [benanna@zntu.edu.ua](mailto:benanna@zntu.edu.ua)

Стаття надійшла до редакції 20.02.2019 р.

УДК 621.771.2

**Медведев В. С.  
Базарова Е. В.****МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ МЕТАЛЛА  
В ЧЕРНОВЫХ ЗАКРЫТЫХ БАЛОЧНЫХ КАЛИБРАХ**

Закрытые балочные калибры (рис. 1) применяются на сортовых станах при производстве двутавровых профилей широкого сортамента. Данные калибры располагаются в черновых клетях станов, где из прямоугольной заготовки за несколько проходов формируют подкаты двутавровой формы со стенкой и достаточно высокими фланцами. Основным недостатком этих калибров является трудность получения одинаковой высоты фланцев вследствие разного характера деформации металла в открытых и закрытых элементах калибров. Исправить асимметрию чернового двутаврового подката на последующих этапах технологического процесса в чистовых калибрах весьма затруднительно. Поэтому, для повышения точности готовых двутавровых профилей, в первую очередь необходимо обеспечить высокую точность фасонных подкатов в черновых калибрах. Для решения этой задачи разработчик технологии должен располагать надежными методами расчета формоизменения металла в калибрах.

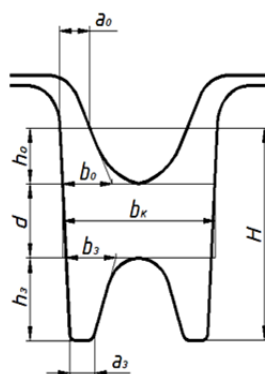


Рис. 1. Черновой закрытый балочный калибр

Однако процесс прокатки в черновых закрытых балочных калибрах изучен недостаточно полно. Исследования разрознены и носят частный характер, не установлено влияние различных технологических факторов прокатки на формоизменение металла, особенно в калибрах с отношением толщины стенки  $d$  к высоте профиля  $H$  в пределах от 0,2 до 0,4 (область не исследованных калибров). Проблема повышения точности прокатки двутавровых профилей может быть решена при условии установления физических закономерностей формоизменения металла в балочных калибрах и разработки научно-обоснованных методов проектирования калибровок валков.

В работах В. С. Медведева, В. А. Шпакова и Е. В. Базаровой [1–4] приведены результаты комплексных теоретических и экспериментальных исследований процесса прокатки в черновых закрытых балочных калибрах. С использованием метода конечных элементов и программного комплекса SIMULIA/ABAQUS выполнен анализ напряженно-деформированного состояния металла в калибрах, установлены общие закономерности пластического течения металла, определено влияние основных технологических факторов процесса прокатки (распределения обжатий по элементам профиля и геометрических параметров очага деформации) на высотную деформацию фланцев. Авторами получены количественные оценки оптимальных граничных параметров прокатки профилей и калибровок валков на начальной стадии технологического процесса. Прокатка профилей с оптимальными граничными параметрами

позволяет сформировать в черновых калибрах двутавровый раскат с максимально возможной высотой открытых и закрытых фланцев, а на последующих заключительных стадиях технологического процесса в предчистовых контрольных калибрах обеспечить надежное высотное обжатие фланцев и далее в чистовом универсальном калибре получить готовые двутавровые профили с точными размерами по ширине полок. Изменяя параметры прокатки в черновых калибрах, можно управлять высотной деформацией фланцев и регулировать ширину полок на готовом профиле, т. е. фактически прогнозировать и управлять конечным формоизменением металла для повышения точности прокатки двутавровых профилей. Результаты теоретических исследований подтверждены экспериментально путем физического моделирования процесса прокатки на составных свинцовых образцах с координатными сетками [5].

В настоящей статье изложены результаты заключительного этапа теоретических исследований авторов.

Целью данной работы является разработка математической модели формоизменения металла в закрытых балочных калибрах с отношением толщины стенки  $d$  к высоте профиля  $H$ , равным 0,2–0,4.

Анализ действующих калибровок валков для производства двутавровых профилей показывает, что в черновых закрытых балочных калибрах происходит интенсивное увеличение высоты открытых и закрытых фланцев при уменьшении высоты полок (общей высоты профиля). Для получения двутаврового раската с максимально высокими фланцами течение металла в направлении высоты открытых и закрытых фланцев стенками калибров не ограничивают, уширение металла здесь является свободным. Точный прогноз положения свободных поверхностей металла в открытых и закрытых фланцах является основной задачей калибровщика.

Интегральными количественными характеристиками, с помощью которых можно однозначно определить положение свободных поверхностей, являются безразмерные параметры: коэффициенты высотной деформации полки  $\eta_H = H/H'$ , открытого фланца  $\eta_{ho} = h_o/h'_o$  и закрытого  $\eta_{hz} = h_z/h'_z$ , а также абсолютное значение деформации высоты полок  $\Delta H = H - H'$  (утяжка полок) и абсолютное приращение высоты открытых фланцев  $\Delta h = h'_o - h_o$  и закрытых  $\Delta h = h'_z - h_z$ . Здесь  $h$  и  $H'$  – высота полки,  $h_o$  и  $h'_o$  – высота открытого фланца,  $h_z$  и  $h'_z$  – высота закрытого фланца (здесь и далее по тексту: размеры без штриха – до прокатки, со штрихом – после прокатки).

Деформация металла в направлениях, где нет ограничения стенками калибров, зависит от формы и размеров профиля (геометрических параметров очага деформации) и распределения обжатий по его элементам (прямого обжатия стенки и бокового обжатия фланцев). Это основные технологические факторы процесса прокатки, влияющие на высотную деформацию фланцев.

Деформация по толщине элементов профиля характеризуется следующими безразмерными параметрами: коэффициент обжатия стенки по толщине  $\eta_d = d/d'$ , коэффициенты бокового обжатия открытого фланца  $\eta_{to} = t_o/t'_o$  и закрытого  $\eta_{tz} = t_z/t'_z$ , а также средний по всему калибру коэффициент бокового обжатия открытых и закрытых фланцев  $\eta_t = 0,5(\eta_{to} + \eta_{tz})$ . Здесь  $d$  и  $d'$  – толщина стенки,  $t_o$  и  $t'_o$  – средняя толщина открытого фланца,  $t_z$  и  $t'_z$  – средняя толщина закрытого фланца.

Форма двутавра характеризуется безразмерными параметрами:  $B/d$  – отношение ширины профиля  $B$  к толщине стенки  $d$ ;  $B/H$  – отношение ширины профиля  $B$  к высоте полок  $H$ .

Теоретическое исследование деформированного состояния металла проводили на модели чернового закрытого калибра для двутавра № 16, прокатываемого на крупносортом стане 650 Мариупольского металлургического комбината ЧАО «МК «Азовсталь». Модель калибра и соответствующей исходной фасонной заготовки, выполненные в масштабе 1:2,

показаны на рис. 2. Данный калибр выбран в качестве базового. Расчеты произведены для стали СтЗсп при температуре 1100 °С и скорости прокатки 1,0 м/с. Результаты теоретических расчетов высотной деформации полок  $\eta_H$  и фланцев  $\eta_{ho}$ ,  $\eta_{hz}$  при изменении технологических факторов прокатки  $\eta_d$ ,  $\eta_t$ ,  $B/d$  и  $B/H$  представлены массивом первичных данных в табл. 1.

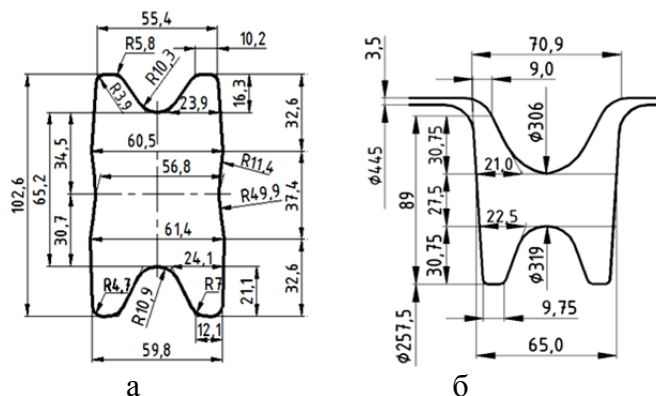


Рис. 2. Исходная заготовка (а) и черновой закрытый балочный калибр (б)

Таблица 1

Формоизменение металла при прокатке в черновых закрытых балочных калибрах

№ п/п	$d$ , мм	$B$ , мм	$H$ , мм	$t$ , мм	$\eta_d$	$\eta_t$	$\eta_H$	$\eta_{ho}$	$\eta_{hz}$	$B/d$	$B/H$
1	47,5	65,0	94,0	17,775	1,373	1,000	1,091	0,762	0,841	1,37	0,69
2	37,5	65,0	89,0	17,200	1,739	1,022	1,153	0,637	0,815	1,73	0,73
3	27,5	65,0	84,7	15,725	2,371	1,118	1,211	0,542	0,779	2,36	0,77
4	27,5	65,0	84,7	15,565	2,371	1,102	1,211	0,542	0,779	2,36	0,77
5	27,5	65,0	82,6	14,065	2,371	1,195	1,242	0,547	0,834	2,36	0,79
6	27,5	65,0	79,5	12,565	2,371	1,305	1,291	0,566	0,909	2,36	0,82
7	27,5	65,0	84,7	15,700	2,371	1,119	1,211	0,542	0,779	2,36	0,77
8	27,5	75,0	85,8	15,700	2,371	1,125	1,196	0,528	0,770	2,73	0,87
9	27,5	85,0	86,7	15,550	2,371	1,130	1,184	0,519	0,759	3,10	0,98
10	27,5	95,0	86,2	15,550	2,371	1,125	1,190	0,526	0,762	3,45	1,10
11	27,5	105,0	85,8	15,615	2,371	1,124	1,196	0,529	0,767	3,82	1,22
12	27,5	115,0	85,4	15,725	2,371	1,118	1,201	0,536	0,767	4,18	1,35
13	27,5	125,0	83,9	15,875	2,371	1,107	1,223	0,556	0,779	4,55	1,49
14	27,5	155,0	80,6	16,000	2,371	1,098	1,273	0,601	0,812	5,64	1,92
15	27,5	185,0	78,9	15,625	2,371	1,095	1,300	0,613	0,851	6,73	2,34

В результате моделирования процесса прокатки определены основные параметры формоизменения металла в черновых закрытых калибрах с отношением толщины стенки  $d$  к высоте профиля  $H$ , равным 0,2–0,4. Установлены зависимости высотной утяжки полок, приращения высоты открытых и закрытых фланцев от обжатия стенки, бокового обжатия фланцев и ширины стенки.

На рис. 3–5 приведены графики изменения коэффициентов высотной деформации полок  $\eta_H$ , открытых и закрытых фланцев  $\eta_{ho}$  и  $\eta_{hz}$  от технологических факторов прокатки – обжатия стенки  $\eta_d$ , бокового обжатия фланцев  $\eta_t$  и ширины стенки (отношения  $B/d$ ).

Результаты моделирования обработаны классическими методами регрессионного анализа с использованием программ MathCad14 и SPSS.

В итоге получены следующие регрессионные зависимости интегральных характеристик формоизменения металла в черновых закрытых балочных калибрах, учитывающие влияние бокового обжатия фланцев, обжатия и ширины стенки на изменение высоты фланцев:

$$\eta_H = 0,3437 + 0,2671 \cdot \eta_d + 0,2117 \cdot \eta_t - 0,2365 \cdot B/d + 0,7231 \cdot B/H \quad (R = 0,99; \sigma = 0,05),$$

$$\eta_{ho} = 0,7300 - 0,1151 \cdot \eta_d + 0,0572 \cdot \eta_t - 0,1341 \cdot B/d + 0,4290 \cdot B/H \quad (R = 0,98; \sigma = 0,06),$$

$$\eta_{hs} = 0,1229 + 0,0403 \cdot \eta_d + 0,5085 \cdot \eta_t - 0,2139 \cdot B/d + 0,6476 \cdot B/H \quad (R = 0,99; \sigma = 0,04).$$

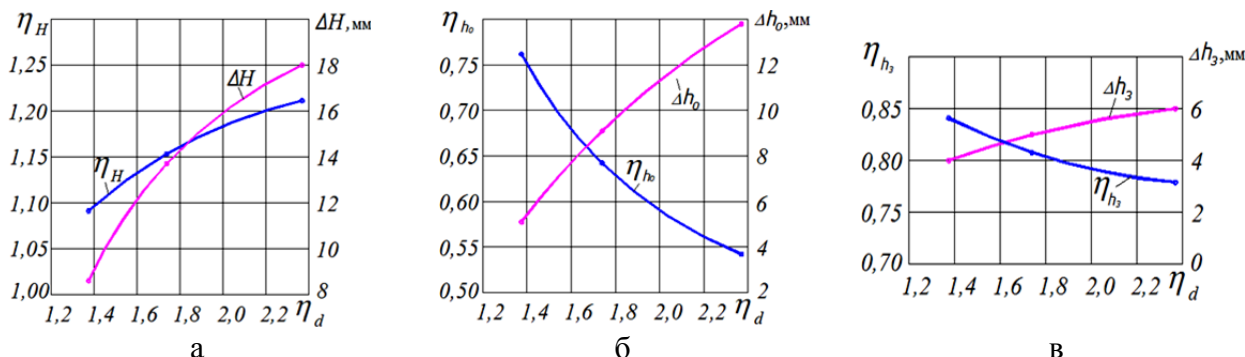


Рис. 3. Зависимость высотной деформации полок (а), открытых (б) и закрытых (в) фланцев от обжатия стенки

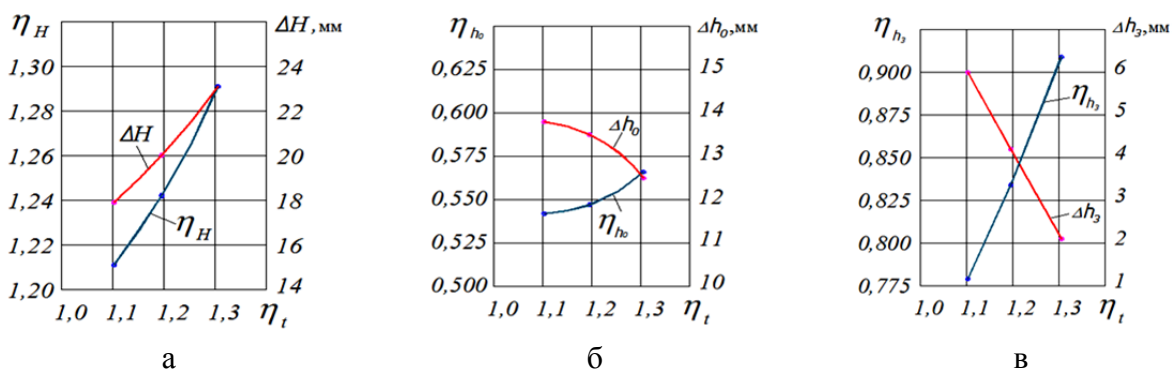


Рис. 4. Зависимость высотной деформации полок (а), открытых (б) и закрытых (в) фланцев от бокового обжатия фланцев

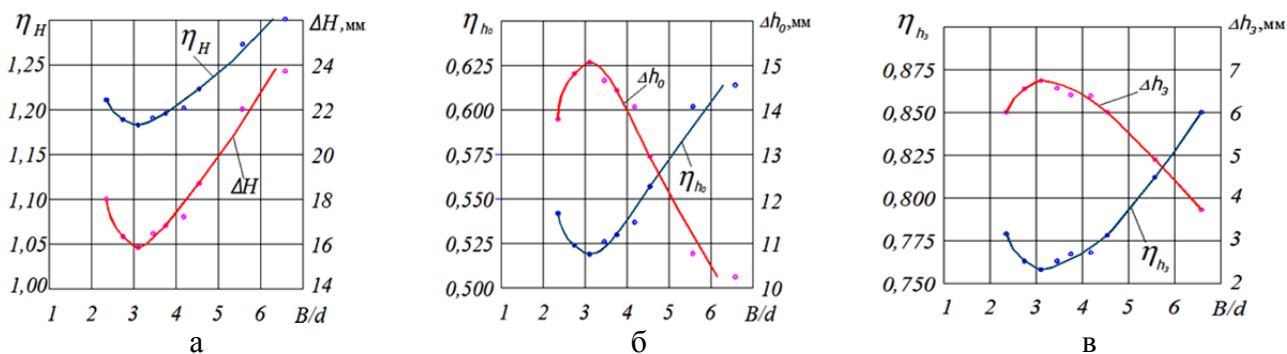


Рис. 5. Зависимость высотной деформации полок (а), открытых (б) и закрытых (в) фланцев от ширины стенки

Границы варьирования безразмерных параметров прокатки, влияющих на высотную деформацию полок и фланцев, ограничены пределами:  $1,373 \leq \eta_d \leq 2,371$ ,  $1,000 \leq \eta_t \leq 1,305$ ,  $1,37 \leq B/d \leq 6,73$  и  $0,69 \leq B/H \leq 2,34$ .

Математическая модель адекватно описывает формоизменение металла в черновых закрытых балочных калибрах и ее рекомендуется использовать на практике при разработке технологии прокатки и рабочих калибровок валков для производства двутавровых профилей повышенной точности.

## ВЫВОДЫ

Разработана математическая модель расчета интегральных характеристик формоизменения металла (коэффициентов высотной деформации полки, открытого и закрытого фланцев) в зависимости от прямого обжатия стенки, бокового обжатия фланцев и геометрических параметров очага деформации. В основу математической модели положен многофакторный теоретический эксперимент в динамической постановке с варьированием безразмерных технологических параметров прокатки (коэффициента обжатия стенки по толщине, среднего коэффициента бокового обжатия по толщине открытых и закрытых фланцев и отношения ширины стенки к ее толщине) в калибрах с отношением толщины стенки к высоте профиля, равным 0,2–0,4. Полученную математическую модель рекомендуется использовать на практике при разработке рабочих калибровок двутавровых профилей.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Теоретическое исследование течения металла в закрытых балочных калибрах методом конечных элементов / В. С. Медведев, П. В. Боровик, В. А. Шпаков, Е. В. Базарова // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. Донбасской государственной машиностроительной академии.* – Краматорск : ДГМА, 2014. – № 1 (38). – С. 166–172.
2. Медведев В. С. Влияние обжатия стенки на изменение высоты фланцев в черновых закрытых балочных калибрах элементов / В. С. Медведев, Е. В. Базарова, В. А. Шпаков // *Вісник Національного технічного університету «ХПІ» : зб. наук. пр. Серія: Інформаційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії.* – Х. : НТУ «ХПІ», 2014. – № 43 (1086). – С. 81–88.
3. Медведев В. С. Влияние бокового обжатия фланцев на изменение их высоты в черновых закрытых балочных калибрах / В. С. Медведев, Е. В. Базарова // *Вестник НТУУ «КПИ» : сб. науч. тр. Серія: Машиностроение.* – К. : НТУУ «КПИ», 2016. – № 1 (76). – С. 81–87.
4. Медведев В. С. Влияние ширины стенки на изменение высоты фланцев в черновых закрытых балочных калибрах / В. С. Медведев, Е. В. Базарова, В. А. Шпаков // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. Донбасской государственной машиностроительной академии.* – Краматорск : ДГМА, 2015. – № 1 (40). – С. 175–181.
5. Медведев В. С. Экспериментальное исследование течения металла в балочных калибрах / В. С. Медведев, В. А. Шпаков, Е. В. Базарова // *Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні : зб. наук. праць СНУ ім. В. Даля.* – Луганськ, 2013. – № 1 (14). – С. 52–61.

## REFERENCES

1. Teoretycheskoe yssledovanye techeniya metalla v zakrytyh balochnyh kalybrah metodom konechnyh jelementov / V. S. Medvedev, P. V. Borovyk, V. A. Shpakov, E. V. Bazarova // *Obrabotka materyalov davlenyem : sb. nauch. tr. Donbasskoj gosudarstvennoj mashynostroytel'noj akademyy.* – Kramatorsk : DGMA, 2014. – № 1 (38). – S. 166–172.
2. Medvedev V. S. Vlyjanye obzhatyja stenky na yzmenenye vysoty flancev v chernovyh zakrytyh balochnyh kalybrah jelementov / V. S. Medvedev, E. V. Bazarova, V. A. Shpakov // *Visnyk Nacional'nogo tehničnogo universytetu «HPI» : zb. nauk. pr. Serija: Informacijni tehnologii' ta obladnannja obrobky materialiv u mashy-nobuduvanni ta metalurgii'.* – H. : NTU «HPI», 2014. – № 43 (1086). – S. 81–88.
3. Medvedev V. S. Vlyjanye bokovogo obzhatyja flancev na yzmenenye yh vysoty v chernovyh zakrytyh balochnyh kalybrah / V. S. Medvedev, E. V. Bazarova // *Vestnyk NTUU «KPY» : sb. nauch. tr. Serija : Mashynostroenye.* – K. : NTUU «KPY», 2016. – № 1 (76). – S. 81–87.
4. Medvedev V. S. Vlyjanye shyryny stenky na yzmenenye vysoty flancev v chernovyh zakrytyh balochnyh kalybrah / V. S. Medvedev, E. V. Bazarova, V. A. Shpakov // *Obrabotka materyalov davlenyem : sb. nauch. tr. Donbasskoj gosudarstvennoj mashynostroytel'noj akademyy.* – Kramatorsk : DGMA, 2015. – № 1 (40). – S. 175–181.
5. Medvedev V. S. Jeksperimental'noe yssledovanye techeniya metalla v balochnyh kalybrah / V. S. Medvedev, V. A. Shpakov, E. V. Bazarova // *Resursozberigajuchi tehnologii' vyrobnyctva ta obrobky tyskom materialiv u mashynobuduvanni : zb. nauk. prac' SNU im. V. Dalja.* – Lugans'k, 2013. – № 1 (14). – S. 52–61.

Медведев В. С. – д-р техн. наук, гл. науч. сотруд. ГП УкрНТЦ «Энергосталь»;

Базарова Е. В. – ассистент ВНУ им. В. И. Даля.

ГП УкрНТЦ «Энергосталь» – Государственное предприятие «Украинский научно-технический центр металлургической промышленности «Энергосталь», г. Харьков.

ВНУ им. В. И. Даля – Восточноукраинский национальный университет имени В. И. Даля, г. Северодонецк.

E-mail: mbc1642@ukr.net

Статья поступила в редакцию 15.02.2019 г.

УДК 621.771

Ремез О. А.  
Огинский И. К.  
Кузьмина О. М.

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА НЕПРЕРЫВНОЙ ПРОКАТКИ В КАЛИБРАХ СИСТЕМЫ «ОВАЛ-КРУГ»

Система калибров «овал-круг» применяется в сортопрокатном производстве в числе других вытяжных систем при прокатке углеродистых и специальных сталей. Технологические основы разработки названных систем были заложены достаточно давно, в основном для их создания были использованы экспериментальные методы. Теоретические методы появились и получили свое развитие несколько позже, и продолжают развиваться исследователями до настоящего времени [1–16 и др.]. Разработка технологии прокатки для различных групп сталей на непрерывных станах выполняется в отсутствие достаточно глубоких сведений о взаимосвязи высотной и поперечной деформаций в условиях переднего, заднего натяжения и совместного их действия. Недостаточно исследованным также является влияние систем вытяжных калибров на параметры прокатки в непрерывных станах.

Основные сведения о закономерностях изменения технологических параметров и их взаимосвязи при прокатке в калибрах были установлены в результате физического моделирования. Методы компьютерного моделирования, активно развивающиеся в последнее время, позволяют получить дополнительную информацию, однако они не являются достаточными для использования в практических целях. Не все программные средства являются хорошо адаптированными для практических задач. Некоторые программные пакеты по своему замыслу являются специализированными для решения задач сортовой прокатки [17, 18], но и они не обладают достаточными возможностями. Недостаток апробированных решений вызывает необходимость развития и создания новых научных подходов и делает работы в этих направлениях актуальными.

Целью настоящей работы является развитие методов исследования кинематических параметров непрерывной сортовой прокатки с помощью компьютерного моделирования и определение на этой основе закономерностей изменения технологических параметров деформации заготовки в системе вытяжных калибров «овал-круг».

Исследование параметров прокатки в калибрах системы «овал-круг» проводилось с использованием конечно-элементной программы компьютерного моделирования процессов обработки металлов давлением FORGE 3D, разработанной компанией TRANSVALOR S. A. FORGE 3D. Программа компьютерного моделирования процессов обработки металлов давлением FORGE 3D использовалась при совместных научно-исследовательских работах между НМетАУ и Ченстаховским политехническим институтом (Польша, договор №М/133-2009 от 30 марта 2009 г.). Программа предназначена для моделирования технологических процессов обработки металлов давлением в достаточно широкой постановке относительно кинематики и условий трения металла и инструмента.

Расчет формоизменения, полей напряжений, степени деформации и температур основан на минимизации функционала вариационного принципа Лагранжа, сформулированного следующим образом:

$$I = \int_V \left( \int_0^H T dH \right) dV - \int_V F_i U_i dV - \int_S f_i U_i dS, \quad (1)$$

где  $T$  – интенсивность касательных напряжений;

$H$  – интенсивность скоростей деформации сдвига;

$F_i, f_i, U_i$  – проекции векторов объемных сил, поверхностных нагрузок и скоростей течения, соответственно;



$S$  – площадь поверхности контакта металла с валком;

$V$  – деформируемый объем.

В программе используются конечные элементы в виде тетраэдров с линейной аппроксимацией среднего напряжения и кусочно-линейной аппроксимацией скорости (по угловым узлам элемента и узлу в центре тяжести элемента).

Сопротивление деформации (напряжение текучести) деформируемого материала могут быть заданы на основе данных Хензеля-Шпиттеля [19].

В FORGE 3D доступно 6 моделей для описания трения между деформируемым объектом и инструментом, одной из них является вязкопластическая модель трения:

$$\tau = -\alpha_f \cdot K \cdot |v_s|^{q-1} \cdot v_s, \quad (2)$$

где  $\alpha_f$  – коэффициент трения, который зависит от нормальных напряжений на контакте;

$q$  – чувствительность к скорости скольжения;

$v_s$  – разница касательных составляющих скоростей заготовки и инструмента.

Среди других: модель трения Треска, комбинированная модель закона Кулона и модели Треска, модель трения «Nocontact» (модель позволяет не учитывать контакт между инструментом и деформируемым объектом или между двумя деформируемыми объектами), модель трения Бернхардта и модель трения Ноймайера.

Основу тепловой части модели составляет уравнение теплопроводности, приведенное в общем виде:

$$\frac{dt}{d\tau} = a \left( \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} \right) + q_{def}, \quad (3)$$

где  $a$  – коэффициент температуропроводности;

$q_{def}$  – тепло, выделяемое при деформации.

Граничные условия при решении температурной задачи:

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = h_c (T - T_c) + \varepsilon_r \times \sigma_r (T^4 - T_0^4), \quad (4)$$

где  $n$  – вектор, ортогональный к поверхности;

$T_0$  – температура окружающей среды или инструмента;

$\varepsilon_r$  – степень черноты поверхности;

$\sigma_r$  – константа Больцмана;

$h_c$  – коэффициент теплопередачи.

Исследования проводились для стали 08X13 (химический состав регламентируется ГОСТ 5632–72). Эта сталь относится к числу тех, что обладают склонностью к повышенному уширению. Названная особенность изучена в недостаточной степени, и по этой причине возникают трудности при разработке режимов обжатий. Указанные стали содержатся в марочном сорimente заводов, работающих со специальными марками, и представляют практический интерес.

Результаты моделирования (табл. 1–3) были предназначены, в частности, для использования в экспериментальных исследованиях. Индексы и символы «Б/н» относятся к прокатке без натяжения, «Н» – к прокатке с натяжением. Обозначения  $b_1$  и  $F_1$  – соответственно, ширина раската и площадь поперечного сечения после прокатки. Параметр  $h_1$  означает высоту раската после прокатки, численно он равен высоте раската по дну калибра, например, на рис. 2 эта величина составляет  $h_1 = 2$  мм;  $V_0$  – скорость раската на входе в очаг деформации,  $V_1$  – скорость прокатки.

Исходные данные и условия моделирования прокатки: скорость вращения валков – 32 об/мин, используется заготовка круглого сечения диаметром 30,5 мм, диаметр валков по дну калибра – 194 мм.

Свойства деформируемых материалов представлены реологическими зависимостями, приведенными в работе [20], в графическом виде они отображены на рис. 1.

Таблица 1

Результаты моделирования процесса прокатки по схеме «круг-овал» с задним натяжением

h <sub>1</sub> , мм	F <sub>1</sub> , мм <sup>2</sup>			b <sub>1</sub> , мм			ΔB, мм		λ			V <sub>0</sub> /V <sub>0H</sub>	V <sub>1H</sub> /V <sub>1</sub>	Δb <sub>n</sub> /Δb	λ <sub>n</sub> /λ
	Б	Н	Δ, %	Б	Н	Δ, %	Б	Н	Б	Н	Δ, %				
16,71	549,17	539,96	-1,706	37,42	36,64	-2,130	6,92	6,14	1,327	1,349	1,677	1,025	0,997	0,887	1,017
18,71	589,60	581,48	-1,397	35,84	35,34	-1,420	5,34	4,84	1,236	1,253	1,378	1,025	0,994	0,906	1,014
20,31	616,76	608,92	-1,288	34,67	34,18	-1,414	4,17	3,68	1,181	1,197	1,271	1,025	0,995	0,884	1,013
23,30	661,46	653,46	-1,224	32,81	32,47	-1,055	2,31	1,97	1,101	1,115	1,209	1,025	0,995	0,852	1,012
24,14	672,09	665,51	-0,989	32,39	32,08	-0,966	1,89	1,58	1,084	1,095	0,979	1,025	0,993	0,836	1,010
25,23	684,79	676,68	-1,198	31,85	31,53	-1,017	1,35	1,03	1,064	1,077	1,184	1,025	0,990	0,763	1,012
26,43	698,41	690,84	-1,095	31,37	31,10	-0,868	0,87	0,60	1,043	1,055	1,084	1,025	0,987	0,690	1,011
16,71	549,17	531,80	-3,266	37,42	36,03	-3,866	6,92	5,53	1,327	1,370	3,163	1,050	0,993	0,799	1,033
18,71	589,60	572,62	-2,966	35,84	34,79	-3,026	5,34	4,29	1,236	1,272	2,881	1,050	0,990	0,803	1,030
20,31	616,76	600,47	-2,713	34,67	33,73	-2,781	4,17	3,23	1,181	1,213	2,641	1,050	0,988	0,775	1,027
23,30	661,46	644,36	-2,654	32,81	32,04	-2,409	2,31	1,54	1,101	1,131	2,586	1,050	0,986	0,666	1,027
24,14	672,09	657,90	-2,157	32,39	31,76	-1,980	1,89	1,26	1,084	1,107	2,111	1,050	0,986	0,668	1,022
25,23	684,79	671,65	-1,956	31,85	31,33	-1,661	1,35	0,83	1,064	1,085	1,919	1,050	0,975	0,616	1,020
26,43	698,41	685,90	-1,823	31,37	30,91	-1,493	0,87	0,41	1,043	1,062	1,790	1,050	0,971	0,470	1,018
16,71	549,17	525,02	-4,600	37,42	35,68	-4,880	6,92	5,18	1,327	1,388	4,398	1,075	0,986	0,749	1,046
18,71	589,60	563,66	-4,602	35,84	34,27	-4,601	5,34	3,77	1,236	1,293	4,400	1,075	0,984	0,705	1,046
20,31	616,76	599,78	-2,830	34,67	33,66	-2,999	4,17	3,16	1,181	1,215	2,752	1,075	0,984	0,758	1,028
23,30	661,46	639,31	-3,464	32,81	31,82	-3,098	2,31	1,32	1,101	1,140	3,348	1,075	0,979	0,573	1,035
24,14	672,09	649,53	-3,473	32,39	31,39	-3,193	1,89	0,89	1,084	1,122	3,357	1,075	0,965	0,470	1,035
25,23	684,79	664,02	-3,127	31,85	31,01	-2,709	1,35	0,51	1,064	1,097	3,032	1,075	0,955	0,379	1,031
26,43	698,41	683,12	-2,237	31,37	30,80	-1,839	0,87	0,30	1,043	1,067	2,188	1,075	0,958	0,349	1,022
16,71	549,17	522,44	-5,116	37,42	35,49	-5,461	6,92	4,99	1,327	1,395	4,867	1,100	0,982	0,720	1,051
18,71	589,60	560,73	-5,150	35,84	34,10	-5,123	5,34	3,60	1,236	1,299	4,898	1,100	0,975	0,673	1,051
20,31	616,76	585,52	-5,335	34,67	32,94	-5,234	4,17	2,44	1,181	1,244	5,065	1,100	0,974	0,586	1,053
23,30	661,46	634,31	-4,281	32,81	31,57	-3,919	2,31	1,07	1,101	1,149	4,105	1,100	0,961	0,464	1,043
24,14	672,09	644,95	-4,208	32,39	31,23	-3,714	1,89	0,73	1,084	1,130	4,038	1,100	0,946	0,387	1,042
25,23	684,79	660,16	-3,731	31,85	30,85	-3,252	1,35	0,35	1,064	1,104	3,597	1,100	0,936	0,259	1,037
26,43	698,41	680,26	-2,668	31,37	30,69	-2,232	0,87	0,19	1,043	1,071	2,599	1,100	0,928	0,214	1,027

Таблица 2

Результаты моделирования процесса прокатки по схеме «круг-овал» с передним натяжением

h <sub>1</sub> , мм	F <sub>1</sub> , мм <sup>2</sup>			b <sub>1</sub> , мм			ΔB, мм		λ			V <sub>0</sub> /V <sub>0н</sub>	V <sub>1н</sub> /V <sub>1</sub>	Δb <sub>н</sub> /Δb	λ <sub>н</sub> /λ
	Б	Н	Δ, %	Б	Н	Δ, %	Б	Н	Б	Н	Δ, %				
16,71	549,17	543,10	-1,117	37,42	37,04	-1,033	6,92	6,54	1,327	1,342	1,104	0,991	1,025	0,945	1,011
18,71	589,60	582,76	-1,174	35,84	35,44	-1,138	5,34	4,94	1,236	1,250	1,160	0,991	1,025	0,924	1,012
20,31	616,76	610,13	-1,086	34,67	34,30	-1,074	4,17	3,80	1,181	1,194	1,075	0,994	1,025	0,912	1,011
23,30	661,46	655,87	-0,852	32,81	32,60	-0,651	2,31	2,10	1,101	1,111	0,845	0,986	1,025	0,908	1,009
24,14	672,09	666,30	-0,869	32,39	32,16	-0,708	1,89	1,66	1,084	1,093	0,861	0,986	1,025	0,880	1,009
25,23	684,79	680,79	-0,587	31,85	31,69	-0,528	1,35	1,19	1,064	1,070	0,584	0,977	1,025	0,876	1,006
26,43	698,41	693,68	-0,681	31,37	31,21	-0,502	0,87	0,71	1,043	1,050	0,676	0,978	1,025	0,820	1,007
16,71	549,17	538,10	-2,058	37,42	36,59	-2,282	6,92	6,09	1,327	1,354	2,016	0,970	1,050	0,879	1,021
18,71	589,60	576,39	-2,293	35,84	35,10	-2,127	5,34	4,60	1,236	1,264	2,242	0,976	1,050	0,860	1,023
20,31	616,76	604,27	-2,067	34,67	34,02	-1,887	4,17	3,52	1,181	1,206	2,025	0,972	1,050	0,846	1,021
23,30	661,46	650,62	-1,665	32,81	32,38	-1,317	2,31	1,88	1,101	1,120	1,638	0,970	1,050	0,815	1,017
24,14	672,09	663,04	-1,364	32,39	32,00	-1,233	1,89	1,50	1,084	1,099	1,346	0,966	1,050	0,792	1,014
25,23	684,79	677,98	-1,004	31,85	31,57	-0,896	1,35	1,07	1,064	1,075	0,994	0,961	1,050	0,791	1,010
26,43	698,41	691,81	-0,954	31,37	31,13	-0,786	0,87	0,63	1,043	1,053	0,945	0,958	1,050	0,719	1,010
16,71	549,17	532,91	-3,051	37,42	36,22	-3,322	6,92	5,72	1,327	1,367	2,961	0,967	1,075	0,826	1,031
18,71	589,60	570,52	-3,344	35,84	34,78	-3,056	5,34	4,28	1,236	1,277	3,236	0,972	1,075	0,801	1,033
20,31	616,76	599,08	-2,952	34,67	33,71	-2,832	4,17	3,21	1,181	1,216	2,867	0,965	1,075	0,771	1,030
23,30	661,46	646,67	-2,287	32,81	32,20	-1,880	2,31	1,70	1,101	1,127	2,236	0,953	1,075	0,738	1,023
24,14	672,09	659,36	-1,930	32,39	31,85	-1,700	1,89	1,35	1,084	1,105	1,894	0,948	1,075	0,714	1,019
25,23	684,79	674,47	-1,530	31,85	31,46	-1,255	1,35	0,96	1,064	1,080	1,507	0,944	1,075	0,708	1,015
26,43	698,41	690,26	-1,180	31,37	31,08	-0,945	0,87	0,58	1,043	1,056	1,166	0,937	1,075	0,663	1,012
16,71	549,17	529,86	-3,644	37,42	36,08	-3,727	6,92	5,58	1,327	1,375	3,516	0,960	1,100	0,806	1,036
18,71	589,60	565,24	-4,311	35,84	34,47	-3,974	5,34	3,97	1,236	1,289	4,133	0,956	1,100	0,744	1,043
20,31	616,76	594,06	-3,821	34,67	33,48	-3,542	4,17	2,98	1,181	1,226	3,681	0,951	1,100	0,715	1,038
23,30	661,46	642,18	-3,002	32,81	32,04	-2,389	2,31	1,54	1,101	1,135	2,915	0,938	1,100	0,669	1,030
24,14	672,09	655,63	-2,510	32,39	31,71	-2,144	1,89	1,21	1,084	1,111	2,448	0,938	1,100	0,641	1,025
25,23	684,79	672,67	-1,801	31,85	31,38	-1,525	1,35	0,88	1,064	1,083	1,769	0,923	1,100	0,647	1,018
26,43	698,41	689,41	-1,305	31,37	31,03	-1,103	0,87	0,53	1,043	1,057	1,288	0,920	1,100	0,607	1,013

Таблица 3

Результаты моделирования процесса прокатки по схеме «круг-овал» с передним и задним натяжением

h <sub>1</sub> , мм	F <sub>1</sub> , мм <sup>2</sup>			b <sub>1</sub> , мм			ΔB, мм		λ			V <sub>0</sub> /V <sub>0н</sub> = = V <sub>1н</sub> /V <sub>1</sub>	Δb <sub>н</sub> /Δb	λ <sub>н</sub> /λ
	Б	Н	Δ, %	Б	Н	Δ, %	Б	Н	Б	Н	Δ, %			
16,71	549,17	523,03	-4,997	37,42	35,59	-5,148	6,92	5,09	1,327	1,393	4,759	1,025	0,735	1,050
18,71	589,60	562,64	-4,793	35,84	34,17	-4,883	5,34	3,67	1,236	1,295	4,574	1,025	0,688	1,048
20,31	616,76	587,45	-4,989	34,67	33,15	-4,571	4,17	2,65	1,181	1,240	4,752	1,025	0,636	1,050
23,30	661,46	630,64	-4,887	32,81	31,44	-4,363	2,31	0,94	1,101	1,155	4,659	1,025	0,406	1,049
24,14	672,09	640,37	-4,953	32,39	30,97	-4,604	1,89	0,47	1,084	1,138	4,720	1,025	0,246	1,050
25,23	684,79	649,08	-5,501	31,85	30,42	-4,724	1,35	-0,08	1,064	1,122	5,214	1,025	-0,061	1,055
26,43	698,41	664,27	-5,139	31,37	30,08	-4,290	0,87	-0,42	1,043	1,097	4,888	1,025	-0,482	1,051
16,71	549,17	497,25	-10,441	37,42	33,81	-10,695	6,92	3,31	1,327	1,465	9,454	1,050	0,478	1,104
18,71	589,60	534,48	-10,314	35,84	32,52	-10,216	5,34	2,02	1,236	1,363	9,349	1,050	0,378	1,103
20,31	616,76	559,50	-10,235	34,67	31,58	-9,786	4,17	1,08	1,181	1,302	9,285	1,050	0,258	1,102
23,30	661,46	600,91	-10,077	32,81	30,20	-8,641	2,31	-0,30	1,101	1,212	9,154	1,050	-0,130	1,101
24,14	672,09	611,15	-9,971	32,39	29,90	-8,328	1,89	-0,60	1,084	1,192	9,067	1,050	-0,316	1,100
25,23	684,79	617,22	-10,947	31,85	29,35	-8,518	1,35	-1,15	1,064	1,180	9,867	1,050	-0,847	1,109
26,43	698,41	635,29	-9,936	31,37	29,24	-7,298	0,87	-1,26	1,043	1,147	9,038	1,050	-1,450	1,099
16,71	549,17	476,63	-15,218	37,42	32,47	-15,239	6,92	1,97	1,327	1,529	13,208	1,075	0,285	1,152
18,71	589,60	510,52	-15,490	35,84	31,23	-14,779	5,34	0,73	1,236	1,427	13,412	1,075	0,136	1,155
20,31	616,76	534,98	-15,287	34,67	30,37	-14,138	4,17	-0,13	1,181	1,362	13,260	1,075	-0,031	1,153
23,30	661,46	575,64	-14,909	32,81	29,21	-12,323	2,31	-1,29	1,101	1,266	12,974	1,075	-0,558	1,149
24,14	672,09	583,70	-15,142	32,39	28,95	-11,879	1,89	-1,55	1,084	1,248	13,151	1,075	-0,818	1,151
25,23	684,79	593,58	-15,366	31,85	28,55	-11,584	1,35	-1,95	1,064	1,227	13,319	1,075	-1,442	1,154
26,43	698,41	611,56	-14,201	31,37	28,58	-9,759	0,87	-1,92	1,043	1,191	12,435	1,075	-2,203	1,142
16,71	549,17	494,19	-11,124	37,42	33,44	-11,899	6,92	2,94	1,327	1,474	10,011	1,100	0,425	1,111
18,71	589,60	494,41	-19,255	35,84	30,38	-17,989	5,34	-0,12	1,236	1,474	16,146	1,100	-0,023	1,193
20,31	616,76	513,30	-20,156	34,67	29,41	-17,877	4,17	-1,09	1,181	1,419	16,775	1,100	-0,262	1,202
23,30	661,46	552,94	-19,625	32,81	28,36	-15,679	2,31	-2,14	1,101	1,318	16,406	1,100	-0,925	1,196
24,14	672,09	563,40	-19,291	32,39	28,17	-14,969	1,89	-2,33	1,084	1,293	16,171	1,100	-1,229	1,193
25,23	684,79	574,27	-19,245	31,85	27,95	-13,954	1,35	-2,55	1,064	1,269	16,139	1,100	-1,881	1,192
26,43	698,41	592,53	-17,868	31,37	27,97	-12,169	0,871	-2,5326	1,043	1,230	15,160	1,100	-2,908	1,179

Форма и размеры овального калибра, а также задаваемой в него круглой заготовки, представлены на рис. 2. Форма и размеры калибра выбирались исходя из условий экспериментальных исследований.

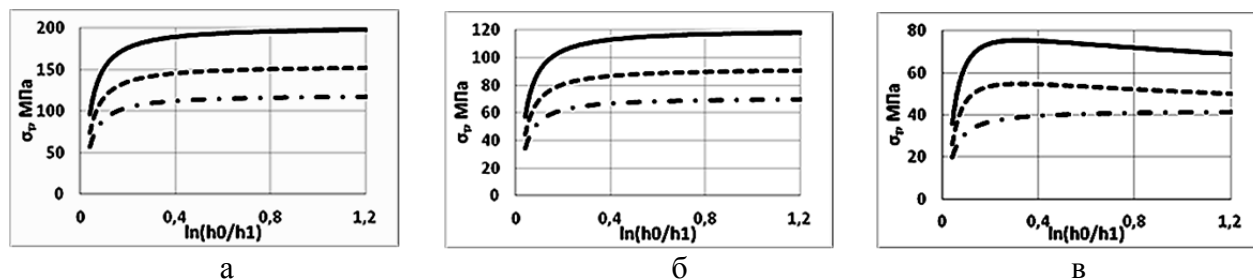


Рис. 1. Реологические зависимости стали 08X13:

а – температура деформации 800 °С; б – температура деформации 1000 °С; в – температура деформации 1200 °С; ε: — - 10<sup>-1</sup>с; ε: --- - 1<sup>-1</sup>с; ε: - · - - 0,1<sup>-1</sup>с

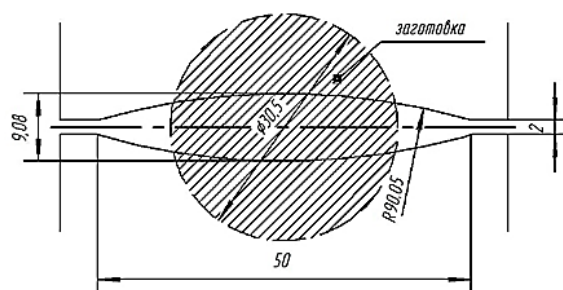


Рис. 2. Овальный калибр и задаваемый в него профиль

Система «овал – круг» рассмотрена на примере схемы «круг-овал» при прокатке круглой заготовки в овальном калибре. Моделирование по указанной схеме выполнялось для случаев прокатки с различными сочетаниями переднего и заднего натяжения. Исследования проводились для условий рассогласования скоростей переднего, заднего, одновременно переднего и заднего концов полосы. Диапазон относительного рассогласования скоростей (по отношению к прокатке без натяжения) составил 2,5...10 % с кратностью 2,5.

Диапазон изменения коэффициентов вытяжки составил  $\lambda = 1,043...1,529$ , он является достаточно характерным для данной системы калибров.

Установлено, что при малых значениях коэффициента вытяжки и значительном рассогласовании скоростей в условиях одновременного действия переднего и заднего натяжения в исследованных системах калибров может происходить утяжка профиля (возникает отрицательное уширение).

Полученные данные носят информационный характер и могут быть использованы для проектирования и разработки режима деформации при прокатке специальных сталей и сталей, склонных к повышенному уширению, в системе калибров «овал-круг».

## ВЫВОДЫ

Выполнено моделирование процесса прокатки круглой заготовки в овальном калибре. Исследованы изменения деформационных и кинематических параметров непрерывной прокатки в зависимости от варьируемых параметров. Выявлены закономерности изменения параметров прокатки во взаимосвязи друг с другом. Выявлен качественный и количественный (для исследованного диапазона параметров) характер изменения параметров прокатки в зависимости от натяжения (рассогласования скоростей). Предварительное сравнение результатов моделирования и экспериментальных данных позволяет сделать вывод о достаточной их сходимости и возможности использования программы FORGE 3D для решения практических задач, связанных с прокаткой в системе калибров «овал-круг».

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Dyja H. Using software product FORGE3 for researching of the special steel broadening/ H. Dyja, O. Remez, S. Mroz, A. Samsonenko // *Hutnik. Collection of science papers.* – 2010. – № 5. — P. 225–227.
2. Данченко В. Н. Теоретическое исследование изменения ширины профиля при прокатке специальных сталей в калибрах простой формы с использованием программного продукта FORGE3 / В. Н. Данченко, О. А. Ремез, Sebastian Mroz, A. A. Самсоненко // *Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов.* – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 1(22). – С. 210–217.
3. Mroz S. Investigation of wear of roughing stand's rolls of the section mill at rolling of crane rails / S. Mroz, O. Remez, V. Andreiev, A. Samsonenko, M. Kraev, O. Kuzmina // *HUTNIK. WIADOMOSCI HUTNICZE.* – Tom LXXIX. – № 5. – 2012 – P. 349–352.
4. Миленин А. А. Проблемы разработки и применения трехмерных численных моделей для оптимизации процессов прокатки / А. А. Миленин // *Наукові вісті : Сучасні проблеми металургії.* – 2002. – Т. 5. – № 3. – С. 36–46.
5. Modelowanie procesow kucia swobodnego: seria "Metalurgia" / [H. S. Dyja, G. A. Banaszek, V. A. Grynkevych, V. N. Danchenko]. – Czestochowa, 2004. – Nr 42 – 355 s.
6. Strain and stress analysis in forward extrusion process of bimetallic rods / Berski S., Dyja H., Milenin A. [in.] // *Наукові вісті : Сучасні проблеми металургії. Пластична деформація металів.* – 2002. – Т. 5. – С. 250–254.
7. Миленин А. А. Разработка научных основ и развитие технологий трехмерного пластического формоизменения металлов с применением методов компьютерного моделирования: диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук : 05.03.05 / Андрей Анатольевич Миленин. – Днепропетровск, 2001. – 320 с.
8. Ершов С. В. Развитие теории напряженно-деформированного состояния металла при прокатке крупных круглых профилей с пониженным трещинообразованием в системе сортовых калибров: диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук : 05.03.05 / Ершов Сергей Владимирович. – Днепро-дзержинск, 2008. – 301 с.
9. Выдрин В. Н. Процесс непрерывной прокатки / В. Н. Выдрин, А. С. Федосиенко, В. И. Крайнов. – М. : Металлургия, 1970. – 456 с.
10. Онищенко И. И. Теория непрерывной прокатки / И. И. Онищенко, П. И. Куценко, А. И. Куценко. – Запорожье : Изд-во ЗГИА, 1998 – 470 с.
11. Непрерывная прокатка : кол. монограф. под ред. д-ра техн. наук, проф. В. Н. Данченко. – Днепропетровськ : РВА «Дніпро-ВАЛ», 2002. – 588 с. – ISBN 966-7616-40-1.
12. Чекмарев А. П. Межклетевое натяжение при непрерывной прокатке / А. П. Чекмарев, И. А. Чекмарев, А. Я. Семенюта // *Обработка металлов давлением : сборник научных трудов ДМетИ.* – М. : Металлургия, 1970. – № 55. – С. 5–7.
13. Предельные значения динамического и кинематического натяжения при непрерывной прокатке / А. П. Чекмарев, В. И. Прокофьев, А. А. Динник [и др.] // *Обработка металлов давлением : сборник научных трудов ДМетИ.* – М. : Металлургия, 1970. – № 55. – С. 7–14.
14. Чекмарев А. П. Деформация полосы в межклетевом пространстве при непрерывной прокатке с натяжением / А. П. Чекмарев, И. И. Онищенко // *Обработка металлов давлением : сборник научных трудов ДМетИ.* – М. : Металлургия, 1965. – № 49. – С. 24–40.
15. Комплексное исследование процесса непрерывной прокатки / [А. П. Чекмарев, И. И. Онищенко, В. В. Гетманец, М. П. Топоровский] // *Обработка металлов давлением : сборник научных трудов ДМетИ.* – М. : Металлургия, 1965. – № 49. – С. 41–73.
16. Мутьев М. С. Исследование процесса прокатки с натяжением / М. С. Мутьев, Л. Н. Левченко, Л. Ф. Машикин // *Обработка металлов давлением : сборник научных трудов ДМетИ.* – М. : Металлургия, 1965. – № 49. – С. 73–87.
17. Динник А. А. Исследование межклетевой деформации полосы на непрерывном проволочном стане / А. А. Динник, Л. Б. Черногоров, А. Н. Комаров // *Обработка металлов давлением: сборник научных трудов ДМетИ.* – М. : Металлургия, 1965. – № 49. – С. 104–110.
18. К вопросу определения межклетевых деформаций при горячей прокатке на непрерывных станах / [В. И. Тарновский, А. А. Поздеев, В. И. Еремеев, А. Г. Криволапов] // *Сборник научных трудов.* – Челябинск : Челябинский политехнический институт, 1968. – № 54. – С. 29–39.
19. Хензель А. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением / А. Хензель, Т. Шпиттель. – М. : Металлургия, 1982. – 360 с.
20. Полухин П. И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов / П. И. Полухин, Г. Я. Гун, А. М. Галкин. – М. : Металлургия, 1976. – 488 с.

## REFERENCES

1. Dyja H. Using software product FORGE3 for researching of the special steel broadening/ H. Dyja, O. Remez, S. Mroz, A. Samsonenko // *Hutnik. Collection of science papers.* – 2010. – № 5. — P. 225–227.
2. Danchenko V. N. Teoreticheskoe issledovanie izmenenija shiriny profilja pri prokatke special'nyh stalej v kalibrah prostoj formy s ispol'zovaniem programmnoho produkta FORGE3 / V. N. Danchenko, O. A. Remez, Sebastian Mroz, A. A. Samsonenko // *Obrabotka materialov davleniem : sb. nauch. trudov.* – Kramatorsk : DGMA, 2010. – № 1(22). – S. 210–217.

3. Mroz S. Investigation of wear of roughing stand's rolls of the section mill at rolling of crane rails / S. Mroz, O. Remez, V. Andreiev, A. Samsonenko, M. Kraev, O. Kuzmina // HUTNIK. WIADOMOSCI HUTNICZE. – Tom LXXIX. – № 5. – 2012 – P. 349–352.
4. Milenin A. A. Problemy razrabotki i primenenija trehmernyh chislennyh modelej dlja optimizacii processov prokatki / A. A. Milenin // Naukovi visti : Suchasni problemi metalurgii. – 2002. – T. 5. – № 3. – S. 36–46.
5. Modelowanie procesow kucia swobodnego: seria "Metalurgia" / [H. S. Dyja, G. A. Banaszek, V. A. Grynkevych, V. N. Danchenko]. – Czestochowa, 2004. – Nr 42 – 355 s.
6. Strain and stress analysis in forward extrusion process of bimetallic rods / Berski S., Dyja H., Milenin A. [ta in.] // Naukovi visti : Suchasni problemi metalurgii. Plastichna deformacija metaliv. – 2002. – T. 5. – S. 250–254.
7. Milenin A. A. Razrabotka nauchnyh osnov i razvitie tehnologij trehmernogo plasticheskogo formoizmenenija metallov s primeneniem metodov komp'juternogo modelirovanija: dissertacija na soiskanie uchenoj stepeni doktora tehniczeskich nauk : 05.03.05 / Andrej Anatol'evich Milenin. – Dnepropetrovsk, 2001. – 320 s.
8. Ershov S. V. Razvitie teorii naprjazhenno-deformirovannogo sostojanija metalla pri prokatke kruglyh profilej s ponizhennym treshhinoobrazovaniem v sisteme sortovyh kalibrov: dissertacija na soiskanie uchenoj stepeni doktora tehniczeskich nauk : 05.03.05 / Ershov Sergej Vladimirovich. – Dneprodzerzhinsk, 2008. – 301 s.
9. Vydrin V. N. Process nepreryvnoj prokatki / V. N. Vydrin, A. S. Fedosienko, V. I. Krajnov. – M. : Metallurgija, 1970. – 456 s.
10. Onishhenko I. I. Teorija nepreryvnoj prokatki / I. I. Onishhenko, P. I. Kucenko, A. I. Kucenko. – Zaporozh'e : Izd-vo ZGIA, 1998 – 470 s.
11. Nepreryvnaja prokatka : kol. monograf. pod red. d-ra tehn. nauk, prof. V. N. Danchenko. – Dnipropetrovs'k : RVA «Dnipro-VAL», 2002. – 588 s. – ISBN 966-7616-40-1.
12. Chekmarev A. P. Mezhkletevoe natjazhenie pri nepreryvnoj prokatke / A. P. Chekmarev, I. A. Chekmarev, A. Ja. Semenjuta // Obrabotka metallov davleniem : sbornik nauchnyh trudov DMetI. – M. : Metallurgija, 1970. – № 55. – S. 5–7.
13. Predel'nye znachenija dinamicheskogo i kinemacheskogo natjazhenija pri nepreryvnoj prokatke / A. P. Chekmarev, V. I. Prokof'ev, A. A. Dinnik [i dr.] // Obrabotka metallov davleniem : sbornik nauchnyh trudov DMetI. – M. : Metallurgija, 1970. – № 55. – S. 7–14.
14. Chekmarev A. P. Deformacija polosy v mezhkletevom prostranstve pri nepreryvnoj prokatke s natjazheniem / A. P. Chekmarev, I. I. Onishhenko // Obrabotka metallov davleniem : sbornik nauchnyh trudov DMetI. – M. : Metallurgija, 1965. – № 49. – S. 24–40.
15. Kompleksnoe issledovanie processa nepreryvnoj prokatki / [A. P. Chekmarev, I. I. Onishhenko, V. V. Getmanec, M. P. Toporovskij] // Obrabotka metallov davleniem : sbornik nauchnyh trudov DMetI. – M. : Metallurgija, 1965. – № 49. – S. 41–73.
16. Mut'ev M. S. Issledovanie processa prokatki s natjazheniem / M. S. Mut'ev, L. N. Levchenko, L. F. Mashkin // Obrabotka metallov davleniem : sbornik nauchnyh trudov DMetI. – M. : Metallurgija, 1965. – № 49. – S. 73–87.
17. Dinnik A. A. Issledovanie mezhkletevoj deformacii polosy na nepreryvnom provolochnom stane / A. A. Dinnik, L. B. Chernogorov, A. N. Komarov // Obrabotka metallov davleniem: sbornik nauchnyh trudov DMetI. – M. : Metallurgija, 1965. – № 49. – S. 104–110.
18. K voprosu opredelenija mezhkletevyh deformacij pri gorjachej prokatke na nepreryvnyh stanah / [V. I. Tarnovskij, A. A. Pozdeev, V. I. Eremeev, A. G. Krivolapov] // Sbornik nauchnyh trudov. – Cheljabinsk : Cheljabinskij politehniczeskij institut, 1968. – № 54. – S. 29–39.
19. Henzel' A. Raschet jenergossilovyh parametrov v processah obrabotki metallov davleniem / A. Henzel', T. Shpittel'. – M. : Metallurgija, 1982. – 360 s.
20. Poluhin P. I. Soprotivlenie plasticheskoi deformacii metallov i splavov / P. I. Poluhin, G. Ja. Gun, A. M. Galkin. – M. : Metallurgija, 1976. – 488 s.

Ремез О. А. – канд. техн. наук, доц. каф. ОМД НМетАУ;

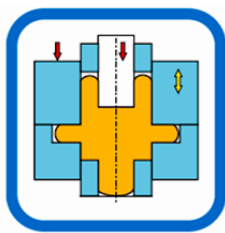
Огинский И. К. – д-р техн. наук, зав. каф. МО ЗГИА;

Кузьмина О. М. – канд. техн. наук, доц. каф. ОМД НМетАУ.

ЗГИА – Запорожская государственная инженерная академия, г. Запорожье.

НМетАУ – Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепр.

E-mail: [remez@metal-forming.org](mailto:remez@metal-forming.org)



## РАЗДЕЛ II ПРОЦЕССЫ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ В МАШИНОСТРОЕНИИ

УДК 621.735.3

**Герасименко О. В.**  
**Марков О. Є.**  
**Косілов М. С.**  
**Хващинський А. С.**  
**Іванов П. П.**

### ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ РОЗКОЧУВАННЯ СТУПІНЧАСТИХ КОНУСНИХ КІЛЕЦЬ

В останні роки кількість крупних поковок відповідального призначення зростає, що пов'язано зі збільшенням потужностей та кількості енергетичних установок та важких машин [1]. Серед виробів заводів важкого та енергетичного машинобудування значну кількість складають обичайки та кільця у тому числі конусної форми. Такі поковки відносяться до відповідальних і до них висуваються високі вимоги за ізотропністю механічних властивостей, внутрішньої структури та ін. Технологічні процеси кування таких поковок передбачають застосування операції розкочування.

Першим напрямом удосконалення процесу виготовлення крупногабаритних кілець є використання злитків нової форми. Низька якість ковальських злитків обумовлюється наявністю у злитках внутрішніх дефектів металургійного походження. При куванні крупногабаритних кілець ці дефекти повинні бути заварені або видалені з ковальського злитка. На сьогодні відомі різні способи підвищення якості ковальських злитків, але всі вони мають свої обмеження та призначення. Тому на першому етапі слід розглянути злитки, які більш підходять для кування пустотілих конусних кілець зі ступінчастим профілем.

Під час кристалізації звичайного злитка з'являються дефекти, такі як пористість, усадочна раковина, газові порожнини та ін. Аналіз результатів поздовжнього та поперечного розрізу злитків, що представлений у роботах [2, 3] дозволив встановити, що у центрі заготовки розташовуються рихлощі та тріщини, які повинні бути усунуті в процесі кування.

Одним з найбільш типових дефектів звичайних злитків є осьова пористість, яка супроводжується включеннями та макролікваціями, що чітко проявляється на розрізі 100-тонного злитка марки 30Cr2Ni4MoV [4]. Такий злиток був розділений по осі, після чого поверхню розрізу було досліджено для встановлення розподілу і розмірів усадочної рихлості. За отриманими даними було проведено 3D-моделювання, яке дозволило встановити оптимальні температуру та швидкість кристалізації для зменшення рихлості.

У роботах [5, 6] встановлено, що застосування охолоджувальної прибуткової надставки для злитків зі зворотною конусністю збільшує глибину розташування усадочної раковини у тіло злитка та концентрує її вздовж осі, що у свою чергу знижує коефіцієнт використання металу на 7%. Це може призвести до потрапляння внутрішніх дефектів в тіло поковки, що знизить якість крупногабаритних кілець.

У роботі [7] описано результати кування пустотілих поковок, що йдуть на виготовлення корпусу реакторного блоку зі звичайного злитка масою 190 т з модифікованої сталі 9Cr-1Mo-V. Технологія передбачала осадження і прошивання. Після чого заготовка



протягувалась на конічній оправці та розкочена на дорні вузьким бойком. Досліджувана технологія кування злитка передбачала два нагрівання для осаджування та для прошивання, що призводить до суттєвого підвищення витрат енергоносіїв на кування. Позбавитись даних дефектів можливо за рахунок використання пустотілого злитку. Більш того, у статті відсутні технологічні рекомендації щодо ступеня обтискання, який робився за один прохід розкочування, як основного параметру при розкочуванні пустотілих заготовок.

На початковій стадії кування звичайного злитка необхідно дефекти, які утворені при кристалізації та гомогенізації, сконцентрувати у центрі злитка, про що йдеться у роботі [8]. Після цього злиток осаджується, щоб зменшити висоту і збільшити діаметр. Це покращує однорідність розподілу деформацій і збільшує проробку структури. Щоб сконцентрувати дефекти крупного злитка, ефект від кування має поширюватися до центру злитка, це вимагає розвитку і застосування процесів, в яких будуть оптимізовані температура кування, форма та розміри інструменту. Завдяки удосконаленню технологічного процесу кування компанія JWS виготовила зі злитка масою 350 т обичайку з фланцем та зоною патрубків реакторного блоку.

Метою роботи є розробка способу кування, який дозволить знизити витрати металу та підвищити якість перехідної ділянки кільцевої поковки на основі результатів дослідження нових технологічних процесів розкочування конусних кілець зі ступінчастою поверхнею.

Для досягнення зазначеної мети були поставлені наступні завдання:

– проаналізувати сучасні тенденції та способи удосконалення операції розкочування пустотілих виробів; визначити методики та методи досліджень способів розкочування східчастих конусних кілець;

– теоретично дослідити формозмінення та НДС конусної заготовки зі східчастим профілем, встановити основні параметри, що чинять вплив на деформований стан заготовки.

Моделювання процесу кування кілець проводилось методом скінчених елементів (МСЕ). За результатами моделювання встановлювались розподіл НДС поковки та формозмінення заготовки у процесі розкочування. Рівняння зв'язку компонент напружень і швидкостей деформації, яке використовувалось при моделюванні:

$$S_{ij} = \frac{2\bar{\sigma}}{3\dot{\bar{\epsilon}}} \dot{\bar{\epsilon}}_{ij},$$

де  $\dot{\bar{\epsilon}}_{ij}$ ,  $\sigma_{ij}$  – компоненти швидкостей деформацій і напружень;

$S_{ij}$  – компоненти девіатора напружень.

Крива течії задана рівнянням:

$$\bar{\sigma} = \sigma(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T),$$

де  $\bar{\epsilon}$ ,  $\dot{\bar{\epsilon}}$ ,  $T$  – інтенсивності деформацій і швидкостей деформацій;

$T$  – температура.

Граничні умови моделювання процесу розкочування мали наступні параметри: початкова температура заготовки – 1200° С; кількість елементів сітки – 80000 шт.; швидкість переміщення інструменту – 40 мм/с; температура бойка та дорна – 100° С; коефіцієнт тертя по Зібелю – 0,7. Для моделювання використовувався дорн діаметром Ø1240 мм. Бойки для розкочування моделювались спираючись на форму та розміри поковки. Ескізи бойку для розкочування представлено на рис. 1.

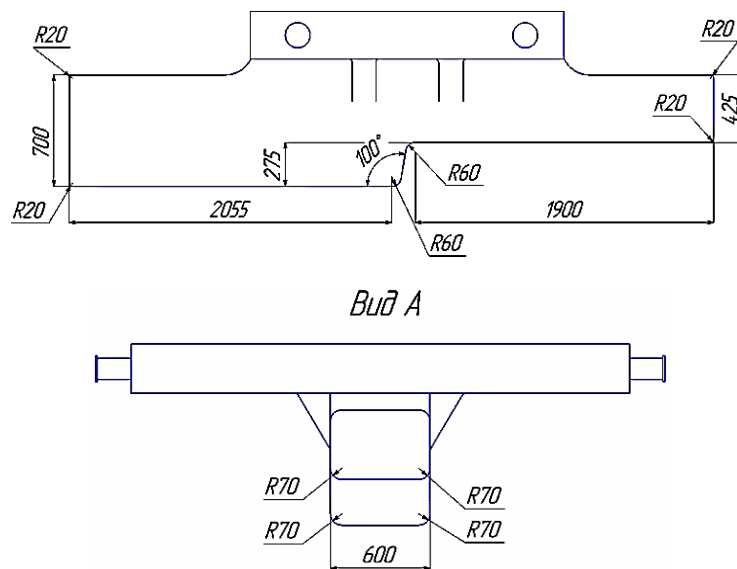


Рис. 1. Ескіз ступінчастого бойка для розкочування

Моделювання проводилося з одночасним деформуванням виступу та уступу (рис. 2, а). За один прохід по колу кільця натискання складало 60 мм. Після кожного обтискання верхнього бойка, заготовка поверталася і виконувалася подальша деформація. Ця послідовність операцій повторювалася, поки не була досягнута необхідна відстань між інструментами, яка відповідає товщині стінки поковки та необхідному ступеню деформації.

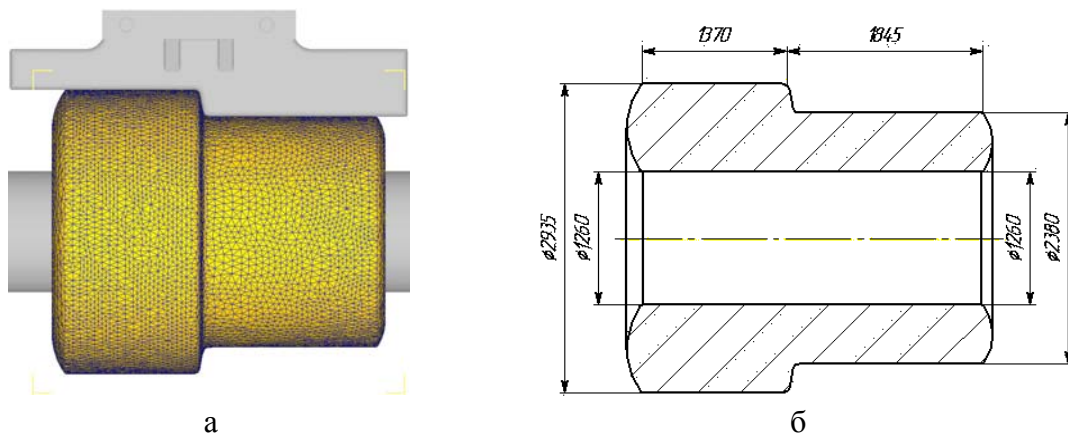


Рис. 2. Схема з одночасним розкочуванням виступу та уступу (а) та ескіз заготовки для моделювання процесу розкочування (б)

Процес розкочування проводився ступінчастим бойком, у якого робоча поверхня (див. рис. 1) повторює зовнішню поверхню заготовки (рис. 2, б). Різниця між діаметрами виступу та уступу дорівнює величині сходинки на бойку і складає 275 мм. Відносний діаметр виступу заготовки складає 2,3, а уступу – 1,87. В даному моделюванні не врахована конусність, яка залишається після кування заготовки на оправці.

Результати моделювання вказують на те, що при одночасному деформуванні виступу та уступу, з боку уступу формується більший діаметр отвору, ніж з боку виступу (рис. 3, а). За такої умови ступінь деформації в уступі більший, ніж у виступі (рис. 3, б). В уступі найбільші деформації зосереджені на поверхні контакту заготовки з інструментом. У виступі деформації найменші, що вказує на слабке його пророблення. Різний ступінь деформації можна пояснити різною товщиною стінки. При однаковому натисканні на виступ та уступ, тонша стінка уступу більше деформується, ніж стінка виступу. З результатів моделювання було встановлено, що найбільші деформації сконцентровані у місці переходу виступу в уступ. Отримана поковка після

ступеня деформації уступу 0,38 має конусність, яка дорівнює 1:7 (0,167). Впродовж всього процесу розкочування конусність постійно збільшується (рис. 4) через те, що діаметри отвору з боку уступу та виступу змінюються не рівномірно.

На конусність впливають діаметри отвору з боку уступу та виступу, а також довжина заготовки. У процесі розкочування довжина заготовки суттєво не змінювалася, отже її вплив незначний. З огляду на це необхідно встановити закономірність зміни діаметрів, які при розкочуванні суттєво змінюються.

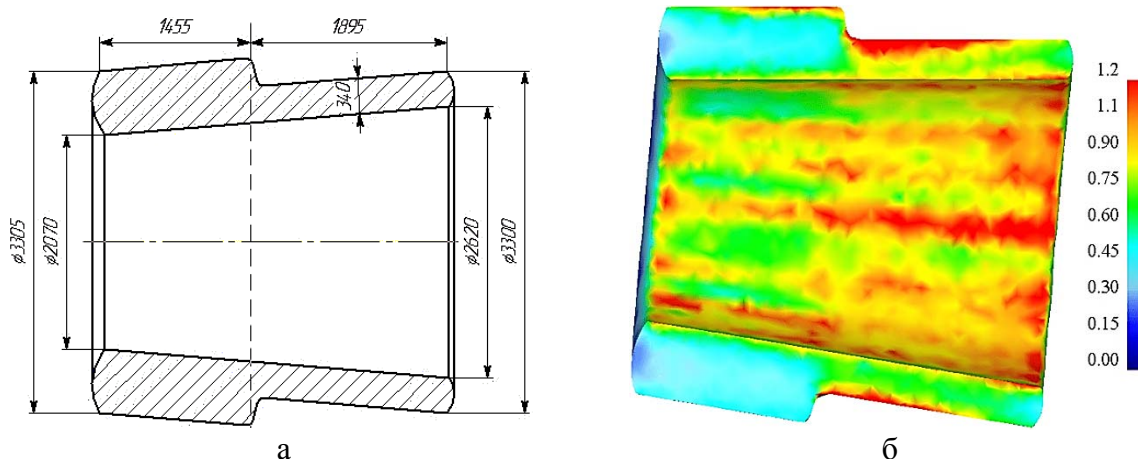


Рис. 3. Ескіз (а) та деформований стан поковки після розкочування (б)

Зміну діаметрів отвору з боку виступу  $d_e$  та уступу  $d_y$  можна розрахувати з формул об'єму циліндру з отвором та товщини стінки. Діаметр отвору:

$$d_i = \frac{V}{\pi \times H_i \times S_i} - S_i,$$

де  $H_i$  – довжина поковки для поточного діаметра отвору;

$S_i$  – поточна товщина стінки поковки.

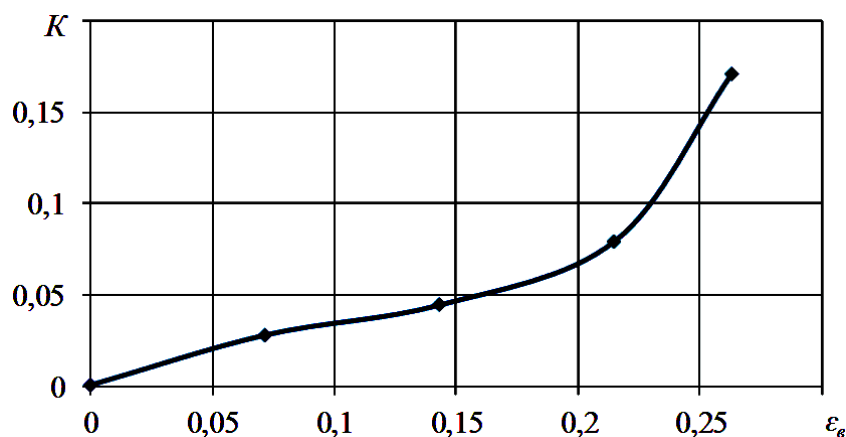


Рис. 4. Конусність поковки ( $K$ ) від ступеня деформації виступу ( $\varepsilon_\theta$ )

Залежність зміни відносного діаметра отвору з боку виступу  $d_{n.e}/L_n$  та уступу  $d_{n.y}/L_n$  від ступеня деформації виступу  $\varepsilon_\theta$  представлено на рис. 5. Результати розрахунків дозволили встановити, що відносні діаметри виступу та уступу змінюються майже по лінійним залежностям,

причому після перших обтискань відносний діаметр отвору з боку уступу починає збільшуватися інтенсивніше, ніж відносний діаметр отвору з боку виступу. За такої умови довжина уступу збільшується не суттєво. Через інтенсивніше збільшення діаметру з боку уступу після кожного кола обертання при розкочуванні збільшується різниця між діаметрами, через що збільшується і конусність поковки. Це пояснюється різними ступенями деформації, що виникають у виступі та уступі.

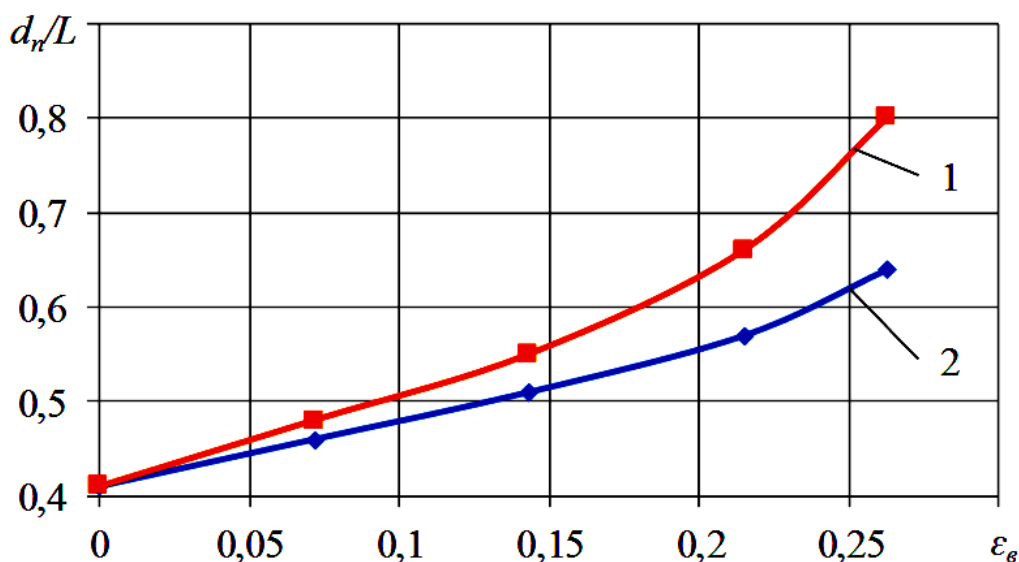


Рис. 5. Змінення відносних діаметрів отвору  $d_n/L$  для уступу (1) та для виступу (2) в залежності від відносного ступеня деформації виступу  $\varepsilon_v$

За результатами дослідження встановлено НДС заготовки та закономірності зміни розмірів кільця у процесі розкочування. Аналіз отриманих результатів дозволив встановити ефективні рекомендації процесу розкочування конусних кілець та його переваги перед існуючим способом деформування:

– Використання ступінчастої заготовки у процесі розкочування дозволило виготовляти конусні кільця, що не було можливо раніше. Більш інтенсивне збільшення діаметру заготовки відбувається з боку уступу, що і надає заготовці конусну форму.

– Використання ступінчастого бойка дозволяє виготовляти кільця зі ступінчастим профілем, що дозволило виключити призначення зайвого напуску, що дало можливість підвищити коефіцієнт використання металу на 7 %.

Встановлені у роботі рекомендації з геометричних параметрів заготовки, інструменту та режимів розкочування є важливими науково-технічними результатами, які можна використовувати в теорії та технології процесів кування крупногабаритних пустотілих поковок.

Наукова новизна розробки:

– отримав подальший розвиток процес розкочування кільцевих поковок;  
– встановлені кількісні оцінки НДС кільцевої конусної поковки зі ступінчастим профілем у процесі розкочення, в залежності від геометричних розмірів заготовки та режимів деформування, що дозволило встановити ефективні режими процесів кування, які відрізняються величиною деформації в уступі та виступі заготовки.

Практичним аспектом використання результатів дослідження є удосконалення технологічного процесу розкочування конусних поковок.

## ВИСНОВКИ

Встановлено, що при розкочуванні заготовки з різницею відносних діаметрів 0,43 виступ та уступ одночасно деформуються під час всього процесу розкочування. При цьому уступ інтенсивніше збільшується у діаметрі, ніж виступ, через що поковка набуває конусну форму. Це пояснюється різними ступенями деформації, які утворюються у виступі та уступі.

Причому ступінь деформації в уступі збільшується інтенсивніше, ніж у виступі. Різниця у ступенях деформації виникає через різницю у товщині стінок виступу та уступу. При  $\varepsilon_0 = 0,25$  конусність дорівнює 0,17.

При розкочуванні заготовок зі змінною товщиною стінки ступінчастим бойком збільшення відносного діаметра уступу  $D_y/d_{cp}$  призводить до збільшення ступеня деформації уступу, що призводить до збільшення діаметру з боку уступу. Збільшення відносного діаметра виступу заготовок  $D_0/d_{cp}$  призводить до збільшення ступеня деформації виступу, що викликає збільшення діаметру отвору з боку виступу. Через це різниця між діаметрами виступу та уступу впливає на зміну конусності під час розкочування. Менша різниця призводить до виникнення більшого діаметру отвору з боку уступу, а більша різниця – до більшого діаметру отвору з боку виступу. Оптимальною є різниця між відносними діаметрами 0,4 тому, що під час розкочування вона змінюється рівномірно та з мінімальною інтенсивністю.

#### REFERENCES

1. Markov, O., Zlygoriev, V., Gerasimenko, O., Hrudkina, N., Shevtsov, S. (2018). Improving the quality of forgings based on upsetting the workpieces with concave facets. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 5(1-95), 16-24. <http://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.142674>.
2. Xu B. The void close behavior of large ingots during hot forging / B. Xu, M. Sun, D. Li // 19th International forgemasters meeting, 29 September – 3 October 2014, Makuhari – 2014. – P. 141–145.
3. Rutsikii D. V. Features of structure and solidification of extended double ingots for hollow forgings. Part 1 / D. V. Rutsikii, N. A. Zyuban, M. Y. Chubukov // *Metallurgist*. – 2016. – № 1. – P. 156–163.
4. Shrinkage porosity criteria and optimized design of a 100-ton 30Cr2Ni4MoV forging ingot / J. Wang, P. Fu, H. Liu [et al.] // *Materials and design* – №35 – 2012 – P. 446–456.
5. Choice of a rational scheme for casting of a forging ingot for producing hollow forgings / M. V. Kolodkin, S. I. Zhul'ev, V. S. Dub [et al.] // *Russian Metallurgy (Metally)*. – 2010. – № 6. – P. 544–547.
6. Shamrei V. A. New shape of forging ingot for making hollow forged products / V. A. Shamrei, S. I. Zhul'ev // *Metallurgist*. – 2007. – № 11. – P. 617–623.
7. Fabrication and properties of the heavy-wall ring forgings with modified 9Cr-1Mo steel for high-temperature and high-pressure reactor / T. Shinozaki, T. Komura, N. Fujitsuna [et al.] // 19th International forgemasters meeting, 29.09 – 3.10 2014, Makuhari – 2014. – P. 397–400.
8. Tanaka Y. Reactor pressure vessel (RPV) components: processing and properties / Y. Tanaka // *Irradiation Embrittlement of Reactor Pressure Vessels (RPVs) in Nuclear Power Plants*. – Sawston: 1, 2015. – (Woodhead Publishing). – (Energy; 26). – P. 26–43.

Герасименко О. В. – канд. техн. наук, докторант ДДМА;  
[profalliance@i.ua](mailto:profalliance@i.ua)

Марков О. Є. – д-р техн. наук, зав. каф. ДДМА;  
[oleg.markov.ond@gmail.com](mailto:oleg.markov.ond@gmail.com)

Косилов М. С. – канд. техн. наук, наук. співроб. ДДМА;  
[kosilovmaksims@gmail.com](mailto:kosilovmaksims@gmail.com)

Хващинський А. С. – аспірант ДДМА;  
[antonio.hvasherman@ukr.net](mailto:antonio.hvasherman@ukr.net)

Іванов П. П. – магістр ДДМА.  
[mto@dgma.donetsk.ua](mailto:mto@dgma.donetsk.ua)

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ.

УДК 621.735.3

**Марков О. Є.**  
**Злигорєв В. М.**  
**Житніков Р. Ю.**  
**Інчаков Є. В.**  
**Різак П. І.**

## **УДОСКОНАЛЕННЯ ПРОЦЕСУ ОСАДЖЕННЯ ЧОТИРИПРОМЕНЕВИХ ЗАГОТОВОК З КУТОМ УВІГНУТИХ ГРАНЕЙ 150°**

В сучасних умовах для України важливий розвиток експортно-орієнтованих галузей промисловості. Значний обсяг експорту України забезпечує важке і енергетичне машинобудування. Конкурування на міжнародних ринках вимагає підвищення якості та зниження собівартості виробленої продукції.

Крупногабаритні деталі в важкому машинобудуванні виготовляються куванням злитків. Метал злитка має низькі механічні властивості, які є наслідком дендритної структури і вадами усадочного походження. Усунути дендритну структуру і заварити внутрішні порожнечі можна, якщо виготовляти поковки з високим уковом. Для цього в технологічному циклі кування використовується ковальське осадження заготовки. Однак в літературі можна зустріти суперечливу інформацію про вплив операції осадження на заварювання внутрішніх пустот. Актуальним напрямом досліджень є вдосконалення операції осадження, яке можна здійснити за рахунок зміни форми заготовки, що осаджують. Це дозволить змінити деформований і напружений стан заготовки, що підвищить проробку литої структури і якість поковок в цілому [1].

Розробка і проектування техпроцесів виготовлення крупногабаритних поковок спрямовані на пошук раціональних способів осадження для підвищеної проробки структури металу. У крупногабаритних деталях основна локалізація внутрішніх дефектів виявляється в осьовій зоні. Це викликано відповідним напружено-деформованим станом (НДС) при деформуванні. Застосування операцій осадження і протягування підвищує рівномірність механічних властивостей, але при цьому підвищується трудо- і енергоємність процесів кування.

В останні роки кількість крупних поковок, виготовлених із злитків, підвищується. Це, в першу чергу, пов'язано зі збільшенням потужності важких машин. Однак якість вироблених поковок не завжди відповідає вимогам замовника. Низька якість вироблених крупних поковок пояснюється низькою якістю вихідних злитків [2, 3].

Авторами роботи [4] показано, що останнім часом зросла потреба у виготовленні масивних деталей, які виготовляються з використанням осадження. Якість таких поковок визначається за механічними властивостями і ступенем неоднорідності структури металу. Застосовувані процеси кування масивних поковок не гарантують отримання високої якості.

В роботі [5] показано, що існують спеціальні методи кування крупногабаритних виробів. Ці методи кування відрізняються типом використовуваних операцій, режимами деформування і геометрією бойків [6]. Механічні властивості деталей переважно залежать від призначення осадження і подальшого протягування. При цьому резерви розробки нових техпроцесів кування ще повністю не вичерпані. При розробці ефективних техпроцесів деформування основний інтерес викликає вдосконалення операції ковальського осадження.

В роботі [7] відзначається, що зростання обсягів виробництва поковок високої якості вимагає розвитку і впровадження нових техпроцесів кування крупногабаритних заготовок для деталей з низькими витратами на кування. Однак у роботі не досліджувалися нові способи осадження, які дозволяють знизити силу деформування. Знизити силу операції осадження можна за рахунок деформування секційним інструментом або зміною площі перетину заготовки [8].

Метою роботи є підвищення механічних властивостей деталей відповідального призначення за рахунок заварювання внутрішніх пустот і підвищення рівномірності поковки структури злитка на основі вдосконалення операції осадження чотирипроменевих злитків.

Моделювання процесу осадження профільованих на чотирипроменевої переріз заготовок проводилось методом скінчених елементів (МСЕ). За результатами моделювання встановлювались розподіл НДС поковки та формозмінення штучного дефекту після деформування. Після профілювання усі заготовки осаджувалися на 50 %.

Рівняння зв'язку компонент швидкостей напружень і деформацій:

$$S_{ij} = \frac{2\bar{\sigma}}{3\dot{\bar{\epsilon}}} \dot{\epsilon}_{ij},$$

де  $\dot{\epsilon}_{ij}$ ,  $\sigma_{ij}$  – компоненти швидкостей деформацій і напружень;

$S_{ij}$  – компоненти девіатора напружень.

Крива течії задана рівнянням  $\bar{\sigma} = \sigma(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T)$ , де  $\bar{\epsilon}$ ,  $\dot{\bar{\epsilon}}$ ,  $T$  – інтенсивності деформацій і швидкостей деформацій;

$T$  – температура.

Моделі для скінчено-елементного моделювання мали такі розміри: зовнішній діаметр заготовки  $D = 1,5$  м, висота заготовки  $H = 3,75$  м, діаметр отвору дефекту приймався 10 % від зовнішнього діаметру заготовки (0,15 м), кут граней заготовки становив  $150^\circ$  (рис. 1). Глибина увігнутих граней ( $d/D$ ) досліджувалась у діапазоні 15 %, 20 % та 25 % від діаметру заготовки. Матеріал – сталь 70ХЗГНМФ, температура нагрівання заготовки  $1150^\circ\text{C}$ , температура інструменту –  $20^\circ\text{C}$ , коефіцієнт тертя 0,45, сітка містить 75 000 елементів, швидкість деформування 35 мм / с.

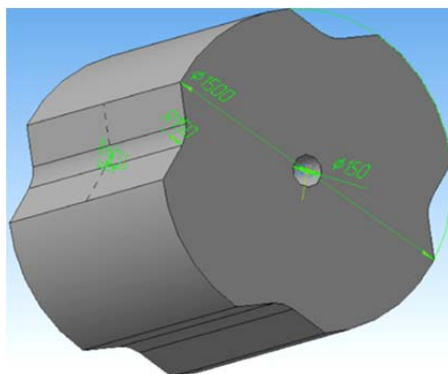


Рис. 1. 3D-модель профільованої заготовки на чотирипроменевої переріз

Показник схеми напруженого стану осьової зони заготовки:

$$\Pi_\sigma = \frac{3\sigma_{cp}}{\sigma_i},$$

де  $\sigma_{cp}$  – гідростатичний тиск, МПа;

$\sigma_i$  – інтенсивність напружень, МПа.

На заковування в процесі осадження чотирипроменевої заготовки впливає глибина увігнутих граней. У дослідженні використовувалися грані з кутом  $150^\circ$  і відносна їх глибина  $d/D$  становила 25 %, 20 % та 15 %. Ступінь заковування отвору після осадження профільованих чотирипроменевої заготовок на 50 % показано на рис. 2. За результатами моделювання було виявлено, що для розглянутих параметрів глибин граней відбувається заковування отвору в середній частині поковки. Ступінь заковування отвору більша для зразків з відносною глибиною граней 0,85. Заготовки, профільовані на глибину  $d/D = 0,75$ , показали гірші результати по закриттю осьового дефекту.

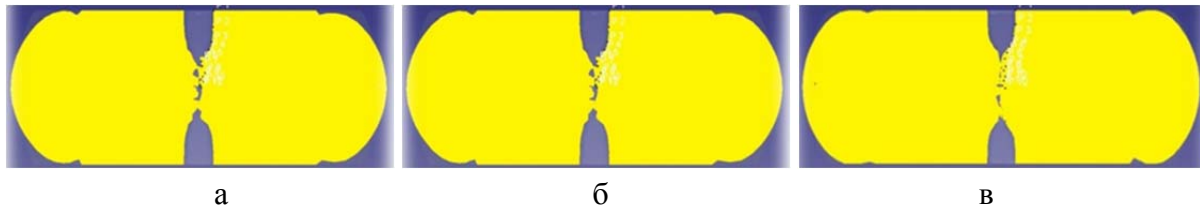


Рис. 2. Заковування отвору після осадження профільованих чотирипроменевих заготовок на 50 %:

а –  $d/D = 0,75$ ; б –  $d/D = 0,80$ ; в –  $d/D = 0,85$

Залежність механізму заковування отвору у процесі осадження чотирипроменевих моделей з різною відносною висотою граней показана на рис. 5. Аналіз отриманих результатів (рис. 3) дозволив встановити, що відносна глибина граней більше за 15 % ( $d/D = 0,85$ ) не призводить до збільшення ступеня заковування дефекту.

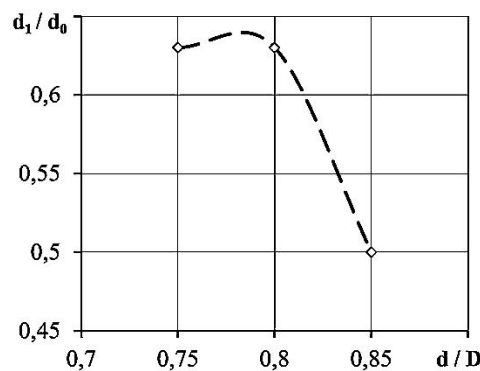


Рис. 3. Залежність відносного діаметру отвору у процесі осадження чотирипроменевих моделей з різною відносною глибиною граней

Після осадження чотирипроменевих заготовок з  $d/D = 0,85$  на 50 % відбувається заковування середнього відносного діаметру ( $d_1/d_0$ ) дефекту на 50 % (рис. 3).

Розробка техпроцесу кування неможлива без встановлення розподілу температур у процесі осадження чотирипроменевих заготовок. Розподіл температурних полів в тілі заготовки впливає на силові та деформаційні параметри, а також на вичерпання ресурсу пластичності матеріалу. Для спрощення дослідження досить простежити зміну температури по перерізу заготовки. На рис. 4 представлено розподіл температур чотирипромінних заготовок з різними параметрами граней після деформування на 50 %.

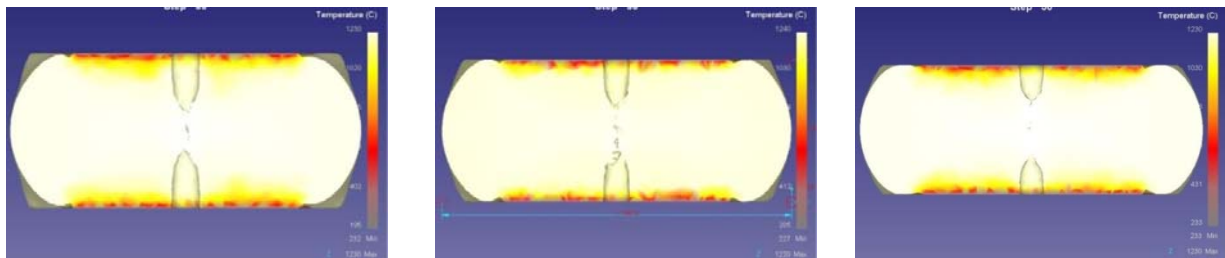


Рис. 4. Розподіл температур при осадженні чотирипроменевих заготовок:

а –  $d/D = 0,75$ ; б –  $d/D = 0,80$ ; в –  $d/D = 0,85$

Аналіз способу осадження чотирипроменевих заготовок з різними глибинами граней дозволив встановити, що розподіл температур в процесі кування знаходиться в температурному інтервалі. Тепловий стан заготовки для різних варіантів осадження збігається, отже, охолодження заготовки в процесі деформування має однаковий вплив на НДС і далі не досліджується.



Розподіл логарифмічних деформацій у меридіональному перерізі поковки після деформації на 0,5 вихідної висоти представлено на рис. 5. Осадження чотирипроменевих заготовок з різними параметрами увігнутого поперечного перерізу призводить до розподілу деформацій, аналогічних процесу осадження циліндричних зразків. Деформації з максимальною величиною розташовуються в центральній частині поковки, а з мінімальною – на плоских торцях поковки. Розподіл деформацій для різних параметрів заготовок з чотирипроменевим перерізом схожий. Але при осадженні чотирипроменевих заготовок з глибиною граней  $d/D = 0,85$  площа деформацій з максимальною величиною більша на 35...45 % у порівнянні з іншими параметрами заготовок (рис. 5, в).

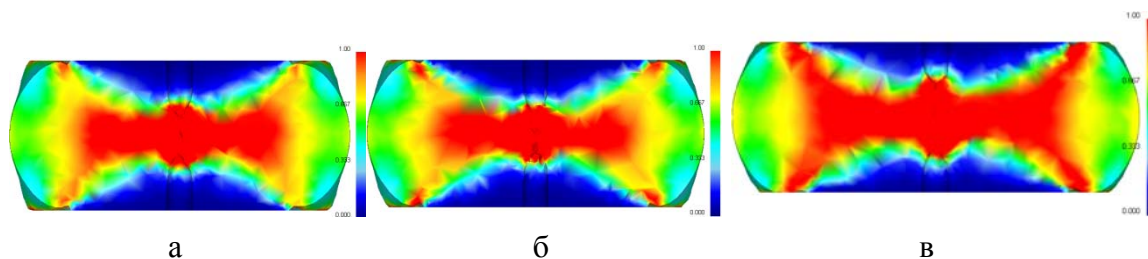


Рис. 5. Розподіл логарифмічних деформацій у процесі осадження чотирипроменевих заготовок:

а –  $d/D = 0,75$ ; б –  $d/D = 0,80$ ; в –  $d/D = 0,85$

Осадження чотирипроменевих заготовок змінює напружений стан у поковці (рис. 6). В середній та осьовій частині поковки виникають середні деформації зі знаком мінус, що свідчить про утворення у зоні осьової рихлості заготовки стискаючих напружень з величиною близько  $-85$  МПа при відносній глибині  $d/D = 0,85$  (рис. 6, в).

Підвищення відносної глибини граней чотирипроменевих заготовок призводить до змінення розподілу середніх напружень у металі заготовки. Глибокі грані зменшують площу й величину стискаючих напружень. Осадження чотирипроменевих заготовок не виключає утворення діжкоподібної бічної поверхні з локалізацією на цій поверхні розтягуючих напружень.

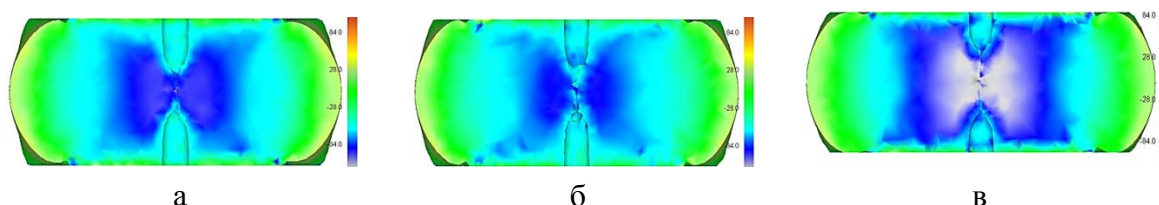


Рис. 6. Гідростатичні напруження при осадженні чотирипроменевих заготовок:

а –  $d/D = 0,75$ ; б –  $d/D = 0,80$ ; в –  $d/D = 0,85$

Досліджено новий спосіб осадження чотирипроменевих заготовок з кутом граней  $150^\circ$  та різними глибинами цих граней. За результатами дослідження встановлено НДС заготовки та закономірності зміни розмірів осьового отвору у процесі осадження. Аналіз отриманих результатів дозволив встановити ефективні рекомендації процесу осадження та його переваги перед існуючим способом деформування.

Заковування отвору починає відбуватися при деформації 10 %. Максимальне заковування отвору відбувається після осадження на 65 % для відносної глибини граней 15... 20 % від діаметра заготовки. Увігнуті грані величиною 15 % від діаметра заготовки призводять до виникнення у тілі заготовки стискаючих напружень після осадження на 55 %. Крім цього, в осьовій зоні чотирипроменевої заготовки для зазначених параметрів виникають максимальні деформації, що будуть сприяти заковуванню внутрішніх дефектів. Підвищення рівня деформації при осадженні чотирипроменевих заготовок призводить до підвищення величини стискаючих напружень в тілі поковки.

## ВИСНОВКИ

Проведено аналіз основних показників якості крупногабаритних поковок та базових техпроцесів кування і обґрунтовано напрямок їх подальшого вдосконалення. Цей напрямок полягав у вдосконаленні способу осадження чотирипроменевих заготовок.

Розроблено методіку досліджень операцій профілювання і осадження чотирипроменевих заготовок, яка дозволила кількісно оцінити НДС заготовки при осадженні і встановити ступінь заварювання внутрішніх дефектів.

Встановлено вплив кута граней чотирипроменевих заготовок 150° на розподіл деформацій, температур, напружень і заварювання внутрішніх пустот після осадження. Заковування отвору починає відбуватися при деформації 10 %. Максимальне заковування отвору відбувається після осадження на 65 % для відносної глибини граней 15...20 % від діаметра заготовки.

## REFERENCES

1. Markov O., Zlygoriev V., Gerasimenko O., Hrudkina N., Shevtsov S. (2018). *Improving the quality of forgings based on upsetting the workpieces with concave facets. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 5(1-95), 16-24. <http://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.142674>
2. Wang J., Fu P., Liu H., Li D., Li Y. (2012). *Shrinkage porosity criteria and optimized design of a 100-ton 30Cr<sub>2</sub>Ni<sub>4</sub>MoV forging ingot. Mater. Design*, 35, 446-456. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2011.09.056>
3. Zhang X-X., Cui Z-S., Chen W., Li Y. (2009). *A criterion for void closure in large ingots during hot forging. J Mater Process Tech.*, 209(4), 1950-1959. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.04.051>
4. Dobrzański L. A., Grajcar A., Borek W. (2008). *Influence of hot-working conditions on a structure of high-manganese austenitic steels. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 29 (2), 139-142
5. Baiqing Z., Haixing L., Yifei T., Dongbo L., Yong X. (2015). *Research on Charging Combination Based on Batch Weight Fit Rule for Energy Saving in Forging. Mathematical Problems in Engineering*. – Article ID 531756, 9 pages. <http://dx.doi.org/10.1155/2015/531756>.
6. Ameli A., Movahhedy M. R. (2007). *A parametric study on residual stresses and forging load in cold radial forging process. Int J Adv Manuf Tech.*, 33(1-2), 7-17. <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-006-0453-2>.
7. Hippenstiel F., Johann K.-P. (2008). *Recent developments in gear steels for use in power generation plants. Forgemasters Meeting, Santander, Spain, (3-7 Nov. 2008)*.
8. Markov O. E., Oleshko M. V., Mishina V. I. (2011). *Development of Energy-saving Technological Process of Shafts Forging Weighting More Than 100 Tons without Ingot Upsetting. Metalurgical and Mining Industry*, 3(7), 87-90. <http://www.metalljournal.com.ua/assets/Uploads/attachments/87Markov.pdf>.

Марков О. Є. – д-р техн. наук, зав. каф. ДДМА;

[oleg.markov.ond@gmail.com](mailto:oleg.markov.ond@gmail.com)

Злигорев В. М. – канд. техн. наук, головний металург ПрАТ «НКМЗ»;

[zvn@nkmz.donetsk.ua](mailto:zvn@nkmz.donetsk.ua)

Житніков Р. Ю. – аспірант ДДМА;

[mto@digma.donetsk.ua](mailto:mto@digma.donetsk.ua)

Інчаков Є. В. – аспірант ДДМА;

Різак П. І. – мол. наук. співроб. ДДМА.

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ.

ПрАТ «НКМЗ» – Приватне акціонерне товариство «Новокраматорський машинобудівний завод», м. Краматорськ.

УДК 621.7.044.4:621.983.5

Старков Н. В.  
Стрелковская Л. И.

## ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПЛАСТИЧНОСТИ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА 2024-T4 ПРИ ИМПУЛЬСНОЙ ЭЛЕКТРОГИДРАВЛИЧЕСКОЙ ШТАМПОВКЕ

Современная авиационная промышленность использует лучшие мировые технические достижения в развитии современных технологий. Жесткая конкуренция на мировом рынке подталкивает авиастроителей к решительным шагам усовершенствования своей продукции. Это касается как проектирования летательных аппаратов, так и их изготовления.

Характерной особенностью авиационной промышленности является устойчивая тенденция применения листовых материалов с повышенными прочностными характеристиками. К таким материалам относится среднепрочный конструкционный алюминиевый сплав системы Al-Cu-Mg с маркировкой 2024-T4, которому близко соответствует сплав Д16Т [1].

При использовании таких материалов в листовой штамповке часто возникает проблема, связанная с их склонностью к хрупкому разрушению при относительно малой степени деформации (до 10 %). Для увеличения эксплуатационных характеристик сплава проводится его термическая обработка, которая заключается в закалке на твердый раствор с последующим естественным старением (Т4). При этом прочность сплава увеличивается до 500 МПа, твердость до 120 НВ, а пластичность практически не меняется [2].

Детали из этих сплавов, изготовленные методом холодной листовой штамповки, отличаются значительным пружинением после снятия деформирующего усилия, что затрудняет процесс сборки изделий и требует введения дополнительной операции, их калибровки.

В этой связи появилась необходимость использовать новые прогрессивные технологии и оборудование для изготовления деталей из этих сплавов.

Одной из таких технологий является импульсная электрогидравлическая (ЭГ) штамповка [3, 4, 5]. Она позволяет дозировать энергию разряда с регулированием интенсивности и точным приложением нагрузки к заданным участкам поверхности детали, использовать более простую технологическую оснастку. Требуется меньших затрат энергии, даёт возможность изготавливать детали сложной формы и стабилизировать их форму и размеры, благодаря эффективной релаксации напряжений в процессе импульсного нагружения. Эти качества ЭГ штамповки создают хорошие предпосылки для дальнейшего расширения сферы её использования.

Целью данной работы является экспериментальное сравнение пластических свойств листового алюминиевого сплава 2024-T4 при высокоскоростной импульсной ЭГ штамповке и деформировании на механическом прессе.

В состоянии поставки листы из сплава 2024-T4 были плакированы с 2-х сторон технически чистым алюминием толщиной 100 мкм.

Исследования проводились с использованием разработанного в ИИПТ НАН Украины ЭГ пресса модели Т1226 Б (рис. 1), технические характеристики которого приведены в табл. 1 [6].

Пресс предназначен для выполнения листоштамповочных, формообразующих, разделительных и комбинированных операций с использованием плоских и оболочковых заготовок в условиях экспериментального, опытного и мелкосерийного производств.

В исследованиях была использована матрица (рис. 2) для штамповки деталей тарельчатой формы. Основные размеры деталей приведены на рис. 3.



Рис. 1. ЭГ пресс модели Т1226 Б

Таблица 1

Технические характеристики ЭГ прессы Т1226 Б

1. Запасаемая энергия, кДж	6,4...40
2. Рабочее напряжение, регулируемое, кВ	20...50
3. Максимальные размеры заготовок при вытяжке, мм	750 x 750
4. Толщина штампуемых деталей, мм, не более,	8,0
5. Максимальное усилие прижима, МН	2,0
6. Производительность при штамповке за 5 импульсов при номинальной энергии, дет./час	100
7. Установленная мощность, кВт, не более	50
8. Площадь, занимаемая прессом, м <sup>2</sup>	25
9. Высота прессы над уровнем пола, мм	3350
10. Масса прессы, кг	15000



Рис. 2. Матрица для штамповки деталей

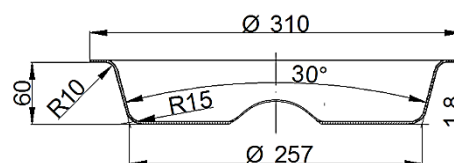


Рис. 3. Основные размеры штампуемой детали

Схематическое изображение разрядной камеры с электродами и матрицей приведено на рис. 4.

Особенностью ЭГ штамповки является высокая скорость деформирования и малое время воздействия импульса давления на заготовку (меньше 0,001 с).

Экспериментальное определение давления и расчеты показывают, что для условий эксперимента амплитуда на фронте ударной волны при энергии разряда 40 кДж составляет 150–300 МПа [4, 5]. Такое давление достаточно для ЭГ штамповки исследуемых деталей, а в процессе их изготовления параметры разряда уточнялись.

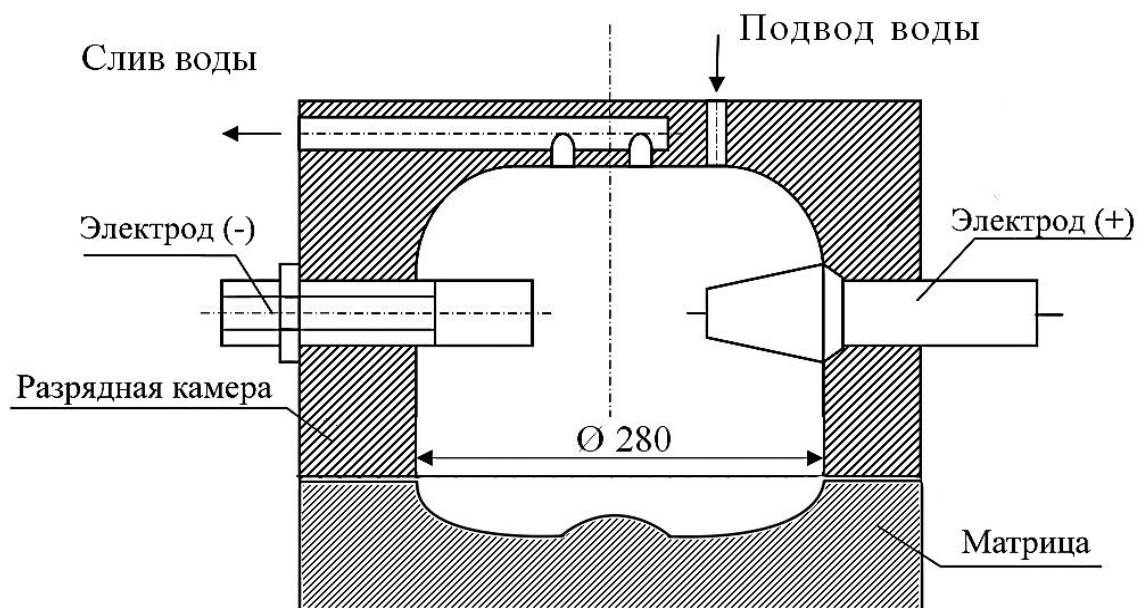


Рис. 4. Разрядная камера и матрица для ЭГ штамповки листовых деталей

Режимы штамповки были такими, которые позволяли осуществлять вытяжку в многоимпульсном режиме с прогибом детали после каждого разряда не более 25–30 мм. При этом, на 2-х последних импульсах запасаемая энергия батареи конденсаторов увеличивалась.

На рис. 5 приведена фотография деталей, изготовленных на ЭГ прессе Т1226 Б.

При выбранных режимах ЭГ штамповки сплав 2024-T4 показал достаточно высокую пластичность, которая обеспечила штамповку тестовых деталей с относительным удлинением до разрушения не менее 20 %. Пружинение деталей практически отсутствовало.

При этом было достигнуто хорошее качество поверхности деталей, на которой отсутствовали такие дефекты, как эффект Портевина-Ле Шателье, линии скольжения Людерса, «апельсиновая корка», царапины и др., характерные для механической штамповки.

Для сравнения пластичности сплава 2024-T4 при исследуемых способах деформирования матрица была изготовлена составной и её средняя часть в виде сферической вставки была съёмной (рис. 6). Эта часть матрицы в ходе дальнейших исследований использовалась в качестве пуансона для механического деформирования на гидравлическом прессе.



Рис. 5. Детали, изготовленные на ЭГ прессе Т1226 Б



Рис. 6. Сферическая вставка матрицы

Такой подход позволял проверить и сравнить свойства алюминиевого сплава на участке наибольшей его пластической деформации.

Для этого детали предварительно штамповали в матрице без сферической вставки. Форма такой детали показана на рис. 7, а. Затем её извлекали из матрицы и на гидравлическом прессе деформировали среднюю часть сферической вставкой, в результате чего деталь разрушилась, как показано на рис. 7, б.

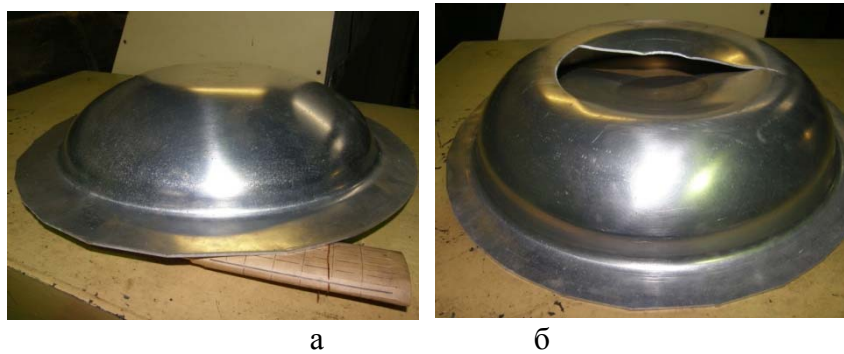


Рис. 7. Деталь на промежуточной стадии штамповки (а) и после деформирования сферической вставкой (б)

Схема деформирования на гидравлическом прессе показана на рис. 8.

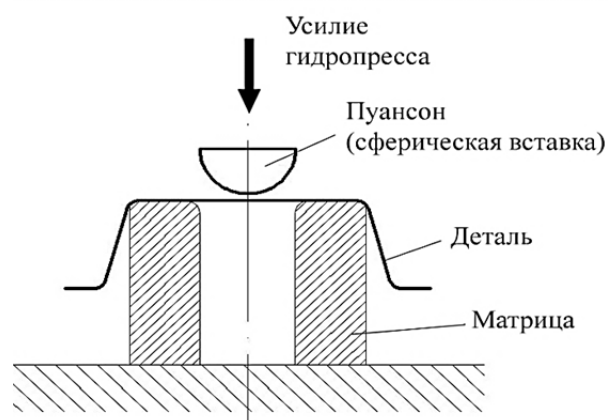


Рис. 8. Деформирование на гидравлическом прессе

Для исследования распределения локальных деформаций в детали на одной из её сторон наносили деформационную сетку в виде множества окружностей диаметром 3 мм, расположенных равномерно по площади заготовки.

На рис. 9 приведено распределение локальных деформаций в поперечном сечении детали после ЭГ штамповки, а на рис. 10 – толщина стенок этой детали.

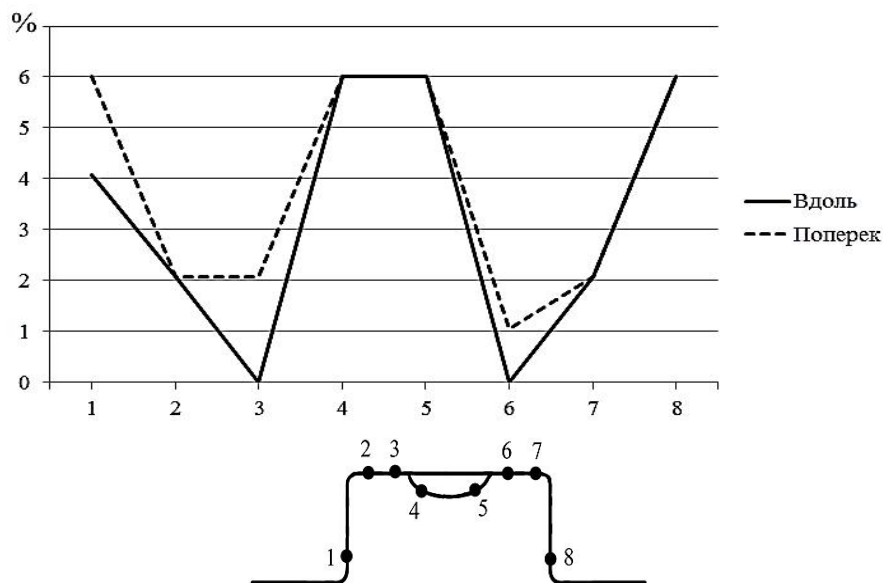


Рис. 9. Распределение локальных деформаций детали вдоль и поперёк проката заготовки

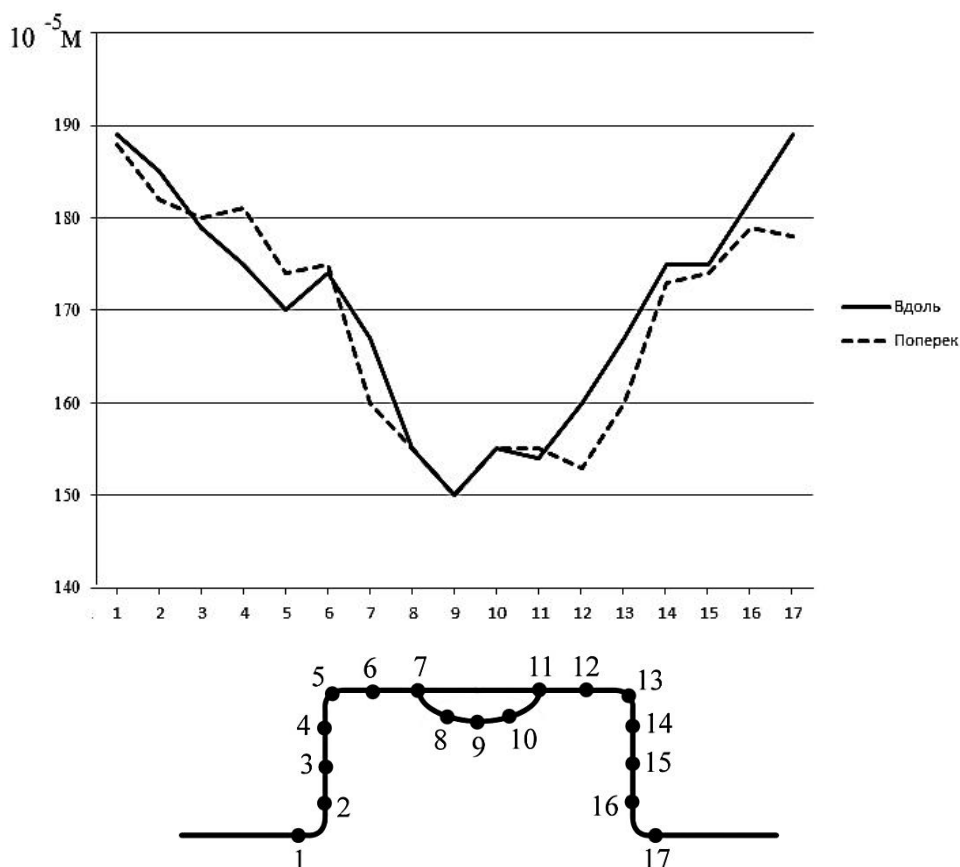


Рис. 10. Толщина стенок детали вдоль и поперёк проката заготовки

Как видно из этих исследований, наибольшая пластическая деформация сосредоточена на вершине сферической выпуклости детали, где относительное утонение можно рассчитать по формуле:

$$\delta = [(S_1 - S_2) / S_1] \cdot 100\%, \quad (1)$$

где  $S_1$  – толщина исходной заготовки, равная 1,8 мм;

$S_2$  – наименьшая толщина детали в конце формообразования сферической части.

Для не разрушенной детали, деформированной на ЭГ прессе, величина  $S_2$  составила 1,50 мм, а после деформирования на гидравлическом прессе и после её разрушения – 1,58 мм.

Расчет показывает, что утонение в сферической части детали после ЭГ штамповки составило 16,6 % и деталь не разрушилась, а после штамповки на гидравлическом прессе она разрушилась при утонении 12,2 %.

Таким образом установлено, что предельная степень деформации деталей из сплава 2024-T4 в процессе вытяжки зависит от технологического процесса их изготовления. Экспериментально показано, что предельная степень деформации при импульсном высокоскоростном процессе ЭГ штамповки возрастает и для исследуемого сплава она больше, чем в 1,36 раза по сравнению с механической штамповкой на гидропрессе.

## ВЫВОДЫ

В выполненных исследованиях ЭГ штамповки листовых деталей из алюминиевого сплава 2024-T4 показано, что она позволяет более полно использовать пластические свойства сплава. В режиме многоимпульсного деформирования детали под действием высокого давления жидкости и при кратковременном его действии в материале усиливаются релаксационные процессы, которые снижают деформационное упрочнение сплава и уменьшают

остаточные напряжения в детали. За счёт этого увеличивается предельная пластическая деформация сплава и устраняется пружинение деталей. В экспериментах штампованные на ЭГ прессе детали не разрушались при деформациях, в 1,36 раза превышающих деформации при механической штамповке.

При ЭГ штамповке можно добиться высокого качества поверхности деталей, что важно для изделий, используемых в авиационной промышленности, к которым предъявляются высокие требования, особенно при плакировании штампуемых листов мягкими металлами.

### СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Белецкий В. М. *Алюминиевые сплавы : справочник* / В. М. Белецкий, Г. А. Кривов. – Киев : "КОМИНТЕХ", 2005. – 365 с.
2. *Алюминий : пер. с англ. под ред. А. Т. Туманова, Ф. И. Квасова, И. Н. Фридляндера.* – М. : МЕТАЛЛУРГИЯ, 1972. – 664 с.
3. Старков Н. В. *Экспериментальное исследование пластичности конструкционных алюминиевых сплавов при импульсном электрогидравлическом нагружении* / Н. В. Старков, В. М. Косенков, Д. Р. Аврамец // КШП. ОМД. – 2008. – № 5. – С. 3–7.
4. *Динамические характеристики ударно-волнового сжатия конструкционных алюминиевых сплавов* / В. М. Косенков, Д. Р. Аврамец, А. А. Васильев и др. // ИПМСС: Материалы VIII Международной научной конференции (17–21 августа 2009). – Николаев, 2009. – С. 58–59.
5. Головащенко С. Ф. *Расширение технологических возможностей процессов листовой штамповки путем применения импульсных методов формообразования* / ИПМСС : Материалы VIII Международной научной конференции (17–21 августа 2009). – Николаев, 2009. – С. 49–51.
6. Тараненко М. Е. *Электрогидравлическая штамповка: теория, оборудование, техпроцессы* / М. Е. Тараненко. – Харьков : Издательский центр "ХАИ", 2011. – 272 с.
7. Мазуровский Б. Я. *Электрогидравлический эффект в листовой штамповке* / Б. Я. Мазуровский, А. Н. Сизёв. – Киев : Наукова думка, 1983. – 192 с.

### REFERENCES

1. Beleckij V. M. *Aljuminievye splavy : spravochnik* / V. M. Beleckij, G. A. Krivov. – Kiev : "KOMINTEH", 2005. – 365 s.
2. *Aljuminij : per. s angl. pod red. A. T. Tumanova, F. I. Kvasova, I. N. Fridljandera.* – M. : METALLURGIJA, 1972. – 664 s.
3. Starkov N. V. *Jeksperimental'noe issledovanie plastichnosti konstrukcionnyh aljuminievyh splavov pri impul'snom jelektrogidravlicheskom nagruzenii* / N. V. Starkov, V. M. Kosenkov, D. R. Avramec // KShP. OMD. – 2008. – № 5. – S. 3–7.
4. *Dinamicheskie harakteristiki udarno-volnovogo szhatija konstrukcionnyh aljuminievyh splavov* / V. M. Kosenkov, D. R. Avramec, A. A. Vasil'ev i dr. // IPMSS: Materialy VIII Mezhdunarodnoj nauchnoj kon-ferencii (17–21 avgusta 2009). – Nikolaev, 2009. – S. 58–59.
5. Golovashhenko S. F. *Rasshirenie tehnologicheskijh vozmozhnostej processov listovoj shtampovki putem primenenija impul'snyh metodov formoobrazovanija* / IPMSS : Materialy VIII Mezhdunarodnoj nauch-noj konferencii (17–21 avgusta 2009). – Nikolaev, 2009. – S. 49–51.
6. Taranenko M. E. *Jelektrogidravlicheskaja shtampovka: teorija, oborudovanie, tehprocessy* / M. E. Taranenko. – Har'kov : Izdatel'skij centr "HAI", 2011. – 272 s.
7. Mazurovskij B. Ja. *Jelektrogidravlicheskij jeffekt v listovoj shtampovke* / B. Ja. Mazurovskij, A. N. Sizjov. – Kiev : Naukova dumka, 1983. – 192 s.

Старков Н. В. – науч. сотруд. ИИПТ;

Стрелковская Л. И. – вед. инж.-констр. ИИПТ.

ИИПТ – Институт импульсных процессов и технологий НАН Украины, г. Николаев.

E-mail: [Starkovnikolay@yahoo.com](mailto:Starkovnikolay@yahoo.com); [igorstrelk@ukr.net](mailto:igorstrelk@ukr.net)

Статья поступила в редакцию 11.03.2019 г.



УДК 621.777.1

Бейгельзімер Я. Ю.  
Кулагін Р. Ю.  
Саввакін Д. Г.  
Давиденко О. А.  
Дмитренко В. Ю.  
Оришич Д. В.

## ВПЛИВ ІНТЕНСИВНОЇ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ СПЛАВУ СИСТЕМИ Ti-Zr-Nb

Сплави системи Ti-Zr-Nb перспективні як матеріали конструкцій, що працюють в хімічно-агресивних середовищах [1–5]. Бінарна система Ti-Zr є основою великої кількості сплавів медичного призначення, оскільки ці метали, крім привабливих характеристик міцності, мають високу біосумісність і достатню стійкість по відношенню до лужних і кислотних середовищ. Введення в бінарні сплави Ti-Zr достатньої кількості елементів, що стабілізують при кімнатній температурі високотемпературну  $\beta$ -ОЦК фазу, наприклад, ніобію, танталу та ін., забезпечує необхідний баланс міцності і пластичності, а також дозволяє регулювати в широкому діапазоні модуль пружності даних сплавів. Так, добавки ніобію знижують модуль Юнга з 95–110 ГПа (показник для сплавів цирконію і титану) до 50–60 ГПа і нижче [1, 2, 4, 6], наближаючи його значення до відповідної характеристики кісткової тканини, що необхідно для механічної сумісності матеріалів медичних імплантатів, а також може бути використано в техніці для виготовлення пружних елементів різного призначення.

Створення сплавів Ti-Zr-Nb за порошковими технологіями [7], а саме, формування однорідних матеріалів з гетерогенних порошкових сумішей під впливом дифузійних процесів у твердій фазі, забезпечує низку переваг перед традиційним підходом, заснованому на литті. На відміну від останнього, порошкові технології дозволяють набагато краще контролювати мікроструктуру одержуваних матеріалів і можуть дати значну економічну перевагу [8].

Було показано [7], що сплави системи Ti-Zr-Nb можна отримувати методом холодного пресування і вакуумного спікання порошкових сумішей гідриду титану, гідриду цирконію і ніобію. При використанні порошків гідридів, водень грає роль тимчасового легуючого елемента і видаляється з металів в процесі вакуумного нагріву, одночасно активуючи дифузійно-контрольовані процеси спікання і хімічної гомогенізації порошкової системи, а також очищаючи поверхню титанових частинок від домішок (кисень, хлор, вуглець). Незважаючи на позитивний вплив водню, при спіканні в відсутності деформаційних процесів (без тиску) не вдається знизити об'ємну частку пор нижче 5–8% в залежності від складу сплавів [9], що негативно відбивається, в першу чергу, на втомній міцності, а також характеристиках пластичності і статичної міцності.

Методи інтенсивної пластичної деформації (ІПД) [9] дозволяють подрібнити зерно, підвищити міцність і весь комплекс механічних характеристик, а стосовно пористих матеріалів, дають інструмент зниження їх пористості для забезпечення всього комплексу механічних характеристик в цілому.

Метою даного дослідження є вивчення потенціалу впливу найбільш поширеного методу – крутіння під високим тиском (КВТ) [10], на мікроструктуру і механічні властивості сплавів системи Ti-Zr-Nb, отриманих порошковим шляхом.

Дослідження проводились на низькомодульному сплаві системи Zr-Ti-Nb: 51Zr-31Ti-18Nb, ат.% (59Zr-19Ti-22Nb, мас.%) [11]. Сплав отриманий синтезом з порошкової суміші гідриду титану, гідриду цирконію і ніобію. Для приготування суміші відібрані розмірні фракції порошків обох гідридів менше 100 мкм і ніобію, менше 63 мкм. Порошок змішували

протягом 6 годин. Отримані суміші пресували в прес-формі при 640 МПа в зразки діаметром 10 мм і висотою 10–15 мм і спікали у вакуумі при 1250 °С протягом 4 годин. При цьому відбувалося утворення сплаву, його хімічна гомогенізація і видалення водню. Використані розмірні фракції порошків і параметри спікання забезпечують формування з гетерогенних порошкових пресовок хімічно- і мікроструктурно однорідного сплаву із залишковим вмістом водню менш 0,01 % (мас.). В результаті усадки, діаметр зразків після спікання становив 9 мм. Отримані зразки розрізали на диски, діаметром 9 мм і товщиною 1,5 мм, які потім обробляли методом КВТ.

На рис. 1 приведена схема КВТ ковадл, застосованих нами в експерименті. Деформація здійснювалася на установці (W. Klement GmbH, Lang, Austria), яка знаходиться в Технологічному інституті Карлсруе (Німеччина). Параметри процесу: тиск 5 ГПа, кутова швидкість обертання ковадл – 0,2 рад/сек, число обертів ковадл – 10, температура – кімнатна.

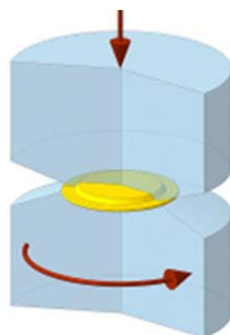


Рис. 1. Схема КВТ

У діаметральному перетині вихідних і деформованих зразків досліджували фазовий склад, просторовий розподіл хімічних елементів, мікроструктуру, питому пористість і мікротвердість.

Рентгенівські дифрактограми вимірювали на порошковому дифрактометрі SIEMENS D500 з випромінюванням Cu-K $\alpha$  при використанні первинного монохроматора. Для аналізу фізичного уширення рентгенівських ліній використовувалась функція Pseudo-Voigt. Параметри решітки оцінювалися за допомогою програмного забезпечення PowderCell [12]. Мікроскопічні дослідження здійснювали за допомогою трансмісійного електронного мікроскопу (ТЕМ) ТІТАН 80-300. Зразки для ТЕМ-досліджень діаметром 3 мм вирізалися з центру КВТ-дисків, з подальшим зменшенням товщини на двопроменевому приладі Strata 400S.

На рис. 2 представлені рентгенограми зразків 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%) до та після КВТ.

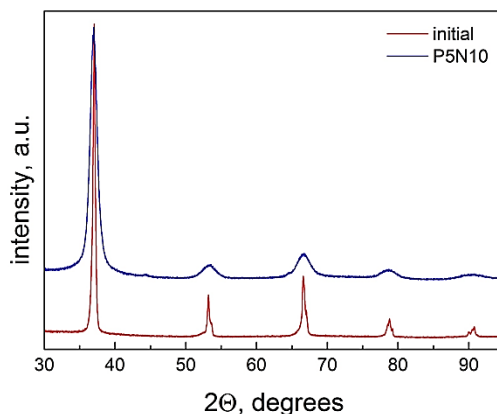


Рис. 2. Рентгенограми зразків 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%) спечених при 1250 °С та оброблених КВТ (10 обертів при кімнатній температурі,  $P = 5$  ГПа) (результат отримано спільно з канд. фіз.-мат. наук І. Зверковою, Інститут фізики твердого тіла РАН, РФ)

До деформації бачимо однофазний сплав з ОЦК  $\beta$ -структурою. Рентгенівський профіль показує варіювання за параметром решітки, що говорить про деяку концентраційну неоднорідність в сформованому однофазному  $\beta$ -стані. Після деформації сплав являє собою однорідний твердий розчин з ОЦК  $\beta$ -структурою, ліквідація зникає, піки розширені, що говорить про подрібнення структури.

На рис. 3 приведена структура спеченого сплаву до КВТ. При достатній однорідності мікроструктури з розміром зерен близько 100 мкм, добре видні пори, що залишилися в матеріалі після спікання. Це свідчить про більш швидке протікання дифузійно-контрольованих процесів хімічної гомогенізації порошкової системи, ніж процесів її спікання. Неправильна (далека від сферичної) форма пор, значні їх розміри (до 50–80 мкм) і об'ємний відсоток свідчать, що спікання після 4-х годинної витримки далеко від завершення. Величина відносної пористості, оцінена за питомою площею пор, становить 7,2 %. Істотний внесок в залишкову пористість вносить процес утворення пор внаслідок накопичення вакансій (пористість Кіркендала) в ході дифузійної гомогенізації порошкової системи при значній різниці в дифузійній рухливості елементів в парах ніобій-титан і ніобій-цирконій при 1250 °C [13].

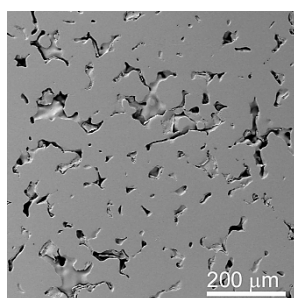


Рис. 3. Структура сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%) в спеченому стані (до КВТ)

Структура сплаву після КВТ (представлена на рис. 4, а) має чітко виражену спрямованість внаслідок плинності металу. Спеціально було обрано ділянку з незалікованими порами, поперечний розмір яких становить 50–100 нм при довжині до 1 мкм. Оцінка залишкової пористості за п'ятьма ділянками дає величину, що не перевищує 0,02 %. Таким чином, деформаційна обробка забезпечує значне зниження як загальної пористості, так і розмірів окремих пор, що має суттєво поліпшити комплекс механічних характеристик матеріалу.

В межах виділеної області на рис. 4, а виконано картування за елементами (рис. 4, б), яке показує однорідний розподіл компонентів. Таким чином, КВТ усуває зазначену вище деяку концентраційну неоднорідність матеріалу, що залишилася після спікання. Цей ефект КВТ обумовлений інтенсивним масопереносом, викликаним вихровим рухом неоднорідних матеріалів при простому зсуві під тиском [14–17].

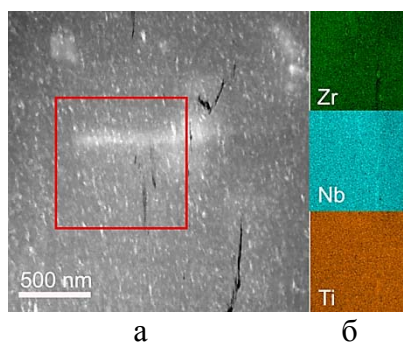


Рис. 4. Структура (а) та розподілення хімічних елементів (б) у сплаві 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%) після КВТ, отримані за допомогою STEM HAADF (скануюча трансмісійна електронна мікроскопія з темним полем в електронах, що розсіяні на великі кути) (результат отримано спільно з канд. фіз.-мат. наук О. Мазілікіним, Karlsruhe Institute of Technology (KIT), Institute of Nanotechnology, Germany)

Отриманий вище результат свідчить про те, що метод КВТ має потенціал для усунення хімічних неоднорідностей, що зберігаються після спікання. Це дозволяє істотно знижувати час та/або температуру попереднього спікання порошкових сумішей, застосовуючи потім метод КВТ, для отримання в результаті деформації однорідного хімічно і мікроструктурно матеріалу при відсутності пористості.

На рис. 5 показана мікроструктура сплаву після КВТ. Видно, що інтенсивна пластична деформація призвела до сильного подрібнення зерен до розмірів, порядку 50 нм, тобто приблизно в 2000 разів менших в порівнянні зі спеченим станом. Відомо, що таке подрібнення структурних складових позитивно впливає як на міцність, так і пластичні характеристики [9].

В результаті застосування КВТ спостерігається формування стану з підвищеною дефектністю кристалічної структури, при цьому щільність дислокацій є занадто високою, щоб визначити точне її значення. Однак, за нашими оцінками, щільність дислокацій після КВТ становить не менше  $10^{13} \text{ м}^{-2}$ .

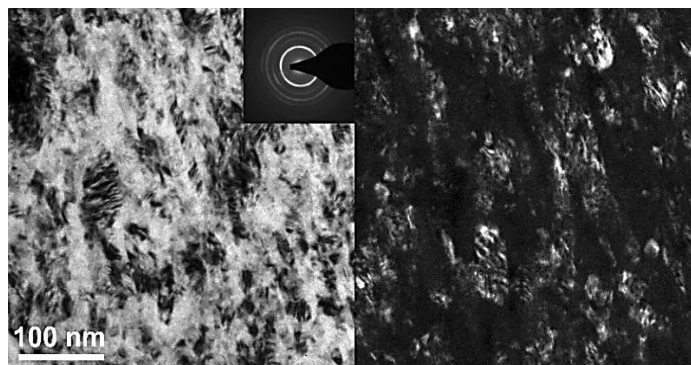


Рис. 5. Мікроструктура сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%) після КВТ: трансмісійна електронна мікроскопія; світле і темне поле, електронна дифракція. Дифракція та ж сама, що і в рентгені (результат отримано спільно з канд. фіз.-мат. наук О. Мазілкиним, Karlsruhe Institute of Technology (KIT), Institute of Nanotechnology, Germany)

Отримані нами результати електронної мікроскопії і рентгенівської дифракції дозволяють зробити висновок про стабільність фазового складу сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%) при КВТ. Це відрізняє даний сплав від  $\alpha$ -ГПУ титану і сплавів систем Ti-Co і Ti-Fe, в яких при КВТ відбувається утворення  $\omega$ -фази [12, 18].

З іншого боку, згідно роботи [19], при деформації волочінням і при одноосьовому розтягуванні, сплави системи Zr-Ti-Nb нестабільні, в них відбувається зсувне  $\beta \rightarrow \omega$  перетворення з виділенням в ОЦК  $\beta$ -матриці нанорозмірної  $\omega$ -фази. Таким чином, можна зробити висновок, що метод КВТ, на відміну від волочіння і одноосьового розтягування, має потенціал позитивного впливу на мікроструктуру і комплекс властивостей сплавів системи Zr-Ti-Nb без зміни їх фазового складу.

Модифікація мікроструктури сплаву методом КВТ сприяє суттєвому підвищенню його механічних характеристик, що видно на прикладі вимірювань твердості за Віккерсом (рис. 6).

Твердість сплаву в деформованому стані зростає приблизно вдвічі (з 170–180 HV до 350–370 HV), причому практично незалежно від відстані до осі деформації. З огляду на даний результат, можна прогнозувати також істотне підвищення інших характеристик міцності (межа плину, межа міцності).

Таким чином, КВТ забезпечує значне зниження як загальної пористості (з 7,2 % до 0,02 %), так і розмірів окремих пор (з 50–80 мкм до 50–100 нм); призводить до значного зростання твердості сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%) з 170–180 HV до 350–370 HV, усуває хімічну неоднорідність сплаву, що зберігається після спікання. Це дозволяє істотно знижувати час і/або температуру попереднього спікання порошкових сумішей, застосовуючи потім метод КВТ, для отримання в результаті деформації однорідного хімічно і мікроструктурно безпористого матеріалу.

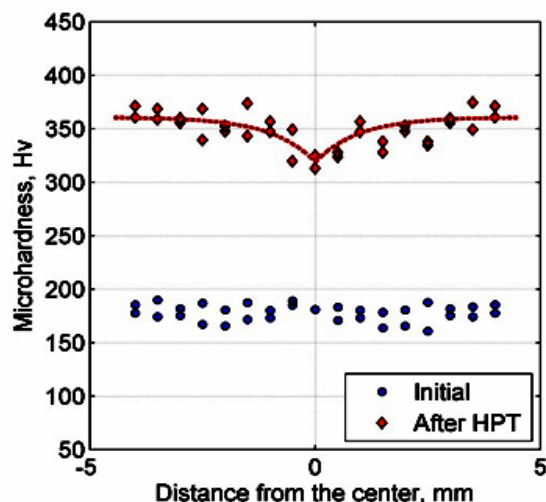


Рис. 6. Розподіл твердості за Віккерсом уздовж діаметра зразка, до і після деформації

На відміну від деформації сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%) методами одноосьового подовження і волочіння, при КВТ не відбувається зсувне  $\beta \rightarrow \omega$  перетворення з виділенням в ОЦК  $\beta$ -матриці нанорозмірної  $\omega$ -фази. З іншого боку, відсутність такого перетворення відрізняє даний сплав від  $\alpha$ -ГПУ титану і сплавів систем Ti-Co і Ti-Fe, в яких при КВТ відбувається утворення  $\omega$ -фази.

Отримані результати вказують на великий потенціал методу КВТ при створенні корозійностійкого і біологічно сумісного сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%), з високим комплексом механічних характеристик, з порошкових сумішей гідриду титану, гідриду цирконію і ніобію.

## ВИСНОВКИ

Крутіння під високим тиском сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%), отриманого шляхом холодного пресування і вакуумного спікання порошкових сумішей гідриду титану, гідриду цирконію і ніобію, забезпечує значне зниження як загальної пористості (з 7,2 % до 0,02 %), так і розмірів окремих пор (з 50–80 мкм до 50–100 нм).

Крутіння під високим тиском усуває хімічну неоднорідність сплаву, що зберігається після спікання. Це дозволяє істотно знижувати час та/або температуру попереднього спікання порошкових сумішей, застосовуючи потім метод крутіння під високим тиском, для отримання в результаті деформації однорідного хімічно і мікроструктурно безпористого матеріалу.

На відміну від деформації сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%) методами одноосьового подовження і волочіння, при крутінні під високим тиском не відбувається зсувне  $\beta \rightarrow \omega$  перетворення з виділенням в ОЦК  $\beta$ -матриці нанорозмірної  $\omega$ -фази. З іншого боку, відсутність такого перетворення відрізняє даний сплав від  $\alpha$ -ГПУ титану і сплавів систем Ti-Co і Ti-Fe, в яких при крутінні під високим тиском відбувається утворення  $\omega$ -фази.

Крутіння під високим тиском призводить до значного зростання твердості сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%) зі 170–180 HV до 350–370 HV, причому практично незалежно від відстані до осі деформації.

Отримані результати вказують на великий потенціал методу крутіння під високим тиском при створенні корозійностійкого і біологічно сумісного сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%), з високим комплексом механічних характеристик, з порошкових сумішей гідриду титану, гідриду цирконію і ніобію.

## REFERENCES

1. Niinomi M. *Biologically and mechanically compatible titanium alloys* / M. Niinomi // *Materials Transactions*. – 2008. – Vol. – № 10. – P. 2170–2178.
2. Niinomi M. *Development of new metallic alloys for biomedical applications* / M. Niinomi, M. Nakai, J. Hieda // *Acta Biomaterialia*. – 2012. – Vol. 8. – № 11. – P. 3888–3903.

3. Ternary Ti-Zr-Nb and quaternary Ti-Zr-Nb-Ta shape memory alloys for biomedical applications : Structural features and cyclic mechanical properties / A. S. Konopatsky, S. M. Dubinskiy, Yu. S. Zhukova, V. Sheremetev, V. Brailovski, S. D. Prokoshkin, M.R. Filonov // *Materials Science and Engineering: A*. – 2017. – Vol. 702. – P. 301–311.

4. Bio-Compatible Properties of Ti-Nb-Zr Titanium Alloy with Extra Low Modulus / Lee Dong-Geun, Mi Xujun, Kwan Eom Tae, Lee Yongtai // *Journal of Biomaterials and Tissue Engineering*. – 2016. – Vol. 6. – № 10. – P. 798–801.

5. Разработка и исследование структуры, физико-механических свойств низкомодульных сплавов системы Ti-Zr-Nb / С. В. Гриб, А. Г. Илларионов, А. А. Попов, О. М. Ивасишин // *Физика металлов и металлургия*. – 2014. – Т. 115. – № 6. – С. 638–647.

6. Timoshevskii A. N. First-principles calculations atomic structure and elastic properties of Ti-Nb alloys / A. N. Timoshevskii, S. Yablonskiy, O. M. Ivasishin // *Functional Materials*. – 2012. – Vol. 19. – № 2. – С. 266–271.

7. Ivasishin O. M. Synthesis of zirconium and titanium-base alloys using hydrides of corresponding metals / O. M. Ivasishin, D. G. Savvakina // *Materials Science Physicochemical mechanics of materials*. – 2015. – Vol. 51. – № 4. – P. 27–35.

8. Froes F.H. Powder metallurgy of titanium alloys / F. H. Froes, D. Eylon // *Inter. Mater. Rev.* – 1990. – Vol. 35, № 3. – P. 162–182.

9. Producing Bulk Ultrafine-Grained Materials by Severe Plastic Deformation : Ten Years Later / R. Z. Valiev, Y. Estrin, Z. Horita, T. G. Langdon, M. J. Zehetbauer, Y. T. Zhu // *JOM*. – 2016. – Vol. 68, № 4. – P. 1216–1226.

10. Zhilyaev A. P. Using high-pressure torsion for metal processing: Fundamentals and applications / A. P. Zhilyaev, T. G. Langdon // *Progress in Materials Science*. – 2008. Vol. 53, № 6. – P. 893–979.

11. Patent UA 102455 (2013) (in Ukrainian). Biocompatible alloy on the base of zirconium-titanium system with low elastic module (variants) / O. M. Ivasishin, I. O. Skyba, O. P. Karasevska, P. E. Markovsky.

12. The  $\alpha \rightarrow \omega$  and  $\beta \rightarrow \omega$  phase transformations in Ti-Fe alloys under high-pressure torsion / A. R. Kilmametov, Yu. Ivanisenko, A. A. Mazilkin, B. B. Straumal, A. S. Gornakova, O. B. Fabrichnaya, M. J. Kriegel, D. Rafaja, H. Hahn // *Acta Materialia*. – 2018. – Vol. 144. – P. 337–351.

13. DICTRA TM Database [Электронный ресурс]. – Режим доступа: [https://www.thermocalc.com/products-services/software/diffusion-module-\(dictra\)](https://www.thermocalc.com/products-services/software/diffusion-module-(dictra)).

14. Instabilities of interfaces between dissimilar metals induced by high pressure torsion / R. Kulagin, Y. Beygelzimer, Yu. Ivanisenko, A. Mazilkin, B. Straumal, H. Hahn // *Materials Letters*. – 2018. – Vol. 222. – P. 172–175.

15. High Pressure Torsion: from Laminar Flow to Turbulence / R. Kulagin, Y. Beygelzimer, Yu. Ivanisenko, A. Mazilkin, H. Hahn // *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*. – 2017. – Vol. 194. – P. 012–045.

16. Beygelzimer Y. Vortices and Mixing in Metals during Severe Plastic Deformation / Y. Beygelzimer // *Materials Science Forum* – 2011. – Vol. 683. – P. 213–224.

17. Simple Shear: Double-Stage Deformation / Y. Beygelzimer, Ruslan Z. Valiev, V. Varyukhin // *Materials Science Forum*. – 2011. – Vol. 667–669. – P. 97–102.

18. Diffusive and displacive phase transitions in Ti-Fe and Ti-Co alloys under high pressure torsion / B. B. Straumal, A. R. Kilmametov, Yu. Ivanisenko, A. A. Mazilkin, R. Z. Valiev, N. S. Afonikova, A. S. Gornakova, H. Hahn // *Journal of Alloys and Compounds*. – 2018. – Vol. 735. – P. 2281–2286.

19. Effect of strain-induced  $\beta \rightarrow \omega$  transformation on mechanical behavior of  $\beta$ -titanium and  $\beta$ -zirconium alloys / I. O. Skyba, O. P. Karasevska, B. M. Mordyuk, P. E. Markovsky, V. M. Shyvanuk // *Metallofizika i novejschie tehnologii*. – 2009. – Т. 31, № 11. – С. 1573–1588.

Бейгельзімер Я. Ю. – д-р техн. наук, проф., голов. наук. співроб. ДонФТІ НАНУ;

Кулагін Р. Ю. – канд. техн. наук, researcher INT, KIT;

Саввакін Д. Г. – д-р фіз.-мат. наук, пров. наук. співроб. ІМФ НАНУ;

Давиденко О. А. – канд. техн. наук, старш. наук. співроб. ДонФТІ НАНУ;

Дмитренко В. Ю. – канд. техн. наук, наук. співроб. ДонФТІ НАНУ;

Оришич Д. В. – аспірант ІМФ НАНУ.

ДонФТІ НАНУ – Донецький фізико-технічний інститут ім. О. О. Галкіна НАН України, м. Київ.

INT, KIT – Institute of Nanotechnology, Karlsruhe Institute of Technology, Germany.

ІМФ НАНУ – Інститут металофізики ім. Г. В. Курдюмова НАН України, м. Київ.

E-mail: [yanbeygel@gmail.com](mailto:yanbeygel@gmail.com)

УДК 544.03:539.3

Белошенко В. А.  
Бейгельзимер Я. Е.  
Возняк Ю. В.  
Чишко В. В.

## МОДИФИКАЦИЯ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ ИНТЕНСИВНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИЕЙ

Хотя работы по влиянию на полимеры сдвига под давлением имеют давнюю историю, они мало известны широкому кругу исследователей, занимающихся вопросами интенсивной пластической деформации (ИПД) металлов. В определенной степени данный факт связан со специфическими особенностями полимеров, которые по своей природе и свойствам значительно отличаются от металлических материалов. По этой причине большинство работ по ИПД полимеров опубликованы в узкопрофильных журналах, относящихся к полимерной тематике. Цель настоящего обзора состоит прежде всего в том, чтобы познакомить специалистов по ИПД металлических материалов с указанной областью исследований. Авторы надеются, что обнаруженные в ней явления и эффекты, а также вскрытые закономерности окажутся полезными для дальнейшего развития ИПД материаловедения.

### *Структура и свойства полимерных материалов, модифицированных ИПД*

Методы ИПД, применяемые для структурной модификации полимерных материалов, включают кручение под высоким давлением (КВД) [1], равноканальную угловую экструзию (РКУЭ) [2], равноканальную многоугловую экструзию (РКМУЭ) [3], Т-образную равноканальную экструзию (ТРКЭ) [4], винтовую экструзию (ВЭ) [5] и плоскую винтовую экструзию (ПВЭ) [6]. В отличие от традиционных методов обработки полимеров давлением, например таких, как экструзия, прокатка, волочение под давлением, они позволяют аккумулировать значительную пластическую деформацию при сохранении формы и размеров исходной заготовки. Характер изменений, вызываемых на различных уровнях их структурной организации, определяется как схемой, так и условиями реализации процесса (давлением, температурой, скоростью деформирования).

### *Кручение под высоким давлением*

Активный интерес к эволюции структуры и свойств полимеров под действием КВД (рис. 1, а) начал проявляться в 1970–1980-е годы, когда были получены фундаментальные результаты [7–13]. Значительные сдвиговые воздействия на полимер в условиях высокого давления приводят к сравнительно быстрому разрушению всех структурных подуровней исходного материала, которое сопровождается аморфизацией, формированием ориентационного порядка, перестройкой кристаллической решетки, а в ряде случаев и существенным изменением конформации цепи. Наибольший эффект достигается при углах поворота наковален до  $100^\circ$  в краевой зоне образца [8, 12]. Глубина структурных перестроек зависит от типа полимера [8, 9, 11].

Существенное снижение молекулярной массы гомополимеров вследствие механохимической деструкции ухудшает их физико-механические характеристики [7, 12]. В случае же полимерных смесей КВД может улучшать свойства за счет интенсивного дробления фаз, их более равномерного распределения, а также образования новых кристаллических структур (сокристаллитов) [9]. Особенности протекания механохимической деструкции определяются типом полимера и параметрами процесса КВД. Для полипропилена (PP) интенсивное разрушение начинается при давлениях выше 0,5 ГПа, для полиэтилена (PE) – выше 1 ГПа [12]. В случае смеси PP – этилен-пропиленовый каучук, деформированной при углах поворота наковален менее  $400^\circ$ , наблюдается увеличение прочности и удлинения при разрыве. Однако при дальнейшем увеличении угла поворота происходит падение этих характеристик [11, 12].

КВД твердых мономеров стимулирует образование высокомолекулярных соединений [10]. Степень полимеризации увеличивается с ростом давления, температуры обработки и угла поворота наковален (величины деформации). Для полимеров, синтезированных в условиях КВД, характерно формирование бимодального молекулярно-массового распределения, что связано с движением дислокаций в различных кристаллографических направлениях или с двумя типами дислокаций – краевыми и винтовыми [10]. Образующийся в этих условиях полимер не одинаков по своему строению и свойствам с полимерами, полученными в изотропной среде, например при твердофазной и жидкофазной полимеризациях.

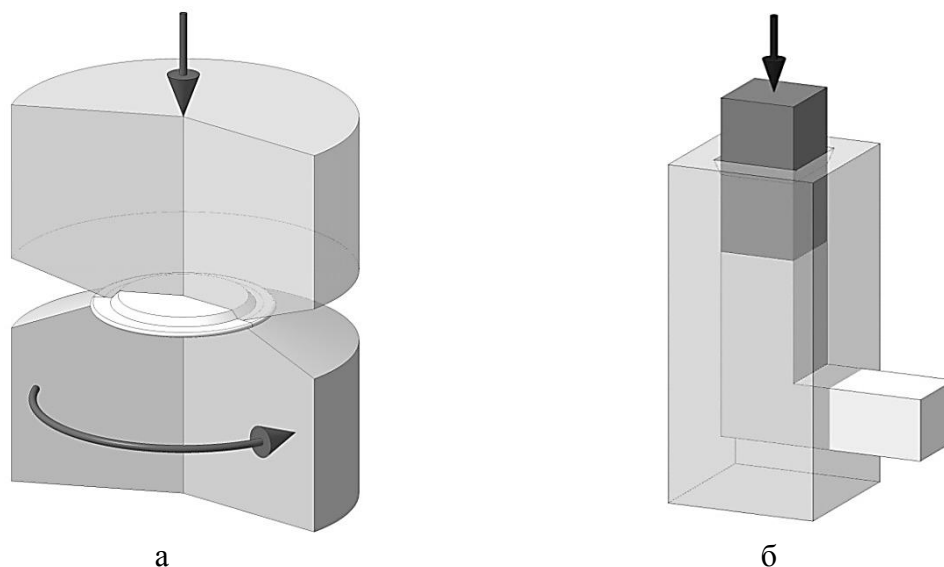


Рис. 1. Схемы процессов КВД (а) и РКУЭ (б)

Деформация сдвигом под высоким давлением влияет на проводимость допированных полимеров [13]. Это связано с изменением зонной структуры матрицы и допирующего агента. При воздействии КВД на сопряженные системы ширина их запрещенной зоны уменьшается. В результате картина энергетических зон на границе между частицами допирующего агента и полимера отличается от получаемой при атмосферном давлении. В условиях КВД может происходить инжекция электронов из частиц допирующего агента, находящихся в высокопроводящем (металлическом) состоянии, в полимерную матрицу, повышая проводимость системы.

КВД может приводить к гомогенизации смесей термодинамически несовместимых полимеров, как это показано для смесей РР-РЕ, РР-этилен-пропиленовый каучук [11, 12]. Такая обработка способствует взаимному растворению аморфных областей компонентов, образующих смесь, чего не удастся достичь при обычном смешении в расплаве. Пластическое течение в условиях КВД сопровождается постепенным увеличением взаимодействия фаз и уменьшением размера дисперсной фазы, что обуславливает улучшение их физико-механических свойств. Введение в полимерную смесь неорганических наполнителей, таких как аэросил, сажа, асбест, ускоряет гомогенизацию, повышает степень однородности и позволяет получать смеси с одним значением температуры стеклования при более низких давлениях, чем в случае ненаполненных систем [11]. Однако следует отметить, что подверженные КВД смеси неустойчивы, и при отжиге вновь происходят фазовое разделение и гетерогенизация.

Несмотря на эффективность КВД как метода структурной модификации полимеров, его практические возможности ограничены незначительными объемами получаемого материала (5–10 мг для площади наковален 1 см<sup>2</sup>). В то же время КВД, позволяющее в очень широких пределах варьировать величину давления и деформации сдвига, является мощным инструментом для моделирования процессов, происходящих при обработке полимерных материалов методами РКУЭ и РКМУЭ.



*Равноканальная угловая экструзия*

Работы по РКУЭ полимеров начаты сравнительно недавно [14]. Процесс РКУЭ (рис. 1, б) применяется для создания ориентированной структуры, способствующей получению изделий с высокими деформационно-прочностными параметрами. По сравнению с традиционными способами твердофазной экструзии полимеров – плунжерной и гидростатической экструзией [15], реализация которых сопровождается уменьшением поперечных размеров исходной заготовки, РКУЭ позволяет осуществлять молекулярную ориентацию без формоизменения. При этом появляются новые возможности управления структурным состоянием, связанные с многообразием геометрии оснастки, условий и маршрутов деформирования.

Исследования, выполненные на полимерных материалах различной архитектуры, позволяют установить ряд закономерностей в изменении их структуры и свойств под действием РКУЭ [16–26]. В случае кристаллизующихся полимеров такая обработка приводит к трансформации исходной сферолитной структуры в фибриллярную, с моно- или бимодальной ориентацией [3, 16, 19, 20]. Характер и степень молекулярной ориентации определяются величиной накопленной деформации, температурой и маршрутом деформирования [3].

Наибольший эффект в улучшении комплекса физико-механических характеристик этих объектов достигается при повышенных температурах процесса. Как показано для поли(DL-лактида) [20], экструзия при  $T_s = 75$  °С увеличивает температуру плавления  $T_{пл}$ , модуль упругости при изгибе  $E_u$ , меняет характер разрушения с хрупкого на пластичный. Если у недеформированных образцов  $E_u = 83$  МПа, то после двух проходов по маршруту А ( $\varphi = 90^\circ$ )  $E_u$  возрастает до 179 МПа. Однако при низких температурах и высоких скоростях РКУЭ сопровождается появлением нежелательного stick-slip-эффекта [26]. По данным [24] для кристаллизующихся полимеров рекомендуемый интервал  $T_s$  составляет  $(0,8–0,95)T_{пл}$ .

РКУЭ положительно влияет на оптические свойства кристаллизующихся полимеров. В частности, для РР установлено, что коэффициент пропускания света после РКУЭ увеличивается по сравнению с исходным образцом в 1,2 раза и растет с повышением степени деформации [19]. Наблюдаемый результат связывается с уменьшением размеров кристаллитов и их ориентацией.

В случае аморфных стеклообразных полимеров РКУЭ формирует молекулярную ориентацию без потери их прозрачности [16, 18]. Механические свойства полиметилметакрилата (РММА) после РКУЭ по маршруту А с нагревом материала до 120 °С демонстрируют небольшой рост жесткости и прочности и одновременно сохранение высоких значений пластичности [18].

Весьма значительно влияние, оказываемое РКУЭ на трещиностойкость и сопротивление разрушению при ударе [16, 18]. Так, для экструдатов РММА величины ударной вязкости и энергии распространения трещины соответственно до 2,8 и 4,5 раз выше по сравнению с исходными образцами [18]. Для аморфных полимеров также существует оптимальный интервал  $T_s$ , который составляет  $(0,75 \pm 0,15)T_c$ , где  $T_c$  – температура стеклования [24].

У волокнистых полимерных композитов РКУЭ позволяет регулировать угол предпочтительной ориентации волокон и их длину по сравнению с исходным материалом [17]. Существует критическая длина волокна, ниже которой эффективность дробления волокон резко снижается. В случае полиацетатного пластика с частично кристаллической структурой, содержащего 13 мас.% стеклянных волокон, критическая длина волокна составляла 100 мкм [17].

РКУЭ может генерировать усилия сдвига, достаточные для значительного деформирования как полимерной матрицы, так и агломерированных частиц наполнителя. В работе [22] на примере системы РР – монтмориллонит (ММТ) показано, что после одного прохода по маршруту А агломерированные сферические частицы ММТ приобретают стержнеобразную конфигурацию с характеристическим отношением (отношение длины волокна к его диаметру) 5–10. Второй проход обеспечивает дальнейший процесс трансформации уже стержнеобразных частиц ММТ в игольчатые, в том числе нанослой, которые диспергируются в РР матрице и обуславливают значительное усиление РР.

Применение РКУЭ также эффективно для структурной модификации смесевых композитов, в том числе и со слабым межфазным взаимодействием компонент, как в случае системы полипропилен – полиэтилен высокой плотности (PP–HDPE) [23]. Установлено, что этот процесс обуславливает высокую прочность сцепления за счет увеличения контактной площади в результате диспергирования и трансформации формы частиц HDPE от сферической к полосчатой.

РКУЭ обеспечивает консолидацию порошков кристаллизующихся полимеров и получение монолитной полимерной заготовки с высокой плотностью цепочечных зацеплений и кристаллитами малых размеров [25]. Последующие термическая, химическая или радиационная обработки способствуют повышению степени консолидации за счет создания дополнительных связей (сшивки). В результате получается материал с повышенной прочностью и пластичностью, но с уменьшенной степенью кристалличности и  $T_{nl}$  по сравнению с исходным полимером. Таким способом можно изготавливать изделия из натуральных полимеров с плотностью и механическими свойствами, сравнимыми с таковыми синтетических полимеров [21]. В частности, при испытаниях на трехточечный изгиб образцов, полученных методом РКУЭ порошковой заготовки, предел прочности пшеничного крахмала составил 35 МПа, модуль упругости – 923 МПа, пшеничной клейковины – 28 и 1044 МПа, соответственно [21].

Максимальное число проходов при РКУЭ достигнуто для полиэтилена низкой плотности – 4, большинство же полимеров деформировалось за 1–2 прохода [24]. Это связано, прежде всего, с двумя обстоятельствами: короблением заготовки после каждого прохода и необходимостью поддержания требуемой температуры заготовки в течение всего процесса. Они затрудняют достижение большой величины накопленной деформации, ограничивая тем самым модифицирующее действие РКУЭ.

#### *Равноканальная многоугольная экструзия*

В отличие от РКУЭ, разнообразные маршруты при РКМУЭ (рис. 2, а) [27–39] осуществляются поворотом деформирующих каналов относительно вертикальной оси. При этом заготовка в процессе экструзии остается внутри деформирующих каналов, что позволяет избежать нежелательных релаксационных процессов, связанных с охлаждением и последующим нагревом деформированных образцов до  $T_g$ .

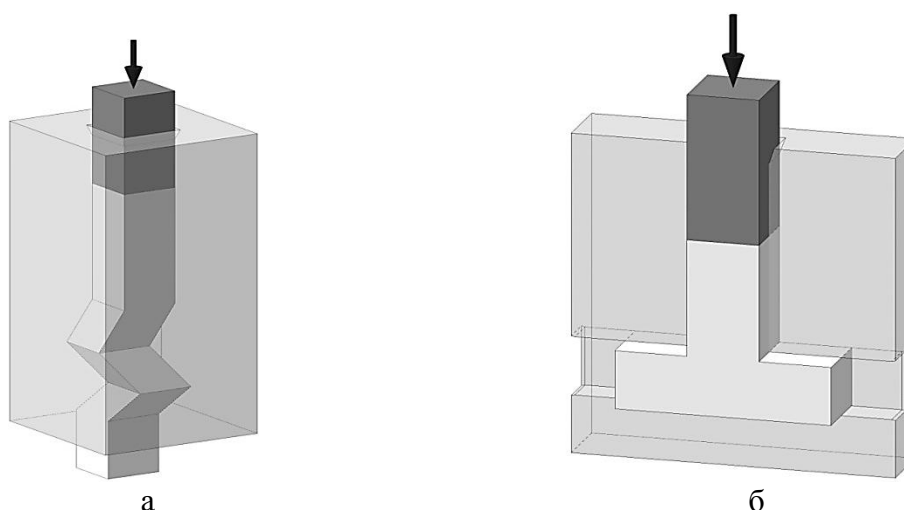


Рис. 2. Схемы процессов РКМУЭ (а) и ТРКЭ (б)

Решаются также проблемы с накоплением пластической деформации, имеющие место при РКУЭ вследствие искривления полимерной заготовки уже после первого прохода. Кроме того, РКМУЭ позволяет изменять положение плоскости сдвига за счет комбинирования различных маршрутов деформирования, а также реализации маршрутов, которые невозможны в случае РКУЭ.

РКМУЭ формирует биаксиально ориентированные структуры с двумя типами микрофибрилл, различающимися степенью совершенства кристаллитов [31]. У первого из них имеется большое количество кристаллитов, содержащих двойные или тройные складки, т. е. выпрямленные участки цепей, идущих через две или три ламели и включающие транс-участки между ними. У второго типа микрофибрилл практически нет кристаллических образований с выпрямленными отрезками макромолекул, проходящими через соседние кристаллиты [32].

Лучший комплекс механических свойств обеспечивает маршрут D + C при максимально возможных значениях деформации сдвига [31]. Его реализация приводит не только к многократному увеличению микротвердости, модуля упругости  $E$  и прочности  $\sigma_p$ , но и сохранению пластичности  $\varepsilon_p$  на уровне исходного материала (табл. 1). Величина достигаемого эффекта зависит от химического строения полимера, его морфологии, молекулярной массы. Важным является и выбор оптимальных температурно-скоростных условий процесса РКМУЭ. Рекомендуемые интервалы температур и скоростей РКМУЭ близки к таковым в случае твердофазной экструзии с формоизменением.

Таблица 1

Влияние РКМУЭ на механические свойства полимеров при растяжении

Полимер	$E$ , МПа	$\sigma_p$ , МПа	$\varepsilon_p$ , %
РА-6	900/1560	69/140	148/132
HDPE	220/1400	20/114	520/515
PTFE	415/1530	28/100	380/370
РОМ	2500/6500	62/282	25/24

Исходный/РКМУЭ

Для кристаллизующихся полимеров, модифицированных РКМУЭ, наблюдается биаксиальный инвариный эффект в достаточно широком температурном интервале [30]. Он проявляется в очень низких значениях температурных коэффициентов линейного расширения  $\alpha$ , измеренных в продольном и поперечном направлениях, которые во много раз меньше таковых недеформированных полимеров и приближаются к значениям  $\alpha$ , характерным для инвариных сплавов (табл. 2).

Таблица 2

Влияние РКМУЭ на коэффициент линейного термического расширения полимеров

Полимер	Температурный интервал, К	$\alpha$ (поперечное сечение) $\times 10^6 / ^\circ\text{C}$	$\alpha$ (продольное сечение) $\times 10^6 / ^\circ\text{C}$
HDPE	293-383	220/-7	210/-6
PTFE	293-523	230/-6	220/-6
РОМ	293-408	150/-6	140/-5

Исходный/РКМУЭ

У аморфных стеклообразных полимеров под действием РКМУЭ микротвердость, модуль упругости, предел прочности и трещиностойкость увеличиваются в 1,2–1,5 раза [33]. При этом отмечается незначительное увеличение пластичности и повышение плотности. Величина достигаемых эффектов зависит от величины деформации и выбранного маршрута деформирования. Согласно данным дифференциальной сканирующей калориметрии и электронной сканирующей микроскопии, главными факторами, обуславливающими достигаемый результат, являются формирование вытянутых, более энергетических G-конформеров, улучшение межмолекулярного взаимодействия, а также создание сетки ориентированных макромолекул, препятствующей развитию трещин [33].

РКМУЭ является благоприятной обработкой для формирования эффекта армирования в полимерных нанокompозитах [34, 36, 39]. При этом механическое усиление вызывается существенной модификацией морфологии нанонаполнителя и структурными преобразованиями полимерной матрицы (молекулярная ориентация, увеличение степени кристалличности, образование более совершенных ориентированных кристаллитов). В случае композитов на основе полиолефинов со слоистыми наносиликатами, углеродными нанопластинами или нанотрубками наблюдается разрушение крупных агломератов нанонаполнителей и образование слоев, составленных несколькими отдельными наночастицами. Увеличение удельной площади контакта между нанонаполнителем и полимерной матрицей обеспечивает более прочное межфазное взаимодействие и активацию процесса ориентации полимерной цепи, индуцированного ориентацией нанонаполнителя. Наибольший армирующий эффект достигается при использовании полимерной матрицы с высокой способностью к молекулярной вытяжке и наполнителя с максимальным характеристическим отношением. Степень усиления определяется концентрацией нанонаполнителя и значением накопленной пластической деформации. Для перечисленных систем РКМУЭ позволила значительно увеличить пластичность при умеренном увеличении жесткости и прочности, реализовать инвариантный эффект и повысить термическую устойчивость [34, 36, 39].

В случае электропроводящих полимерных композитов на основе дисперсных наполнителей РКМУЭ обуславливает улучшение электропроводности без появления анизотропии [39]. Повышение электропроводности обеспечивается формированием особой пространственной организации наполнителей, образующих проводящую 3D-сетку.

РКМУЭ можно использовать для создания нового типа гибридных полимерных композитов на основе волокнистых наполнителей и армирующих волокон, которые образуются из полимерной матрицы *in situ* в процессе экструзии [37]. Последние хорошо связаны с полимерной матрицей. Этот факт отличает их от внедренных органических и неорганических волокон, имеющих худшую адгезию к матричному материалу. Контроль ориентации *in situ* сформированных полимерных волокон и введенных в полимерную матрицу органических или неорганических волокон (в частности, создание двухосной ориентации) позволяет формировать необходимую сетку физических узлов и эффективно решать проблему усиления полимерного материала.

Применение РКМУЭ представляет интерес и для получения изделий из антифрикционных полимерных материалов с улучшенной износостойкостью, большими допустимым контактным давлением и теплостойкостью. Авторами [35] на примере полиамида (РА-6) показано, что такой способ твердофазной обработки способствует снижению по сравнению с исходным полимером на 15–20 % коэффициента трения и на три порядка величины линейной интенсивности износа в области больших нагрузок (1,75–2,75 МПа). Одновременно более чем в два раза, повышается максимально допустимое рабочее давление, а низкие значения линейной интенсивности износа сохраняются и в области повышенных температур.

Увеличение эффективности РКМУЭ возможно путем комбинирования с другими методами деформации [28, 29], а также с облучением электронным пучком [38]. В частности, при последовательной реализации процессов твердофазной экструзии через коническую фильеру и РКМУЭ на первой стадии формируется фибриллярная структура, которая в дальнейшем (при РКМУЭ) дробится с одновременным частичным разворотом фибрилл [29]. В результате появляется дуплексная структура, состоящая из вытянутых разориентированных фибриллярно-подобных образований диаметром до 10 нм и длиной 100–150 нм и некоторого количества глобул размером 10–20 нм. Она аналогична структуре композита, содержащего разориентированное волокно в полимерной матрице, что обеспечивает сочетание высокой прочности и пластичности. Ориентированные в различных направлениях фибриллярно-подобные образования снижают также анизотропию свойств. Облучение электронным пучком также способствует дополнительному усилению формируемой при РКМУЭ фибриллярной структуры, связанному с образованием сетки химических узлов в кристаллической и аморфной фазах, и протеканию процесса химической кристаллизации [38]. Для доз поглощения от 10 до 80 кГр, в случае радиационно упрочняемых полимеров, таких как HDPE и РА-6, облучение повышает

их термостабильность, упругие и прочностные характеристики, сохраняя низкие значения коэффициента линейного термического расширения. У радиационно разупрочняемых полимеров, например, политетрафторэтилена, уровень прочностных параметров облученных экструдатов остается выше, чем уровень необлученных исходных образцов [38].

Сравнение возможностей и эффективности РКУЭ и РКМУЭ позволяет считать последний метод ИПД более перспективным методом структурной модификации полимерных материалов различной природы. Изменения, вызываемые РКМУЭ на различных уровнях их структурной организации, могут приводить как к повышению имеющегося уровня физико-механических характеристик, так и к формированию качественно нового комплекса свойств.

#### *Т-образная равноканальная экструзия*

ТРКЭ (рис. 2, б) реализуется путем выдавливания заготовки из одного канала в другой, пересекающий его под прямым углом и равный ему по сечению. При этом каналы как бы образуют букву Т, что и дало соответствующее название процессу [4]. Принципиальное отличие ТРКЭ от РКУЭ и РКМУЭ состоит в том, что при ТРКЭ происходит не только сдвиг, но и значительное удлинение структурных элементов материала [4]. В результате у аморфно-кристаллических полимеров формируется структура, ориентированная вдоль оси деформированных образцов, обеспечивающая упрочняющий эффект в указанном направлении (табл. 3). Однако его величина существенно меньше, чем при экструзии [15]. При этом одновременно с повышением предела текучести  $\sigma_t$  наблюдается снижение деформации текучести  $\varepsilon_t$ . Изучение распределения микротвердости по поперечному сечению экструдатов показало, что оно имеет куполообразный вид с вершиной, соответствующей центру образца [4]. Указанная неоднородность несколько уменьшается с ростом температуры ТРКЭ.

Таблица 3

Влияние ТРКЭ на механические свойства полимеров при сжатии

Полимер	$E$ , МПа	$\sigma_m$ , МПа	$\varepsilon_m$ , %
РА-6	870/1345	68/100	14/9
HDPE	215/270	22/27	25/23
PTFE	400/506	26/34	27/25

Исходный/ ТРКЭ

#### *Винтовая экструзия*

Исследования, проведенные на кристаллизующихся полимерах, показали, что обработка ВЭ (рис. 3, а) приводит к характерному изменению свойств по сечению образцов [4]. Наблюдается рост микротвердости в направлении от центра к краю экструдатов РА-6 для различных температур процесса. Эти результаты коррелируют с данными измерений плотности [27]. Структурная модификация, обусловленная ВЭ, отражается на поведении относительного удлинения  $l/l_0$  при нагревании деформированных образцов.  $l/l_0$  обнаруживает поведение, сходное с таковым после РКМУЭ, маршрут С [3]. Увеличение накопленной деформации путем циклирования процесса (без охлаждения деформируемой заготовки) вызывает повышение микротвердости  $H$  и появления площадок с максимальными значениями  $H$  у краев экструдатов [3].

Таким образом, в случае кристаллизующихся полимеров ВЭ может рассматриваться как способ, позволяющий реализовать ярко выраженный градиент свойств по поперечному сечению прутковой заготовки. Варьирование температуры и величины накопленной деформации позволяет управлять величиной достигаемого эффекта. Наличие упрочненного поверхностного слоя и более пластичной сердцевины представляет интерес при изготовлении изделий, эксплуатация которых требует сочетания именно таких характеристик.

#### *Плоская винтовая экструзия*

Эксперименты, выполненные на РА-6 и HDPE, позволили установить, что ПВЭ (рис. 3, б), в отличие от ВЭ, обеспечивает достаточно однородное распределение микротвердости по поперечному (прямоугольному) сечению полимерной заготовки [40]. Оно имеет

сходные черты с соответствующим распределением в металле [40] и характеризуется вытянутыми изолиниями  $H$  вдоль короткой стороны сечения. Однако  $H$  в центральной зоне несколько выше и убывает в направлении периферии. Средние значения  $H$  в продольном сечении экструдатов больше, чем в поперечном, оба они увеличиваются при наличии противодавления  $P_n$  и уменьшении скорости экструзии  $V_3$ , [40]. Механические свойства PA-6 и HDPE после ПВЭ, измеренные при растяжении (табл. 4), свидетельствуют о наличии существенно упрочняющего эффекта при приемлемой пластичности.

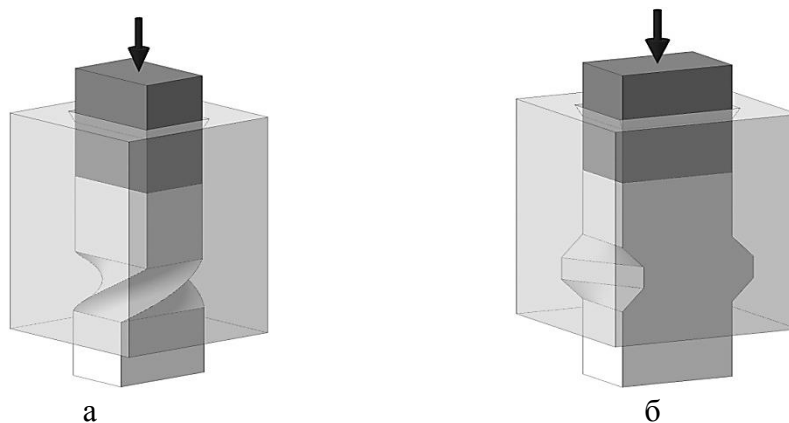


Рис. 3. Схемы процессов ВЭ (а) и ПВЭ (б)

Таблица 4

Влияние ПВЭ на физико-механические свойства полимеров

Полимер	$V_3$	$P_n$ , МПа	$E$ , МПа	$\sigma_m$ , МПа	$\sigma_p$ , МПа	$\varepsilon_m$ , %	$\varepsilon_p$ , %	$\rho$ , г/см <sup>3</sup>
РА-6	0	0	900	67	69	14,6	148	1,135
	0,6	100	1650	113	115	9,5	110	1,143
	3,0	100	1500	100	105	9,6	115	1,143
HDPE	0	0	220	20	22	30,0	520	0,962
	0,6	100	700	57	60	23,5	420	0,968
	3,0	100	650	52	55	23,8	430	0,967

Небольшое уменьшение прочностных параметров и сохранение того же уровня пластичности и плотности  $\rho$  с увеличением  $V_3$  в пять раз позволяет считать  $V_3 = 3$  мм/с рациональными при выборе технологических параметров процесса. Повышению его производительности содействует и возможность обработки в случае ПВЭ длинномерных заготовок в полунепрерывном режиме.

## ВЫВОДЫ

Методы ИПД – кручение под высоким давлением, равноканальная угловая экструзия, равноканальная многоугловая экструзия, Т-образная равноканальная экструзия, винтовая экструзия, плоская винтовая экструзия позволяют аккумулировать в полимерах значительную пластическую деформацию при сохранении формы и размеров исходной заготовки. Характер изменений, вызываемых при этом на различных уровнях структурной организации, определяется схемой и условиями реализации деформации.

ИПД может как существенно улучшать физико-механические характеристики полимерных материалов различной архитектуры, так и формировать у них качественно новый комплекс свойств. Модифицирующий эффект ИПД в случае полимеров, как правило, намного превышает таковой у металлов.

Для эффективного коммерческого использования ИПД полимеров и полимерных композитов необходимы дальнейшие исследования, связанные с моделированием и оптимизацией этих процессов.

## REFERENCES

1. Zhilyaev A. P. *Using high-pressure torsion for metal processing: Fundamentals and applications* / A. P. Zhilyaev, T. G. Langdon // *Progress in Materials Science* – 2008. – Vol. 53, № 6. – P. 893–979.
2. Valiev R. Z. *Principles of equal-channel angular pressing as a processing tool for grain refinement* / R. Z. Valiev, T. G. Langdon // *Progress in Materials Science*. – 2006. – Vol. 51, № 7. – P. 881–981.
3. *Equal-channel multiangular extrusion of semicrystalline polymers* / V. A. Beloshenko, V. N. Varyukhin, A. V. Voznyak, Yu. V. Voznyak // *Polymer Engineering and Science*. – 2010. – Vol. 50, № 5. – P. 1000–1006.
4. *New methods of solid-phase modification of polymers by simple-shear deformation* / V. A. Beloshenko, V. N. Varyukhin, A. V. Voznyak, Yu. V. Voznyak // *Doklady Physical Chemistry*. – 2009. – Vol. 426, № 1. – P. 81–83.
5. *Twist Extrusion as a Potent Tool for Obtaining Advanced Engineering Materials: A Review* / Y. Beygelzimer, R. Kulagin, Y. Estrin, L. S. Toth, H. S. Kim, M. I. Latypov // *Advanced engineering materials*. – 2017. – Vol. 19, № 8. – P. 1600873–1600896.
6. *Planar Twist Extrusion versus Twist Extrusion* / Y. Beygelzimer, D. Prilepo, R. Kulagin, V. Grishaev, O. Abramova, V. Varyukhin, M. Kulakov // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2011. – Vol. 211, № 3. – P. 522–529.
7. *Zhorin V. A. Structural changes in polyolefins due to the combination of high pressure and shear deformation* / V. A. Zhorin, Yu. V. Kissin, Yu. V. Luizo, N. M. Fridman, N. S. Yenikolopyan // *Polymer Science U.S.S.R.* – 1976. – Vol. 18, № 12. – P. 3057–3061.
8. *Zhorin V. A. The flow limits of some solid polyolefins as a function of pressure* / V. A. Zhorin, A. Ya. Malkin, N. S. Yenikolopyan // *Polymer Science U.S.S.R.* – 1979. – Vol. 21, № 4. – P. 896–901.
9. *Zhorin V. A. A calorimetric study of changes in crystalline polymers and their blends under the simultaneous action of high pressures and shear strains* / V. A. Zhorin, Yu. K. Godovskii, N. S. Yenikolopyan // *Polymer Science U.S.S.R.* – 1982. – Vol. 24, № 5. – P. 1073–1080.
10. *Zhorin V. A. The solid-phase high-pressure polymerization of acrylamide initiated by shear strain* / V. A. Zhorin // *Polymer Science U.S.S.R.* – 1981. – Vol. 23, № 8. – P. 1991–1999.
11. *Homogenization of blends of polypropylene and ethylene-propylene rubber under shear in the presence of inorganic fillers* / V. A. Zhorin, V. V. Kulakov, N. A. Mironov, V. G. Nikol'skii, A. E. Chebotarevskii, N. S. Yenikolopyan // *Polymer Science U.S.S.R.* – 1982. – Vol. 24, № 5. – P. 1081–1084.
12. *Physico-mechanical properties of polymers subjected to the simultaneous action of high pressure and shear deformation* / A. N. Kryuchkov, V. A. Zhorin, S. S. Lalayan, E. V. Prut, V. G. Nikol'skii, Yu. M. Budnitskii, M. S. Akutin, N. S. Yenikolopyan // *Polymer Science U.S.S.R.* – 1982. – Vol. 24, № 1. – P. 211–217.
13. *Metallic character of the electrical conductivity of tetraphenylporphyrin under conditions of high pressure and shear deformation* / V. A. Zhorin, S. I. Beshenko, Yu. A. Berlin, N. S. Yenikolopyan // *Polymer Science U.S.S.R.* – 1982. – Vol. 24, № 12. – P. 2304–2307.
14. *Sue H.-J. Control of Orientation of Lamellar Structure in Linear Low Density Polyethylene Via a Novel Equal Channel Angular Extrusion Process* / H.-J. Sue, C.K.-Y. Li // *Journal of Materials Science Letters*. – 1998. – Vol. 17, № 10. – P. 853–856.
15. *V. Beloshenko, Y. Beygelzimer, Y. Voznyak, 2015. Solid-State Extrusion, 1–16, in: Encyclopedia Of Polymer Science and Technology, 4th Edition, with a foreword by Dr. K. Matyjaszewski, Carnegie Mellon University.*
16. *Li C.K.-Y. Simple shear plastic deformation behavior of polycarbonate plate II. Mechanical property characterization* / C.K.-Y. Li, Z.-Y. Xia, H.-J. Sue // *Polymer*. – 2000. – Vol. 41, № 16. – P. 62–5-6293.
17. *Creasy T. S. Fiber Orientation during Equal Channel Angular Extrusion of Short Fiber Reinforced Thermoplastics* / T. S. Creasy, Y. S. Kang // *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. – 2004. – Vol. 17, № 3. – P. 205–227.
18. *Mechanical behavior of polymethylmethacrylate with molecules oriented via simple shear* / Jong I. Weon, Terry S. Creasy, H.-J. Sue, Alex J. Hsieh // *Polymer Engineering & Science*. – 2005. – Vol. 45, № 3. – P. 314–324.
19. *Plastic deformation mechanism of crystalline polymer materials in the equal channel angular extrusion process* / Jianhui Qiu, Takuya Murata, Xueli Wu, Masayoshi Kitagawa, Makoto Kudo // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2012. – Vol. 212, № 7. – P. 1528–1536.
20. *Reinforcement of Biodegradable Poly(DL-lactic acid) Material by Equal-Channel Angular Extrusion* / Hongxiang Cui, Lianhong Zhang, Jianguo Gong, Yuchun Ma, Wang Ying // *Macromolecular Symposia*. – 2006. – Vol. 242, № 1. – P. 55–59.
21. *Bulk plastic materials obtained from processing raw powders of renewable natural polymers via back pressure equal channel angular consolidation (BP-ECAC)* / Xiaoqing Zhang, Dachao Gao, Xiaolin Wu, Kenong Xia // *European Polymer Journal*. – 2008. – Vol. 44, № 3. – P. 780–792.
22. *An investigation about solid equal channel angular extrusion on polypropylene/organic montmorillonite composite* / Hong Li, Xun Huang, Chengya Huang, Yaoming Zhao // *J. Appl. Polym. Sci.* – 2012. – Vol. 123, № 4. – P. 2222–2227.
23. *Li H. Structure and Properties of Polypropylene / High-Density Polyethylene Blends by Solid Equal Channel Angular Extrusion* / H. Li, C. Huang, X. Huang // *J. Appl. Polym. Sci.* – 2014. – Vol. 131, № 2. – P. 39759.
24. *Beloshenko V. A. Equal-channel angular extrusion of polymers* / V. A. Beloshenko, Yu. V. Voznyak, I. Yu. Reshidova, M. Naït-Abdelaziz, F. Zairi // *Journal of Polymer Research*. – 2013. – Vol. 12. – P. 322.

25. Equal channel angular extrusion of ultra-high molecular weight polyethylene Steven / D. Reinitz Alexander, J. Engler Evan, M. Carlson Douglas, W. Van Citters // *Materials Science and Engineering: C*. – 2016. – Vol. 67. P. 623–628.
26. Deformation behaviour and mechanical properties of polypropylene processed by equal channel angular extrusion: Effects of back-pressure and extrusion velocity Author links open overlay panel / R. Boulahia, J. M. Gloaguen, F. Zaïri, M. Naït-Abdelaziz, R. Seguela, T. Boukharouba, J. M. Lefebvre // *Polymer*. – 2009. – Vol. 50, № 23. – P. 5508–5517.
27. Beloshenko V. A. Solid-phase extrusion of polyamide under simple shear / V. A. Beloshenko, A. V. Voznyak, Yu. V. Voznyak // *Polymer Science Series A*. – 2009. – Vol. 51, № 8. – P. 916–922.
28. Beloshenko V. A. Modification of polyamide-6 structure by combined methods of solid-phase extrusion / V. A. Beloshenko, A. V. Voznyak, Yu. V. Voznyak // *High Pressure Research*. – 2011. – Vol. 31, № 1. – P. 153–157.
29. Polyamide-6 structure modification by combined solid-phase extrusion / V. A. Beloshenko, A. V. Voznyak, Yu. V. Voznyak, V. A. Glasunova, T. E. Konstantinova // *Polym. Eng. Sci.* – 2012. – Vol. 52, № 8. – P. 1815–1820.
30. “Invar effect” in extruded crystallizable polymers / V. A. Beloshenko, A. V. Voznyak, Yu. V. Voznyak, S. V. Prokhorenko // *Doklady Physical Chemistry*. – 2013. – Vol. 449, № 2. – P. 88–90.
31. Beloshenko V. A. Control of the mechanical and thermal properties of semicrystalline polymers via a new processing route of the equal channel multiple angular extrusion / V. A. Beloshenko, A. V. Voznyak, Yu. V. Voznyak // *Polym. Eng. Sci.* – 2014. – Vol. 54, № 3. – P. 531–539.
32. Beloshenko V. A. A microcalorimetric study of crystallizable polymers subjected to severe plastic deformation / V. A. Beloshenko, Yu. V. Voznyak, V. M. Mikhal'chuk // *Polymer Science Series A*. – 2014. – Vol. 56, № 3. – P. 269–274.
33. Beloshenko V. A. Effect of equal-channel multiple-angular extrusion on the physical and mechanical properties of glassy polymers / V. A. Beloshenko, A. V. Voznyak, Yu. V. Voznyak // *J. Appl. Polym. Sci.* – 2015. – Vol. 132, № 27. – P. 42180–42187.
34. Processing of Polypropylene-Organic Montmorillonite Nanocomposite by Equal Channel Multiangular Extrusion / V. A. Beloshenko, A. V. Voznyak, Yu. V. Voznyak, L. A. Novokshonova, V. G. Grinyov, V. G. Krashennikov // *International Journal of Polymer Science*. – 2016. – Vol. 2016. – 8 p.
35. Tribological properties of an antifriction polymer modified by severe plastic deformation / V. A. Beloshenko, A. V. Voznyak, Yu. V. Voznyak, A. V. Kupreev // *Doklady Chemistry*. – 2016. – Vol. 466, № 2. – P. 25–28.
36. Beloshenko V. A. Effect of simple induced orientation process on the morphology and properties of polyolefin/graphite nanoplates composites / V. A. Beloshenko, A. V. Voznyak, Yu. Voznyak, L. A. Novokshonova, V. G. Grinyov // *Comp. Sci. Tech.* – 2017. – Vol. 139. – P. 47–56.
37. New approach to production of fiber reinforced polymer hybrid composites / V. A. Beloshenko, Yu. Voznyak, A. V. Voznyak, B. Savchenko // *Composites, Part B*. – 2017. – Vol. 112. – P. 22–30.
38. Voznyak Yuri The effect of radiation treatment on mechanical and thermal properties of semicrystalline polymers processed by severe plastic deformation / Yu. Voznyak // *Macromolecular Research*. – 2017. – Vol. 25, № 1. – P. 38–44.
39. Beloshenko V. A. Effects of orientation ordering of low-density polyethylene-multi-walled carbon nanotubes composites determined by severe plastic deformation / V. A. Beloshenko, Yu. Voznyak, A. V. Voznyak, B. Savchenko // *Polym. Eng. Sci.* – 2019. – doi: 10.1002/pen.24987.
40. Prokof'eva O. V. Osobennosti plasticheskogo techeniya metallicheskih i polimernyh materialov pri intensivnoj plasticheskoy deformacii metodom ploskoj vintovoj jekstruzii / O. V. Prokof'eva, Ju. V. Voznjak, D. V. Prilepo // *FTVD*. – 2013. – T. 23, № 1. – S. 116–123.

Белошенко В. А. – д-р техн. наук, проф., директор ДонФТИ НАН Украины;  
Бейгельзимер Я. Е. – д-р техн. наук, проф., гл. науч. сотр. ДонФТИ НАН Украины;  
Возняк Ю. В. – канд. физ.-мат. наук, ст. науч. сотр. ЦММИ;  
Чишко В. В. – канд. техн. наук, ст. науч. сотр. ДонФТИ НАН Украины.

ДонФТИ – Донецкий физико-технический институт им. А. А. Галкина НАН Украины, г. Киев.  
ЦММИ – Центр молекулярных и макромолекулярных исследований, г. Лодзь, Польша.

E-mail: biloshenko.va@gmail.com

Статья поступила в редакцию 18.03.2019 г.



УДК 621.771.

Лежнев С. Н.  
Волокитина И. Е.  
Арбуз А. С.  
Гайдаренко Г. А.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ДЕФОРМИРОВАНИЯ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА В РАВНОКАНАЛЬНОЙ УГЛОВОЙ МАТРИЦЕ С УГЛОМ СТЫКА КАНАЛОВ 45°

Уже не первое десятилетие во всем мире отмечается значительный интерес к развитию технологий, направленных на получение металлов и сплавов с повышенным уровнем физико-механических свойств. Одним из перспективных способов улучшения физико-механических свойств металлических материалов является измельчение элементов зеренно-субзеренной структуры до ультрамелкозернистой (УМЗ) или наноструктуры. Добиться измельчения микроструктуры металлов и сплавов при обработке их давлением возможно путем реализации в процессе деформирования интенсивных пластических деформаций (ИПД) во всем деформируемом объеме.

Методы ИПД, в отличие от традиционных методов обработки металлов давлением, направленных преимущественно на формообразование, используют с целью глубокого изменения структуры, фазового состава и физико-механических свойств. В результате интенсивного пластического воздействия в металлических материалах на порядки возрастает протяженность границ зерен и субзерен, заметно изменяется статическая и динамическая дилатация атомов кристаллической решетки. Благодаря этому, во много раз повышаются прочностные характеристики металлов при сохранении достаточно высоких пластических свойств, выгодно изменяется также ряд физических свойств, в том числе таких, которые ранее считались нечувствительными к деформациям [1].

В настоящее время наиболее широко используемым методом ИПД является равноканальное угловое прессование (РКУП) [2] в матрицах различных конструкций [3–7]. Данный метод в условиях многоциклового обработки обеспечивают формирование ультрамелкозернистой структуры в заготовках с высоким коэффициентом использования металла.

Но в тоже время для большинства инструментов, позволяющих реализовывать в металле ИПД, влияние процесса деформирования проявляется наиболее эффективно тогда, когда геометрические характеристики рабочего пространства инструмента обеспечивают однородность напряженного и деформированного состояний по всему объему изделия. Так для процесса РКУП интенсивность деформирования, в основном, определяет геометрия канала. Именно от нее зависят основные параметры исследуемого процесса: напряженно-деформированное состояние (НДС) материала, усилие прессования, геометрия изменения деформируемого объема. Геометрические характеристики рабочего пространства инструмента определяют форму очага деформации и оказывают заметное влияние на течение деформируемого металла. Исходя из этого, необходимо рассмотреть форму и геометрические факторы, влияющие на НДС и установить оптимальные параметры формы и геометрии канала матрицы.

Анализ структурообразования при равноканальном угловом прессовании представляется исключительно сложным с точки зрения его описания методами моделирования, поскольку механическое поведение материалов при ИПД является неочевидным многофакторным процессом. Поэтому для успешного решения поставленной задачи необходимо соединить возможности компьютерного моделирования на разных (макро-, микро-, мезо) уровнях и, основываясь на физическом понимании происходящих при ИПД процессов, описать эволюцию структурных параметров ИПД материалов в зависимости от параметров ИПД и режимов РКУП. На макроуровне возможно описание поведения материала при заданной схеме

деформации в зависимости от её параметров. На мезоуровне может быть получена информация о взаимосвязи формирующейся структуры и свойств получаемых материалов. Исследования на микроуровне позволяют понять физическую природу особенностей протекающих процессов [8].

Среди наиболее удачных модификаций инструментов для равноканального углового прессования стоит отметить процесс прессования в равноканальной ступенчатой матрице, позволяющей реализовать за один проход вдвое большую степень деформации при знакопеременном её характере [9]. Однако, при этом, закономерно растёт и усилие прессования. Снижение усилия прессования, как было уже отмечено выше, является одной из наиболее актуальных проблем всего семейства процессов основанных на РКУ прессовании. Также, это одно из существенных препятствий на пути широкого внедрения подобных процессов в промышленности. Высокое значение усилия прессования преимущественно связано с затратами энергии на высокую степень деформации на стыке каналов матрицы и на трение прессуемого материала о стенки каналов матрицы.

Снижение усилия прессования за счет уменьшения степени деформации – явно противоречит самой цели процесса, поэтому запатентовано множество способов снижения трения в каналах матрицы. Как правило, исследователи идут путем оптимизации формы канала, либо заменой трения скольжения – трением качения на различных участках матрицы.

Таким образом, наиболее логичным путем усовершенствования процесса, стоит признать путь снижения усилия прессования при сохранении высокой степени деформации за проход.

Основываясь на этих, и некоторых других соображениях, предложена конструкция равноканальной матрицы с углом стыка каналов  $45^{\circ}$ . Реализация угла стыка каналов меньше  $90^{\circ}$  в чистом виде, по известным причинам затруднительна. Однако, возможна реализация этой концепции путем разбиения очага деформации на несколько последовательно расположенных очагов так, как это показано на рис. 1.

Проведенные в работе [10] исследования напряженно-деформированного состояния и энергосиловых параметров, проведенные на основе компьютерного моделирования в программном комплексе DEFORM процесса деформирования заготовок в равноканальных угловых матрицах новой конструкции, позволили сделать вывод, что 2-й вариант РКУ матрицы с углом стыка каналов  $45^{\circ}$  (рис. 1, б) является наиболее удачным. Данный вариант (вариант 2) обеспечивает более высокую степень накопленной деформации, при равномерно распределении деформации по сечению заготовки, а также вместе с вариантом 3 получение и более правильной формы переднего конца заготовки по сравнению с вариантом 1.

Для проверки эффективности разработанной технологии был проведен лабораторный эксперимент. Эксперимент проводился на заготовках из алюминиевого сплава 6060 сечением  $20 \times 20$  мм<sup>2</sup> и длиной равной 60 мм. Для оценки эффективности новой матрицы для РКУП необходимо сравнить микроструктуру и механические свойства алюминиевого сплава до и после деформирования в предлагаемой матрице с углом стыка каналов  $45^{\circ}$  и наиболее часто применяемой равноканальной угловой матрицей с углом стыка  $90^{\circ}$ . Поэтому прессование алюминиевых заготовок осуществляли, как в обычной матрице с углом пересечения каналов  $90^{\circ}$ , так и в матрице с квазисверхмалым углом стыка каналов, в частности в РКУ матрице с углом стыка каналов  $45^{\circ}$ , изготовленной по 2-му варианту (рисунок 1, б). РКУП в обоих случаях осуществлялось по маршруту Вс с поворотом заготовки на  $90^{\circ}$  вокруг продольной оси. Трение между инструментом и заготовкой снижалось применением пальмового масла с графитом в качестве смазки. Деформирование проводилось при комнатной температуре, что также способствует получению ультрамелкозернистой структуры.

Алюминиевые сплавы традиционно делят на два класса – термически упрочняемые и термически неупрочняемые. Для достижения наибольшего изменения микроструктуры и максимального повышения прочности алюминиевые сплавы целесообразно подвергать термической обработке на твердый раствор перед проведением РКУП. Кроме того, такая предварительная обработка термически упрочняемых сплавов позволяет реализовать с них после РКУП

дополнительное упрочнение при последующем старении за счет выделения упрочняющих наноразмерных фаз. Поэтому перед проведением деформирования заготовки были подвергнуты закалке при 550 °С, с выдержкой 15 минут и ускоренным охлаждением в воде. Цель закалки состоит в том, чтобы полностью перевести в твердый раствор алюминия все Mg-Si частицы.

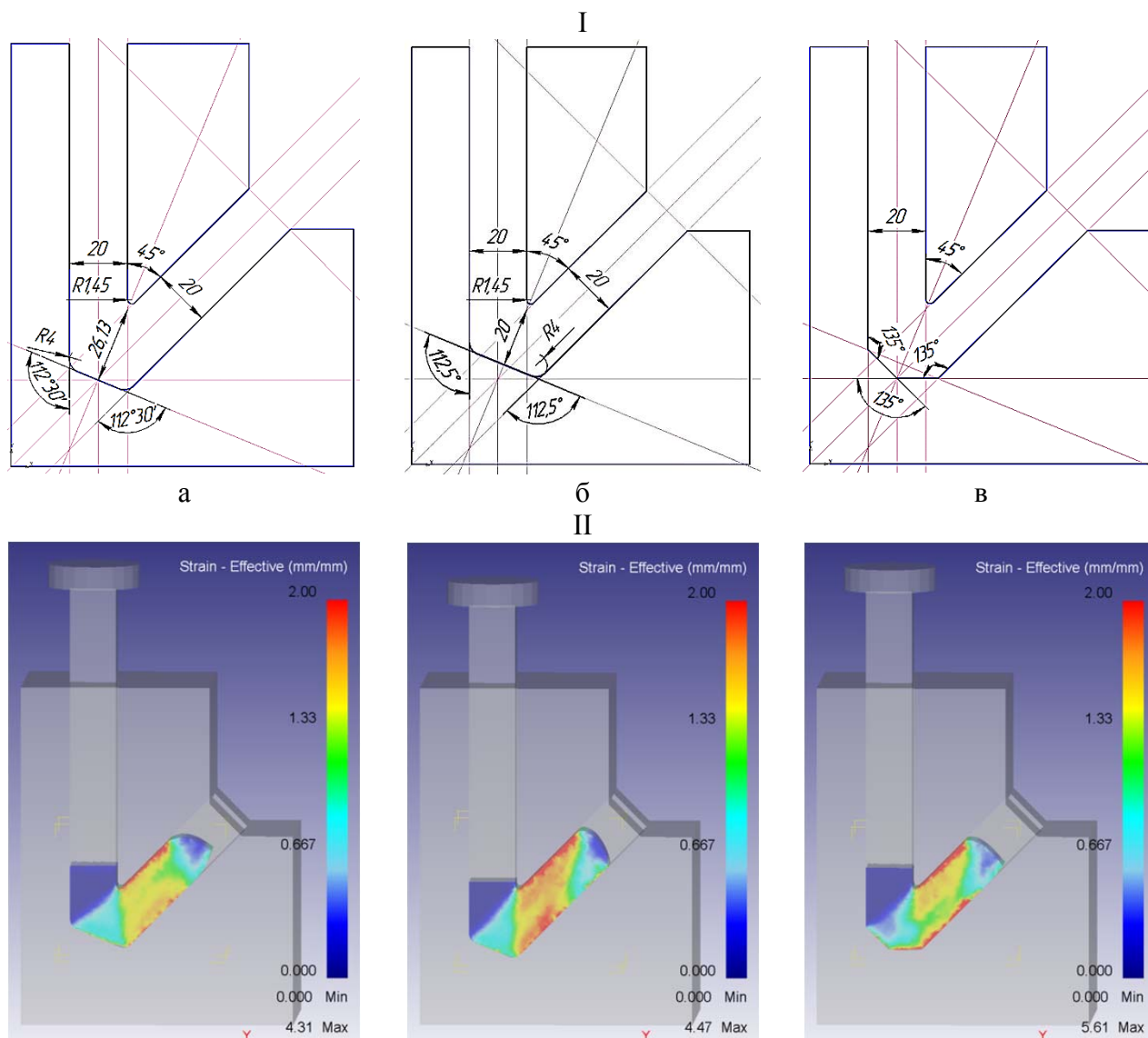


Рис. 1. Равноканальная угловая матрица новой конструкции:

I – конструкция матриц; II – распределение накопленной деформации; а – РКУ матрица с углом стыка каналов 45°, вариант 1; б – РКУ матрица с углом стыка каналов 45°, вариант 2; в – РКУ матрица с углом стыка каналов 45°, вариант 3.

Подготовку образцов для металлографического анализа осуществляли на устройстве электролитической пробоподготовки Struers. Все образцы были исследованы в средней плоскости образца, чтобы избежать влияния периферийных областей. Получаемые образцы рассматривались в двух сечениях: поперечном и продольном. Структуру и фазовый состав сплава анализировали методами оптической и просвечивающей электронной микроскопии. Качественный и количественный анализ микроструктуры матрицы сплава и первичных фаз проводили с помощью оптического микроскопа LEICA, оснащенного приставкой для определения микротвердости отдельных фаз, а также программным обеспечением для определения балла зерна и количества фаз на механически полированных и протравленных реактивом Келлера шлифах.

Тонкую структуру исследовали на просвечивающем электронном микроскопе (ПЭМ) JEM2100 в диапазоне увеличений от 1000 до 50000 раз. Объекты для ПЭМ готовили струйной полировкой на приборе Tenupol-3 при температуре  $-28\text{ }^{\circ}\text{C}$  и напряжении 20В в 20 % растворе азотной кислоты в метиловом спирте.

Для оценки механических характеристик сплава после РКУП использовали крутильно-разрывную машину М140КУ. Испытывали стандартные образцы цилиндрической формы (диаметр рабочей части 3 мм, длина – 15 мм) по ГОСТ 1497-84. Для проведения испытания на растяжение из заготовок на токарном станке изготавливали образец для растяжения III-го типа. Скорость растяжения образцов 0,5 мм/мин, что соответствует скорости деформации, равной  $0,56 \times 10^{-3}\text{ с}^{-1}$ .

На рис. 2 приведены ПЭМ изображения структуры образцов.

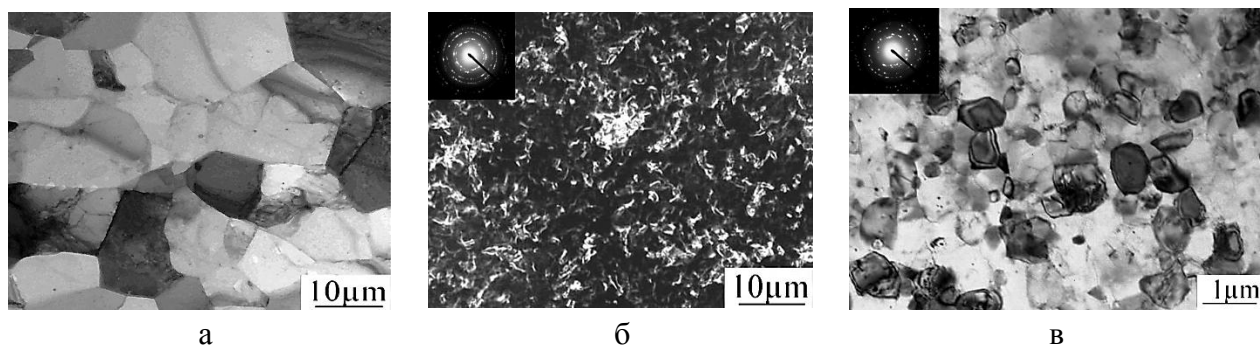


Рис. 2. Структура алюминия марки 6060:

а – исходная структура; б – РКУП с углом стыка каналов матрицы  $90^{\circ}$ ; в – РКУП с углом стыка каналов матрицы  $45^{\circ}$

На рис. 2, а показана микроструктура сплава в исходном состоянии, после закалки при температуре  $550\text{ }^{\circ}\text{C}$  с охлаждением в воде. Структура представляет собой пересыщенный твердый раствор на основании алюминия и нерастворенные фазы эвтектического происхождения. Фотографии микроструктуры после шести циклов прессования, при различных условиях деформирования представлены на рис. 2, б–в.

Металлографический анализ структуры после 6 проходов РКУП в матрице с углом стыка каналов  $90^{\circ}$  показал, что в алюминии формируется ультрамелкозернистая структура со средним размером зерна 0,6–1,1 мкм (рис. 2, б), после деформирования в матрице с углом  $45^{\circ}$  была получена микроструктура, имеющая средний размер зерна 0,5 мкм (рис. 2, в). Картины электронной дифракции, представляющие собой многочисленные рефлексы, равномерно распределенные по окружности, что свидетельствует о том, что сформированные состояния относятся к структурам зерненного типа, имеющие преимущественно большеугловые разориентировки. Из рис. 2, в также видно, что после деформации в матрице с углом стыка каналов  $45^{\circ}$  структура границ зерен является более равновесной и однородной.

РКУП с углом стыка каналов  $90^{\circ}$  за 6 проходов не приводит к образованию однородной по типу структуры, в ней присутствуют дислокационные ячейки, субзерна и зерна, средний размер элементов структуры составляет 0,6–1,1 мкм, что согласуется с данными работ [11–12]. То есть 6 проходов при РКУП с традиционным углом деформирования недостаточно, чтобы получить равноосную однородную ультрамелкозернистую структуру.

Как правило, в процессе РКУП часть затрачиваемой механической энергии превращается во внутреннюю энергию деформируемой заготовки. В результате этого температура заготовки повышается. А так как алюминий обладает низкой энергией дефектов упаковки, то динамической рекристаллизации не наступает. Но уменьшение угла матрицы до квазисверхмалого приводит к увеличению усилия деформирования, в результате чего увеличиваются скорости аннигиляции дислокаций в теле зерен и число дислокаций, поглощенных стенками субзерен, уменьшается.

После одного прохода РКУП с углом стыка каналов  $45^\circ$  структура сплава представляла собой сильно вытянутые зерна. Но получаемые ячеистые структуры имели в основном малоугловые границы. Увеличение числа проходов до шести обеспечивает превращение субзеренных границ в большеугловые зеренные границы.

Помимо исследования изменений структуры при деформировании, были исследованы механические свойства заготовок после каждого вида деформирования при растяжении при комнатной температуре.

Измельчение размера зерен алюминиевых сплавов ведет к их повышенной прочности. Более того, введение высокой плотности дислокаций в ультрамелкозернистые сплавы при РКУП может привести к еще большему их упрочнению, но обычно при этом происходит снижение их пластичности. Материалы могут быть прочными или пластичными, но редко обладают высоким уровнем свойств одновременно. Формирование УМЗ состояния обеспечивает высокую прочность сплава за счет уменьшения размера зерна в соответствии с зависимостью Холла-Петча и образования в алюминиевой матрице дисперсных выделений упрочняющих фаз – дисперсионного твердения.

По результатам испытаний на растяжение получено, что уровень прочности заготовок, подвергнутых прессованию в матрице с углом стыка каналов  $45^\circ$ , значительно превосходит аналогичный для образцов, подвергнутых традиционному прессованию в матрице с углом  $90^\circ$ . Так значения предела прочности и текучести увеличиваются за шесть проходов для традиционного РКУП (в матрице с углом стыка  $90^\circ$ ) с 250 до 462 МПа (абсолютный прирост значения предела прочности составляет 212 МПа) и с 206 до 420 МПа (абсолютный прирост значения предела текучести составляет 214 МПа). С применением матрицы с углом стыка каналов  $45^\circ$  предел прочности и текучести увеличиваются за шесть проходов с 250 до 505 МПа (абсолютный прирост значения предела прочности составляет 255 МПа) и с 206 до 447 МПа (абсолютный прирост значения предела текучести составляет 241 МПа), соответственно.

Пластические свойства алюминиевых образцов в процессе РКУП снижаются в обоих случаях. Так экспериментальные исследования изменения относительного удлинения при испытании на растяжение показали, что уровень пластических свойств алюминия после 6 проходов падает в обоих случаях практически в 2 раза.

## ВЫВОДЫ

В целом проведенные исследования показали, что равноканальное угловое прессование в предложенной матрице с углом стыка каналов  $45^\circ$ , то есть в матрице с квазисверхмалым углом стыка каналов, обеспечивает формирование однородной субзеренной структуры и положительно влияет на механические свойства алюминиевого сплава.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Рааб Г. И. Перспективные методы ИПД для получения наноструктурированных металлических материалов / Г. И. Рааб, В. Г. Шибиков, А. Г. Рааб // *Materials Physics and Mechanics*. – 2016. – № 25. – С. 72–82.
2. Валиев Р. З. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией / Р. З. Валиев, И. В. Александров. – М. : Логос, 2000. – 272 с.
3. Valiev Ruslan Z. Principles of equal-channel angular pressing as a processing tool for grain refinement / Ruslan Z. Valiev, Terence G. Langdon // *Progress in Materials Science*. – 2006. – № 51. – Pp. 881–981.
4. Утяшев Ф. З. Влияние очага деформации на измельчение структуры в металлах / Ф. З. Утяшев, Г. И. Рааб // *Физика металлов и металловедение*. – 2007. – № 6. – С. 104–109.
5. Пат. РФ № 2181314. Устройство для обработки металлов давлением / Рааб Г. И., Кулясов Г. В., Полозовский В. А., Валиев Р.З. – № 2000115099/02 ; заявл. 09.06.2000 ; опубл. 20.04.2002, Бюл. № 11.
6. European Patent №EP1861211, B21C23/01; B21J5/00; B21C23/01; B21J5/00. Severe plastic deformation of metals / Rosochowski Andrzej. – 2007.12.05
7. Olejnik L. Methods of fabricating metals for nano-technology / L. Olejnik, A. Rosochowski // *Bulletin of the Polish Academy of Sciences : Technical sciences*. – 2005. – Vol. 53, No. 4. – Pp. 413–423.
8. Смоляков А. А. Моделирование процесса получения нанокристаллической структуры в металлах с использованием равноканального углового прессования : дис. канд. техн. наук / А. А. Смоляков. – Уфа, 2007.

9. Исследование процесса деформирования заготовки равноканальной ступенчатой матрицей / Найзабеков А. Б., Ашкеев Ж. А., Лежнев С. Н., Толеуова А. Р. // *Изв. вузов. Черная металлургия.* – 2005. – № 2. – С. 16–18.
10. Найзабеков А. Б. Конечно-элементное моделирование РКУ прессования с квазисверхмалыми углами стыка каналов / А. Б. Найзабеков, С. Н. Лежнев, А. С. Арбуз // *Международный научно-технический прогресс ОМД-2014 «Фундаментальные проблемы. Инновационные материалы и технологии».* – Москва, 2014. – С. 206–210.
11. Sanghyun Lee, Suyong Kwon, Jong-Cheon Lee, Seoung-Won Lee. Thermophysical Properties of Aluminium 1060 Fabricated by Equal Channel Angular Pressing [J] // *International Journal of Thermophysics.* – Vol. 33, Issue 3: 540–551. (DOI: 10.1007/s10765-012-1176-2)
12. Korchef A. Microstructure investigation of equal channel angular pressed aluminium by X-ray diffraction and scanning electron microscopy [J] / A. Korchef, N. Njah, A. W. Kolsi // *Crystal Research and Technology.* – Vol. 44(1): 106-110. (DOI: 10.1002/crat.200800131).

## REFERENCES

1. Raab G. I. Perspektivnye metody IPD dlja polucheniya nanostrukturirovannyh metallicheskih materialov / G. I. Raab, V. G. Shibakov, A. G. Raab // *Materials Physics and Mechanics.* – 2016. – № 25. – S. 72–82.
2. Valiev R. Z. Nanostrukturnye materialy, poluchennye intensivnoj plasticheskoj deformaciej / R. Z. Valiev, I. V. Aleksandrov. – M.: Logos, 2000. – 272 s.
3. Valiev Ruslan Z. Principles of equal-channel angular pressing as a processing tool for grain refinement / Ruslan Z. Valiev, Terence G. Langdon // *Progress in Materials Science.* – 2006. – № 51. – Pp. 881–981.
4. Utjashev F. Z. Vlijanie ochaga deformacii na izmel'chenie struktury v metallah / F. Z. Utjashev, G. I. Raab // *Fizika metallov i metallovedenie.* – 2007. – № 6. – S. 104–109.
5. Pat. RF № 2181314. Ustrojstvo dlja obrabotki metallov davleniem / Raab G. I., Kuljasov G. V., Polozovskij V. A., Valiev R. Z. – № 2000115099/02; zajavl. 09.06.2000; opubl. 20.04.2002, Bjul. № 11.
6. European Patent №EP1861211, B21C23/01; B21J5/00; B21C23/01; B21J5/00. Severe plastic deformation of metals / Rosochowski Andrzej. – 2007.12.05
7. Olejnik L. Methods of fabricating metals for nano-technology / L. Olejnik, A. Rosochowski // *Bulletin of the Polish Academy of Sciences: Technical sciences.* – 2005. – Vol. 53, No. 4. – Pp. 413–423.
8. Smoljakov A. A. Modelirovanie processa polucheniya nanokristallicheskoj struktury v metallah s ispol'zovaniem ravnokanal'nogo uglovogo pressovanija: dis. kand. tehn. nauk / A. A. Smoljakov. – Ufa, 2007.
9. Issledovanie processa deformirovanija zagotovki ravnokanal'noj stupenchatoj matriciej / Najzabekov A. B., Ashkeev Zh. A., Lezhnev S. N., Toleuova A. R. // *Izv. vuzov. Chernaja metallurgija.* – 2005. – № 2. – S. 16–18.
10. Najzabekov A. B. Konechno-jelementnoe modelirovanie RКУ pressovanija s kvazisverhmalymi uglami styka kanalov / A. B. Najzabekov, S. N. Lezhnev, A. S. Arbuз // *Mezhdunarodnyj nauchno-tehnicheskij progress OMD-2014 «Fundamental'nye problemy. Innovacionnye materialy i tehnologii».* – Moskva, 2014. – S. 206–210.
11. Sanghyun Lee, Suyong Kwon, Jong-Cheon Lee, Seoung-Won Lee. Thermophysical Properties of Aluminium 1060 Fabricated by Equal Channel Angular Pressing [J] // *International Journal of Thermophysics.* – Vol. 33, Issue 3: 540–551. (DOI: 10.1007/s10765-012-1176-2)
12. Korchef A. Microstructure investigation of equal channel angular pressed aluminium by X-ray diffraction and scanning electron microscopy [J] / A. Korchef, N. Njah, A. W. Kolsi // *Crystal Research and Technology.* – Vol. 44(1): 106-110. (DOI: 10.1002/crat.200800131).

Лежнев С. Н. – канд. техн. наук, доц. каф. ОМД РИИ;  
sergey\_legnev@mail.ru

Волокитина И. Е. – PhD, ст. преп. каф. ОМД КГИУ;  
irinka.vav@mail.ru

Арбуз А. С. – PhD, ст. науч. сотруд. РИИ;  
zubra\_kz@mail.ru

Гайдаренко Г. А. – магистр каф. ОМД КГИУ.  
gaidarenko\_grigoriy@mail.ru

РИИ – Рудненский индустриальный институт, г. Рудный, Казахстан.

КГИУ – Карагандинский государственный индустриальный университет, г. Темиртау, Казахстан.

Статья поступила в редакцию 11.03.2019 г.

УДК 621.961.2

Карнаух С. Г.

## **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА РАЗДЕЛЕНИЯ ПРОКАТА ПО СХЕМЕ ТРЕХТОЧЕЧНОЙ ХОЛОДНОЙ ЛОМКИ ИЗГИБОМ ПРИ СТАТИКО-ДИНАМИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ**

Затраты заготовительного производства составляют значительную долю в себестоимости готовой продукции. Поэтому задачи совершенствования технологии и оборудования для реализации разделительных процессов являются актуальными [1–6].

На протяжении многих лет в нашей стране и за рубежом проводились работы по тематике разделения сортового проката (труб) на мерные заготовки. Достигнуты существенные результаты в теории и практике реализации заготовительных процессов [1, 2]. На основе анализа полученных результатов разработаны перспективные направления совершенствования технологий и оборудования разделительных процессов. Одним из таких направлений является обеспечение благоприятного напряженно-деформированного состояния в зоне разделения за счет создания предварительного статического нагружения перед динамическим нагружением проката. Возможность предварительного статического нагружения в сочетании с высокой скоростью деформирования позволяет создать в прокате схему напряженного состояния, обеспечивающую требуемую геометрическую точность и качество получаемых заготовок.

В работе [7] разработана комплексная математическая модель процесса статико-динамического нагружения образцов по схеме трехточечной холодной ломки изгибом на пресс-молоте с одинаковым направлением деформирующих сил, отличающаяся учетом предварительного статического нагружения и конструктивных особенностей специализированного оборудования – пресс-молота. На основании проведенных расчетов сделаны следующие выводы.

Предварительное статическое нагружение при холодной ломке изгибом с высокими скоростями нагружения позволяет снизить высокочастотные колебания системы «инструмент – образец – опоры», исключить нарушение контакта образца с опорами, понизить пиковые величины сил со стороны бойка и опор.

Наличие статической силы в момент удара обеспечивает определенный исходный уровень растягивающих напряжений в зоне концентратора напряжений, что повышает управляемость трещиной. Предполагается, что разрушающая трещина при этом всегда будет распространяться в области растягивающих напряжений.

При этом, возникающие реактивные силы со стороны опор от действия статической силы, совпадают с направлением инерционных сил половинок образца и дополнительно доламывают образец.

Величина статической силы, необходимая для исключения отрыва образца от опор, зависит от жесткости контакта бабы с промежуточным пуансоном и увеличивается с ростом последней.

Цель работы – экспериментальная проверка адекватности математической модели процесса разделения образцов по схеме трехточечной холодной ломки изгибом при статико-динамическом нагружении и разработка перспективных схем оборудования для реализации этого процесса.

В эксперименте использовались образцы диаметром 20 мм и длиной 100 мм из сталей с разными механическими свойствами: Ст3; 30, 40, 50ХФА. На образцы, предварительно с помощью токарного резца, наносили одинаковые концентраторы напряжений в форме кольцевой канавки с параметрами  $\Delta H = 1,5$  мм;  $r = 0,15$  мм.

На рис. 1 приведены: схема регистрации данных при проведении экспериментов (рис. 1, а), конструктивная схема (рис. 1, в), а также фотографии экспериментального оборудования (рис. 1, б) и оснастки (рис. 1, г) [8].

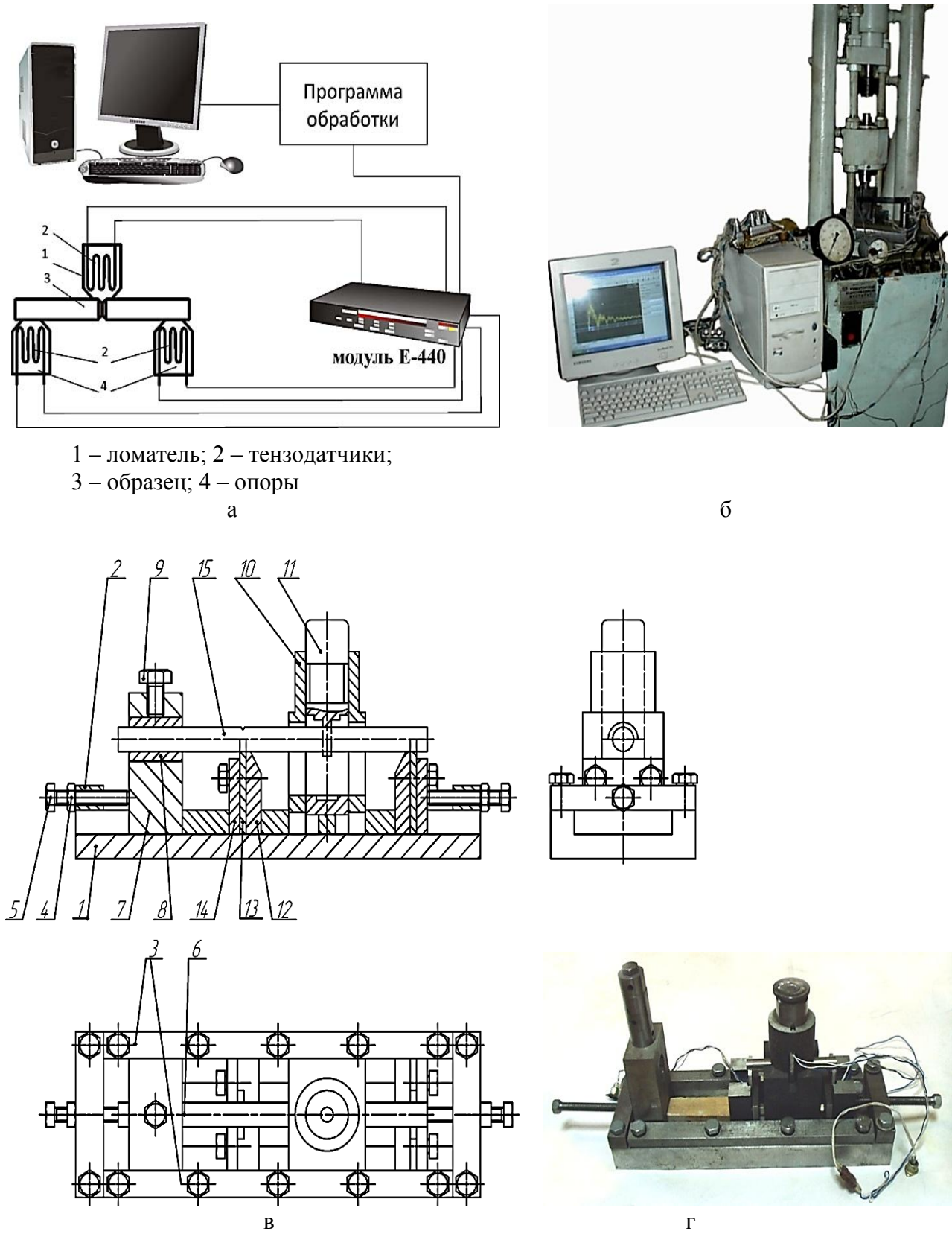
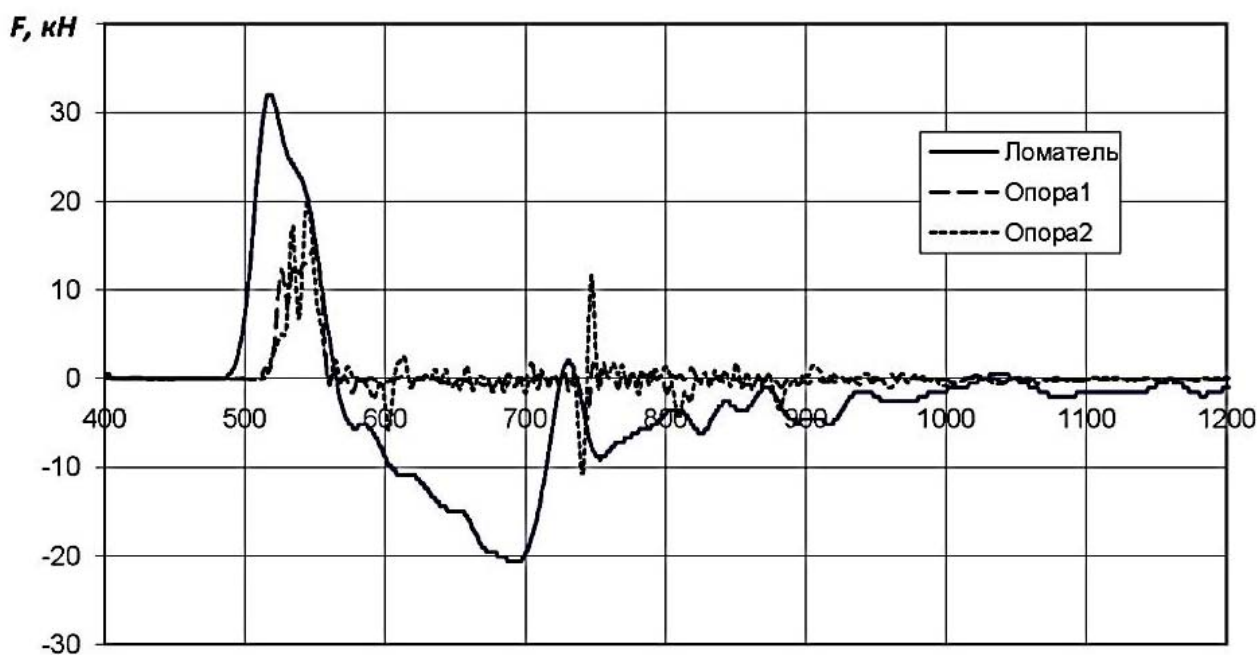


Рис. 1. Схема регистрации экспериментальных данных (а), конструктивная схема (в) и фотографии экспериментального оборудования (б) и оснастки (г) [8]



Установка для разделения образцов способом холодной ломки изгибом (см. рис. 1, в) состоит из: станины 1, в направляющих которой размещаются механизмы зажима проката, ломателя и опор, установленных с возможностью возвратно-поступательного движения, ограниченного упорами 2 и накладками 3, которые крепятся к станине 1 болтами. Положение механизмов зажима, ломателя и опор фиксируется с помощью болтов 5, вкрученных в упоры 2, гаек 4 и проставок 6. Механизм зажима проката состоит из корпуса 7, в отверстии которого размещается образец 15 между полувтулками 8, зажимающиеся с помощью болта 9, вкрученного в корпус 7. Механизм ломателя состоит из корпуса 10 и собственно ломателя 11, установленного с возможностью возвратно-поступательного движения в направляющих корпуса. Механизм опоры состоит из корпуса 12 и опорной пластины 13, которая удерживается накладкой 14 с помощью болтов с шайбами.

На рис. 2 показана обработанная осциллограмма энергосиловых параметров процесса трехточечной холодной ломки изгибом от времени для образцов из стали 45.



Ось X – время, масштаб – 100000 измерений в 1 с.

Рис. 2. Зависимость силы на ломателе и опорах от времени (показания трех каналов, снимаемых одновременно) для образцов из стали 45 [8]

Показатели геометрической точности, по которым оценивалось качество разделяемых заготовок, приведены в работе [2].

Фотографии заготовок из сталей с разными механическими свойствами, полученные способом трёхточечной холодной ломки изгибом при статико-динамическом нагружении, показаны на рис. 3.

Высокое качество заготовок наблюдалось при разделении стали 50ХФА (рис. 3, а). Величина отклонения траектории трещины от прямолинейности  $\delta_i$  практически равна нулю, поверхность разрушения матовая. Области пластической деформации в зоне поверхности излома отсутствовали.

При статико-динамическом нагружении образцов из стали 30 по схеме трехточечной холодной ломки изгибом наблюдалось повышение качества заготовок по сравнению со статическим и динамическим нагружением (рис. 3, б). Величина отклонения траектории трещины в среднем составила  $\delta_i = (1,4 \pm 0,05)$  мм, на поверхности излома имелись отдельные сколы, вырывы металла, микро- и макротрещины, высота макронеровностей уменьшилась и не превышала 0,3 мм.

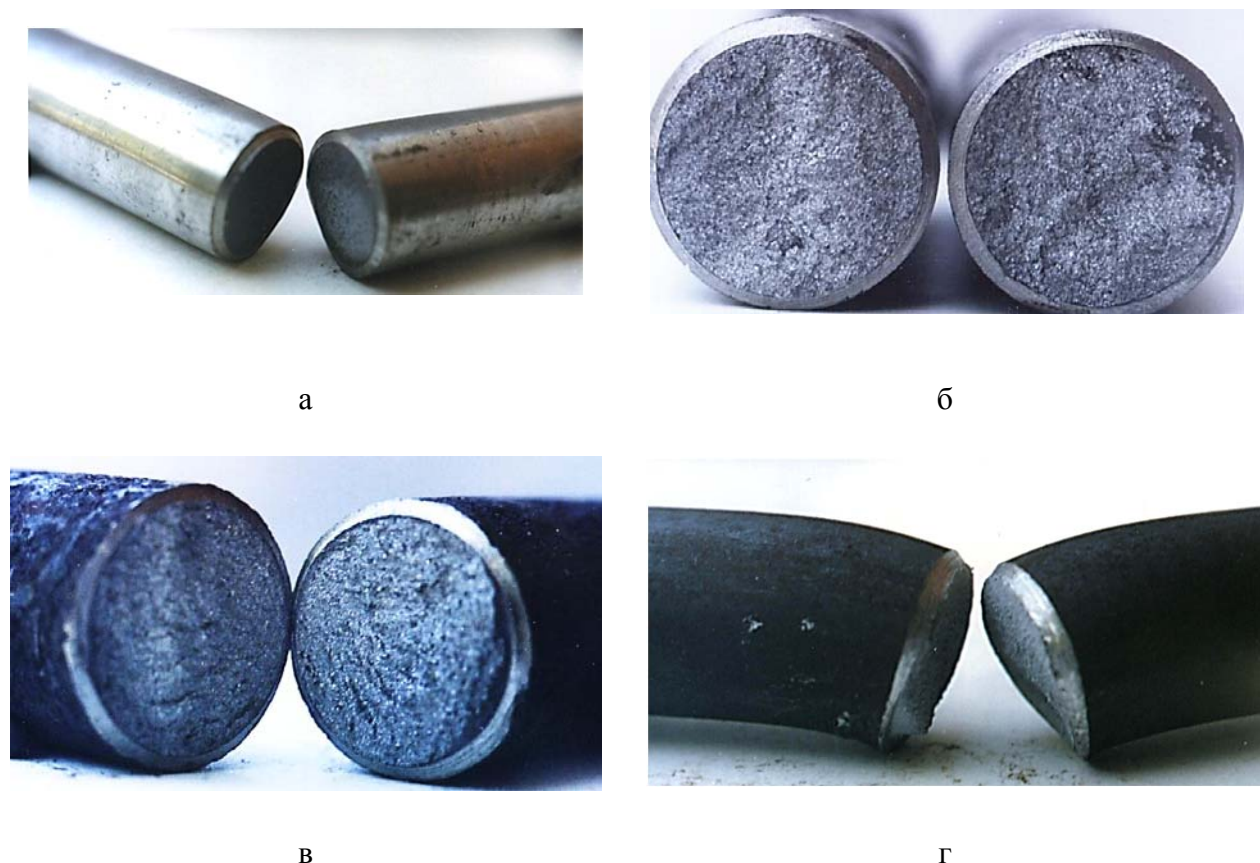


Рис. 3. Заготовки из стали (а – Сталь 50ХФА; б – Сталь 30; в – Сталь 40; г – Ст. 3), полученные способом трёхточечной холодной ломки изгибом при статико-динамическом нагружении

При статико-динамическом нагружении образцов из стали 40 также наблюдалось повышение качества разделяемых заготовок (рис. 3, в). Величина отклонения траектории трещины от прямолинейности в среднем составила  $\delta_i = (0,8 \pm 0,05)$  мм, поверхность излома имела меньшие сколы, вырывы, макротрещины.

При статико-динамическом нагружении образцов из мягких пластичных сталей (Ст.3) разрушение происходило при больших углах изгиба половинок образцов в диапазоне  $30...35^\circ$  (рис. 3, г). Большие углы изгиба являются причиной выхода пластической деформации на поверхность образца. В результате на поверхности образцов имелись утяжки. Средние параметры геометрической точности заготовок из стали Ст. 3 при статико-динамическом нагружении имели следующие значения: утяжка продольная – 12 мм; утяжка поперечная – 5 мм;  $\delta_i = 1,8$  мм; косина – 4 мм; на поверхности имелась небольшая вмятина от боя. При этом поверхность излома не имела сколов, вырывов, макротрещин. Это объясняется тем, что при малых нагрузках на образец, трещина росла медленно и не набирала скорость, достаточную для ветвления.

Зависимость величины отклонения траектории трещины  $\delta_i$  от величины статической нагрузки  $F_{ст}$  для сталей разных групп твердости представлена на рис. 4.

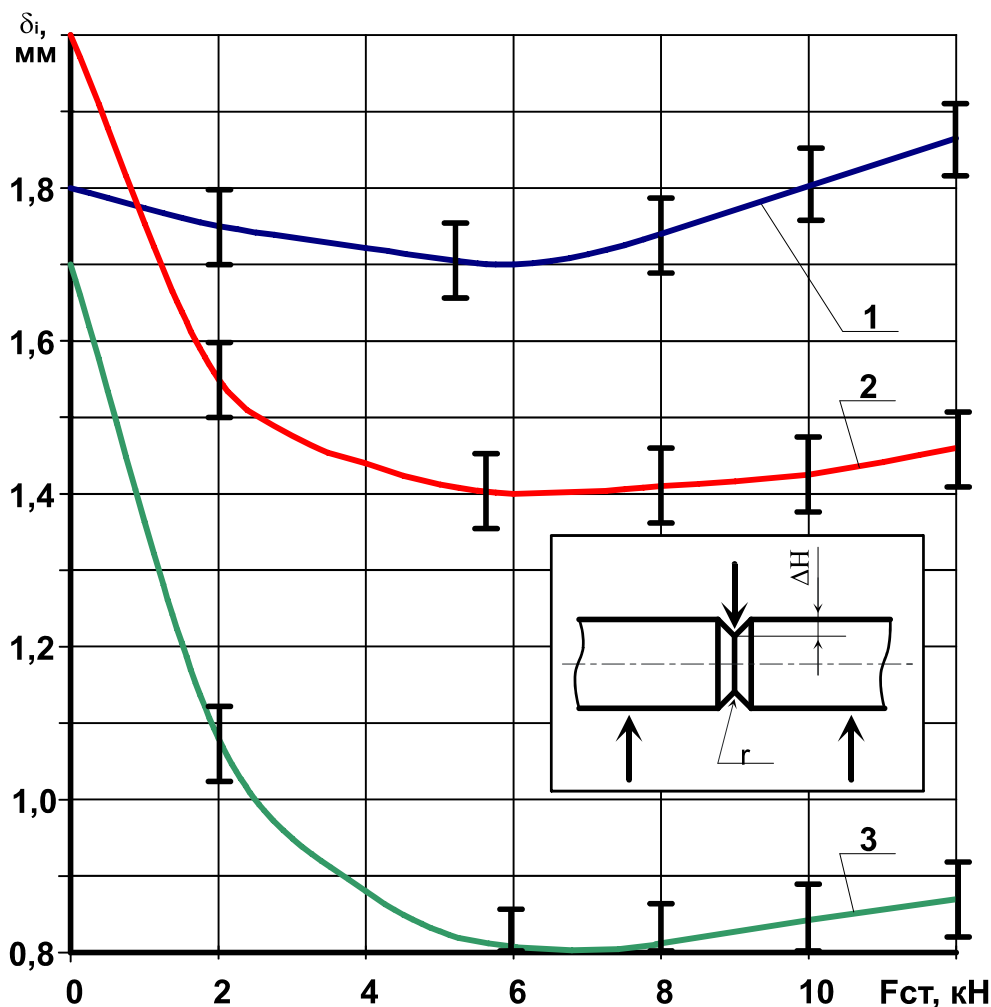


Рис. 4. Зависимость отклонения траектории трещины от величины статической нагрузки при трехточечной холодной ломке изгибом образцов на пресс-молоте: 1 – для стали Ст. 3; 2 – для стали 30; 3 – для стали 40

Анализ зависимостей  $\delta_i = f(F_{СТ})$  показывает, что для получения заготовок высокого качества рекомендуется выбирать величину статической силы  $F_{СТ}$  в диапазоне 40...50 % от силы трехточечной холодной ломки изгибом  $F_L$ . На основании анализа зависимости величины отклонения траектории трещины от значения предела прочности разделяемых образцов  $\delta_i = f(\sigma_B)$  (рис. 5) установлено, что с увеличением прочности материала повышается качество получаемых заготовок.

Эксперимент в целом показал, что комбинированное статико-динамическое нагружение образцов при холодной ломке изгибом положительно влияет на качество разделяемых заготовок, что подтверждает теоретические выводы. Существенное повышение качества наблюдалось при разделении сталей средней группы твердости: величина отклонения траектории трещины  $\delta_i$  уменьшилась в среднем на 75 %, по сравнению с динамическим нагружением.

На основании проведенных экспериментов установлена рекомендованная величина статической силы, которая составляет 40...50 % от силы ломки для получения заготовок высокого качества.

На основании полученных выводов и рекомендаций разработана конструкция пресс-молота с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином (рис. 6) для разделительных операций при статико-динамическом нагружении.

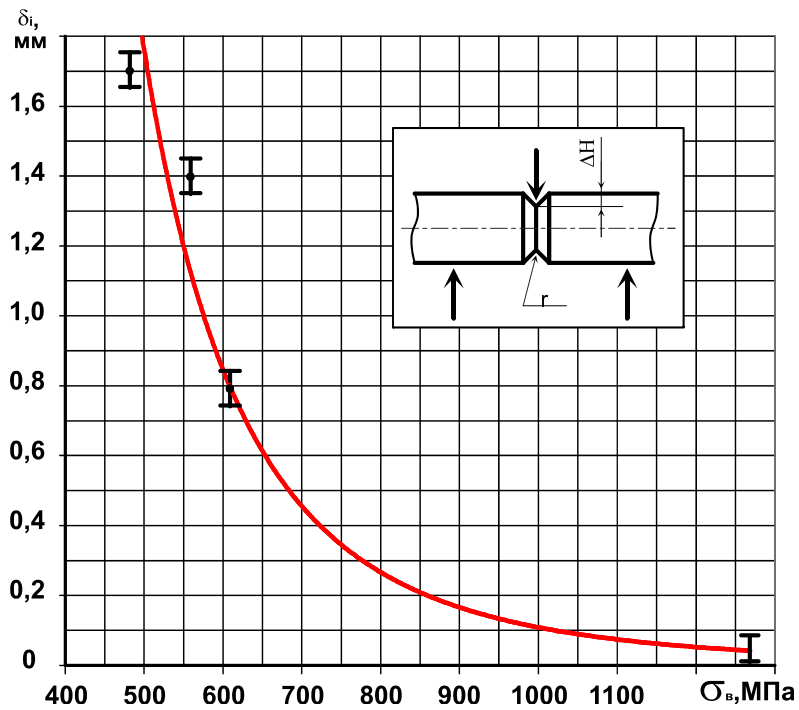


Рис. 5. Зависимость величины отклонения траектории трещины от предела прочности разделяемых материалов способом трёхточечной холодной ломки изгибом при статико-динамическом нагружении

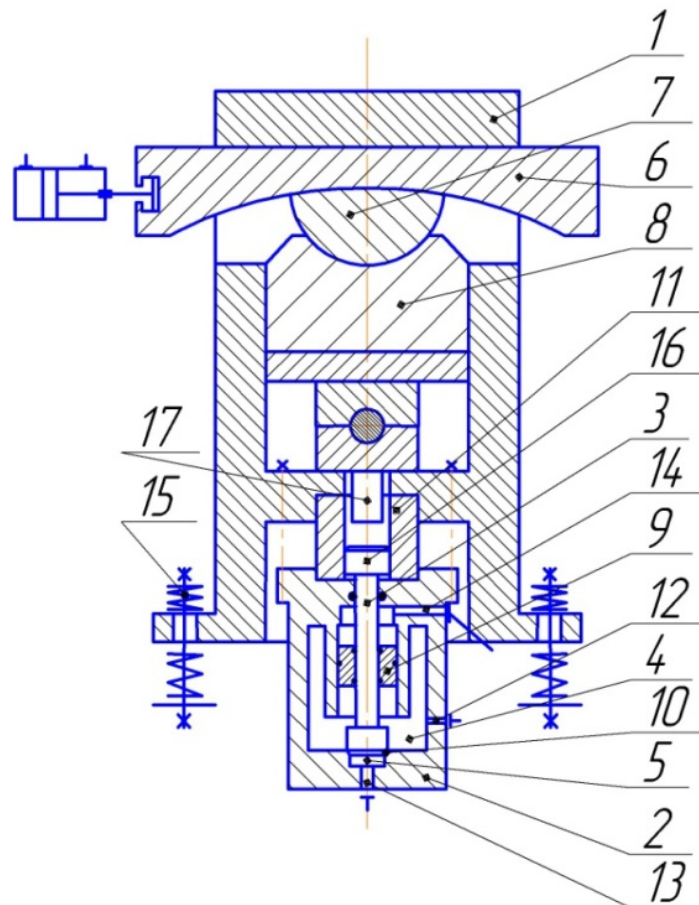


Рис. 6. Конструкция пресс-молота с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином для разделительных операций при статико-динамическом нагружении [9]

Пресс-молот состоит из станины 1, приводного механизма и гидроупругого цилиндра, содержащего цилиндр 2 и шток 3, который установлен с возможностью разделения внутренней полости цилиндра 2 на полости высокого 4 и низкого 5 давления. Приводной механизм выполнен в виде клиношарнирного механизма, вогнутый клин 6 которого размещен с возможностью взаимодействия своей цилиндрической поверхностью с соответствующей выпуклой цилиндрической поверхностью шарнира 7, который, в свою очередь, контактирует второй выпуклой цилиндрической поверхностью с вогнутой поверхностью подвижной траверсы 8, при этом шарнир 7 установлен с возможностью вращательного движения в подвижной траверсе 8. Соосно штоку 3 установлен поршень 9 в направляющих гидроупругого цилиндра. При этом торец штока 3 уплотнен относительно дна цилиндра 2 кольцевым уплотнением 10 с диаметром, большим диаметра штока 3. Цилиндр 2 центрируется, относительно станины 1, направляющей 11 и крепится винтами к столу станины. Управление цилиндром 2 осуществляется по каналам 12, 13, 14. На подвижной траверсе 8 и плите станины 1 установлено технологическое оборудование. Для снижения динамических нагрузок на фундамент, пресс-молот установлен на упругие элементы 15.

Пресс-молот работает следующим образом. В исходном положении подвижная траверса 8, вместе со штамповой оснасткой, поднята. Шток 3 с бойком 16 гидроупругого цилиндра находится в нижнем положении на кольцевом уплотнении 10. При рабочем ходе клина 6 шарнир 7, поворачиваясь на рабочий угол, перемещает вниз по направляющим подвижную траверсу 8. При этом происходит статическое нагружение проката. После набора давления в полости 4 цилиндра 2 жидкостью, подаваемой по каналу 12, поршень 9 перемещается вверх до упора и занимает исходное положение. Далее жидкость подают в полость низкого давления 5 под кольцевое уплотнение 10 по каналу 13. При этом шток 3 с бойком 16 отрывается от кольцевого уплотнения 10, разгоняется энергией гидравлической пружины и наносит удар по промежуточной проставке 17. В процессе удара происходит статико-динамическое нагружение проката и отделение заготовки. После удара и отскока бойка 16, за счет дополнительной деформации заготовки, технологическая сила на движущуюся траверсу 8 снижается или снимается полностью. Под действием усилия привода, клин 6, шарнир 7 и траверса 8 занимают исходное положение. Жидкость под давлением по каналу 14 подается в полость над поршнем 9. Поршень 9 перемещается вниз и возвращает шток 3 в исходное положение на кольцевое уплотнение 10. Цикл работы пресс-молота повторяется.

Предложенная конструкция пресс-молота значительно расширяет технологические возможности оборудования и обеспечивает высокое качество разделяемых заготовок.

## ВЫВОДЫ

Комбинированное статико-динамическое нагружение образцов при холодной ломке изгибом положительно влияет на качество разделяемых заготовок. Существенное повышение качества наблюдалось при разделении сталей средней группы твердости: величина отклонения траектории трещины уменьшилась в среднем на 75 % по сравнению с динамическим нагружением.

Даны рекомендации по величина статической силы при статико-динамической ломке сортового проката изгибом. Рекомендованная величина статической силы составляет (40...50) % от силы ломки для получения заготовок высокого качества.

На основании полученных результатов разработана конструкция пресс-молота с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином для разделительных операций при статико-динамическом нагружении.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Финкель В. М. *Холодная ломка проката* / В. М. Финкель, Ю. И. Головин, Г. Б. Родюков. – М. : Металлургия, 1982. – 192 с.
2. Соловцов С. С. *Безотходная разрезка сортового проката в штампах* / С. С. Соловцов. – М. : Машиностроение, 1985. – 176 с.

3. Карнаух С. Г. Совершенствование безотходных энергосберегающих способов разделения сортового металлопроката и оборудования для получения заготовок высокого качества : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 / Карнаух Сергей Григорьевич. – Краматорск, 1999. – 221 с.

4. Карнаух С. Г. Совершенствование безотходных способов разделения сортового проката и оборудования для получения заготовок высокого качества : монография / С. Г. Карнаух. – Краматорск : ДГМА, 2010. – 196 с.

5. Карнаух С. Г. Совершенствование оборудования для разделения сортового проката на мерные заготовки / С. Г. Карнаух // *Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов.* – Краматорск : ДГМА, 2017. – № 2 (45). – С. 154–160.

6. Карнаух С. Г. Разработка и исследование оборудования для разделения сортового проката на мерные заготовки / С. Г. Карнаух // *Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов.* – Краматорск : ДГМА, 2017. – № 1 (44). – С. 222–228.

7. Карнаух С. Г. Исследование процесса статико-динамического нагружения заготовок по схеме трехточечной холодной ломки изгибом на пресс-молотах / С. Г. Карнаух // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением.* – 2001. – Вып. № 2. – С. 8-12.

8. Karnaukh, S. G. Research of the influence of deformation speed on energy and power adjectives of the process of three-point cold bend breaking and on alignment integrity of raw parts / S. G. Karnaukh, D. S. Karnaukh // *Metallurgical and Mining Industry.* – 2011. – № 3, Vol. 3 – С. 107–114.

9. Патент на корисну модель 111267 Україна, МПК (2016.01) В 30 В 1/00. Прес-молот з клиношарнірним механізмом з увігнутим клином / Карнаух С. Г., Карнаух Д. С., Чоста Н. В., Коляденко А. В. – Заявл. 04.04.2016 ; опубл. 10.11.2016, Бюл. № 21/2016. – 4 с.

## REFERENCES

1. Finkel' V. M. *Holodnaja lomka prokata / V. M. Finkel', Ju. I. Golovin, G. B. Rodjukov.* – M. : Metal-lurgija, 1982. – 192 s.

2. Colovcov S. S. *Bezothodnaja razrezka sortovogo prokata v shtampah / S. S. Colovcov.* – M. : Mashinostroenie, 1985. – 176 s.

3. Karnauh S. G. *Sovershenstvovanie bezothodnyh jenergoberegajushhih sposobov razdelenija sortovogo metalloprokata i oborudovanija dlja poluchenija zagotovok vysokogo kachestva : dis. ... kand. tehn. nauk : 05.03.05 / Karnauh Sergej Grigor'evich.* – Kramatorsk, 1999. – 221 s.

4. Karnauh S. G. *Sovershenstvovanie bezothodnyh sposobov razdelenija sortovogo prokata i oborudovanija dlja poluchenija zagotovok vysokogo kachestva : monografija / S. G. Karnauh.* – Kramatorsk : DGMA, 2010. – 196 s.

5. Karnauh S. G. *Sovershenstvovanie oborudovanija dlja razdelenija sortovogo prokata na mernye zagotovki / S. G. Karnauh // Obrabotka materialov davlenim : sb. nauch. trudov.* – Kramatorsk : DGMA, 2017. – № 2 (45). – S. 154–160.

6. Karnauh S. G. *Razrabotka i issledovanie oborudovanija dlja razdelenija sortovogo prokata na mernye zagotovki / S. G. Karnauh // Obrabotka materialov davleniem : sb. nauch. trudov.* – Kramatorsk : DGMA, 2017. – № 1 (44). – S. 222–228.

7. Karnauh S. G. *Issledovanie processa statiko dinamicheskogo nagruzhenija zagotovok po sheme trehtochnoj holodnoj lomki izgibom na press-molotah / S. G. Karnauh // Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem.* – 2001. – Вып. № 2. – S. 8 12.

8. Karnaukh, S. G. Research of the influence of deformation speed on energy and power adjectives of the process of three-point cold bend breaking and on alignment integrity of raw parts / S. G. Karnaukh, D. S. Karnaukh // *Metallurgical and Mining Industry.* – 2011. – № 3, Vol. 3 – С. 107–114.

9. Patent na korisnu model' 111267 Ukraïna, МПК (2016.01) В 30 В 1/00. Прес-молот з клиношарнірним механізмом з увігнутим клином / Karnauh S. G., Karnauh D. S., Chosta N. V., Koljadenko A. V. – Zajavl. 04.04.2016 ; opubl. 10.11.2016, Вjul. № 21/2016. – 4 s.

Карнаух С. Г. – канд. техн. наук, доцент, зав. кафедры ОПМ ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

E-mail: sergey.karnauh@dgma.donetsk.ua

Статья поступила в редакцию 11.03.2019 г.

УДК 621.983.044

Анищенко А. С.  
Кухарь В. В.  
Присяжный А. Г.

## ВЛИЯНИЕ РАДИУСОВ КРИВИЗНЫ И УТОНЕНИЯ НА НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ОБОЛОЧЕК ПРИ СВЕРХПЛАСТИЧЕСКОЙ ФОРМОВКЕ

В инженерных расчетах силовых параметров сверхпластической формовки (СПФ), как правило, используют уравнение Лапласа [1]:

$$\sigma_m/r_1 + \sigma_\theta/r_2 = p/S, \quad (1)$$

где  $\sigma_1, \sigma_2$  – главные (меридиональное и тангенциальное) напряжения в оболочке при СПФ;  
 $r_1, r_2$  – меридиональный и тангенциальный радиусы кривизны оболочки;  
 $p$  – давление деформирующей среды;  
 $S$  – текущее значение толщины вдоль контура оболочки.

Зачастую при анализе процесса СПФ формуемые участки заготовки с равномерной или наперед заданной толщиной стенки, свободные от контакта с поверхностью штампа, представляют как участки сферообразной поверхности с неравномерной, а иногда и равномерной толщиной стенки [1–4]. Такой подход упрощает определение  $r_1, r_2$  и, следовательно, дальнейшие расчеты напряжений и сил. Однако реальные контуры оболочек отличаются от сферообразных [5–6], что вносит погрешности в расчеты и обуславливает необходимость в их совершенствовании.

Радиусы кривизны свободно формуемых поверхностей оболочек зависят от температуры, степени, скорости деформации и сверхпластических свойства материала заготовок. Главные радиусы кривизны  $r_1, r_2$  определяют из различных формул, аппроксимирующих экспериментальные данные. На наш взгляд, наиболее универсальной формулой, аппроксимирующей контур деформируемой заготовки на всех стадиях СПФ, является суперэллипс Ляме [7–8]:

$$\left(\frac{x}{a}\right)^p + \left(\frac{y}{b}\right)^q = 1, \quad (2)$$

где  $p$  и  $q$  – показатели степени;

$x = r_i/r, y = h_i/r, a = r/r = 1, b = h/r$  ( $r_i, h_i, r, h$  – текущие и максимальные значения соответственно радиуса основания и высоты оболочки).

В зависимости от величин  $p, q, a$  и  $b$  формула (2) описывает в безразмерных координатах весь набор контуров, которые имеют листовые заготовки на различных стадиях СПФ.

С учетом формулы (1) относительные радиусы кривизны  $r_m = r_1/r$  и  $r_\theta = r_2/r$  определяют по формулам [9]:

$$r_m = \frac{[1 + (bp/q)^2 a^{-2p/q} x^{2(p-2)} (a^p - x^p)^{(1-q)/q}]^{3/2}}{-(bp/q) a^{-p/q} x^{p-2} (a^p - x^p)^{(1-2q)/q} [(p-1)(a^p - x^p) + ((q-1)/q) p x^p]}. \quad (3)$$

$$r_\theta = -ba^{-p/q} (a^p - x^p)^{1/q} [1 + (bp/q)^2 a^{-2p/q} x^{2(p-1)} (a^p - x^p)^{(2-2q)/q}]^{1/2}. \quad (4)$$

В работах [9–10] показано, что для СПФ куполов из заготовок переменной толщины (ЗПТ) и с различными сверхпластическими свойствами радиусы кривизны  $r_m, r_\theta$  значительно

отличаются от радиуса сферического сегмента, могут быть бесконечно большими, иметь экстремумы вдоль контура оболочек. Замечена корреляция между изменениями величин  $r_m$ ,  $r_\theta$  и утонением заготовки при СПФ [3–4, 10].

Целью работы является изучение взаимосвязи между главными напряжениями, радиусами кривизны и утонением оболочек при СПФ сферообразных куполов для уточнения расчетов силовых параметров технологического процесса.

Для оценки влияния толщины на напряженное состояние оболочки при СПФ использовали ранее полученные нами экспериментальные данные [11–12], а также данные других авторов [5–6]. Утонение, т. е. относительное распределение толщины  $z = S/S_0$  ( $S_0$  – исходная толщина заготовки) вдоль относительного радиуса основания  $x$  оболочек с относительной высотой  $y = 1$  аппроксимировали уравнениями, представленными в табл. 1.

На основе уравнения (1) и критерия Мизеса в работах [12–13] были получены зависимости, удобные для анализа влияния кривизны контуров оболочек на распределение главных напряжений  $\sigma_m$ ,  $\sigma_\theta$  и их интенсивности  $\sigma_e$ . Для относительных значений радиусов кривизны и толщины (см. табл. 1) оболочек эти уравнения приобретают вид:

$$\sigma_m = pr_\theta / 2z, \quad \sigma_\theta = (2 - r_\theta / r_m) pr_\theta / 2z; \quad (5)$$

$$\sigma_e = (pr_\theta / 2z) \sqrt{[(r_\theta / r_m)^2 - 3(r_\theta / r_m) + 3]}. \quad (6)$$

Если предположить, что: контур оболочки является частью сферы ( $r_\theta / r_m = 1$ ), а утонение оболочки равномерное ( $z = 0,5$ ), формула (6) соответственно упрощается к виду:

$$\sigma_0 = pr_\theta / 2z, \text{ т. е. } \sigma_0 = pr_\theta. \quad (7)$$

На рис. 1, а представлено распределение соотношения главных напряжений  $\sigma_\theta / \sigma_m$  вдоль радиуса основания оболочек. В расчетах не учитывали наличие радиуса сопряжения деформируемой оболочки и фланца, т. е. в интервале  $x = (0,95 - 1,0)r$  расчетные данные являлись недостоверными и на графиках не указаны.

Для сверхпластичного баббита  $Sn-38\%Pb$  с  $m = 0,6$  главные напряжения примерно равны (диапазон погрешности – не более 18 %). С ухудшением сверхпластичных свойств в сплавах расчетные значения  $\sigma_\theta$  превалируют над величинами  $\sigma_m$  из-за существенного роста радиуса кривизны  $r_m$  [9], в особенности для баббита с  $m = 0,25$ .

Таблица 1

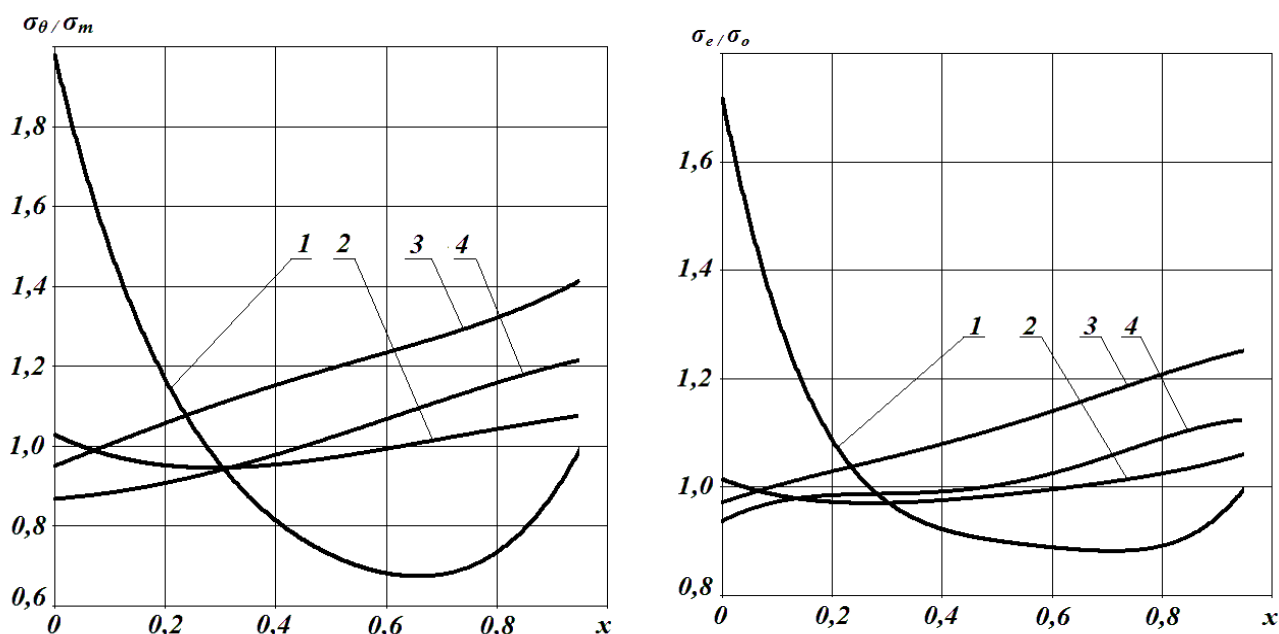
Формулы аппроксимации толщины оболочек при СПФ

Параметры оболочки	Аппроксимирующая функция	Параметры оболочки	Аппроксимирующая функция
сплав АМг6, ЗПТ, $m = 0,38$	$z_1 = -1,94x^4 + 5,03x^3 - 3,31x^2 + 0,38x + 0,25$	сплав $Sn-38\%Pb$ , $m = 0,25$	$z_3 = 0,88x^4 - 0,80x^3 + 0,44x^2 + 0,06x + 0,24$
сплав $Sn-38\%Pb$ , $m = 0,60$	$z_2 = 1,09x^4 - 0,93x^3 + 0,17x^2 + 0,05x + 0,43$	сплав $AlMg5$ $m = 0,42$	$z_4 = 1,25x^4 - 1,82x^3 + 1,16x^2 + 0,00x + 0,23$

В заготовках переменной толщины распределение  $\sigma_\theta / \sigma_m = f(x)$  имеет вид параболы с минимумом в диапазоне  $x = 0,6-0,7$ , т. е. в местах сопряжения центральной и периферийной зон заготовки с различной толщиной.

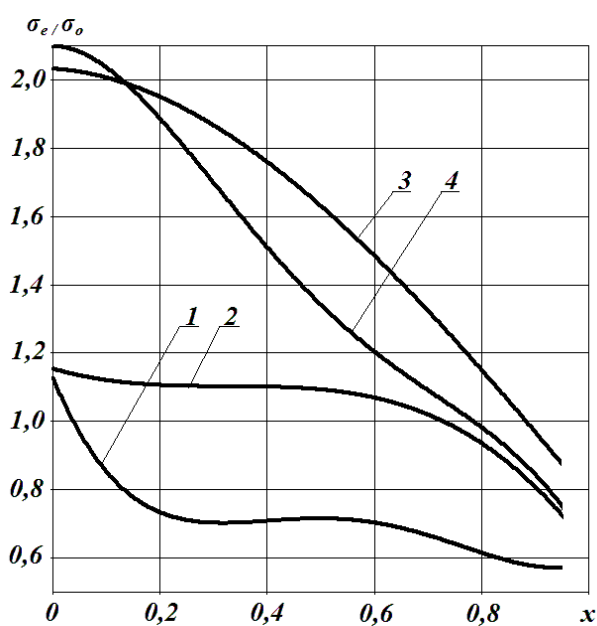


В точках пересечения кривых 1–4 с ординатой  $\sigma_\theta/\sigma_m = 1$  контуры оболочек совпадают с контуром сферы. Для оболочек из баббита с  $m = 0,60$  и заготовок переменной толщины таких точек по две: соответственно  $\sigma_\theta/\sigma_m = 0,09$  и  $0,62$ ,  $0,27$  и  $0,95$ . Оболочки из баббита с  $m = 0,25$  и сплава *AlMg5* имеют ординату  $\sigma_\theta/\sigma_m = 1$  при  $x = 0,09$  и  $0,44$  соответственно.



а

б



в

Рис. 1. Распределение соотношений главных напряжений и интенсивностей напряжений вдоль относительного радиуса основания оболочек из:

1 – заготовки переменной толщины; 2 – сплава *Sn-38 %Pb* с  $m = 0,60$ ; 3 – сплава *Sn-38 %Pb* с  $m = 0,25$ ; 4 – сплава *AlMg5*

Различия в величинах  $\sigma_\theta$  и  $\sigma_m$  вдоль контура оболочек обуславливают значения интенсивности напряжений  $\sigma_e$ , отличающиеся от аналогичных параметров  $\sigma_0$  для сферообразных оболочек (рис. 1, б). При наблюдаемом геометрическом подобии соответствующих графиков

на рис. 1 а–б разброс значений  $\sigma_e/\sigma_0$  для всех оболочек меньше, чем диапазон величин  $\sigma_\theta/\sigma_m$ . С погрешностью не более 10 % можно утверждать, что интенсивность напряжений в оболочках из баббита с  $m = 0,60$  допустимо рассчитывать в предположении сферообразности ее контура и равенства  $\sigma_\theta = \sigma_m$ . Однако для оболочек из баббита с  $m = 0,25$  и сплава *AlMg5* отклонения  $\sigma_\theta/\sigma_m$  и  $\sigma_e/\sigma_0$  более существенны:  $\sigma_\theta/\sigma_m = 0,95–1,41$  и  $0,84–1,22$ ,  $\sigma_e/\sigma_0 = 0,97–1,25$  и  $0,93–1,13$  соответственно. В оболочках из ЗПТ минимумы  $\sigma_e/\sigma_0$  и  $\sigma_\theta/\sigma_m$  достигаются в одних местах контура и составляют 0,88 и 0,66.

В некоторых работах [1, 2] при определении силовых параметров СПФ одновременно допускали сферообразность контура и равномерность утонения оболочек. По нашим расчетам, такие допущения приводят к тому, что даже в оболочках из баббита с высоким уровнем сверхпластичных свойств ( $m = 0,60$ ) отклонение значений  $\sigma_e/\sigma_0$  от единицы достигает  $+0,15 \div -0,26$ , т. е. погрешность достигает 41 % (рис. 1 в). Для оболочек из заготовок переменной толщины диапазон отклонений еще больше:  $+0,14 \div -0,43$  (погрешность – 57 %). В полюсных участках куполов из сплава *AlMg5* и баббита с  $m = 0,25$  значения  $\sigma_e/\sigma_0 > 2$ , а в зонах прижима заготовки  $\sigma_e/\sigma_0 = 0,76; 0,87$ , т. е. погрешность расчетов достигает 130 %.

Таким образом, графики на рис. 1, в показывают неприемлемость для расчетов допущения о равномерности утонения заготовок при СПФ.

## ВЫВОДЫ

Главные напряжения, в особенности тангенциальное напряжение, зависят от главных радиусов кривизны. Интенсивность напряжений, кроме этого, зависит и от утонения оболочек при сверхпластической формовке. Чем выше уровень сверхпластичных свойств материала заготовки, тем в меньшей мере главные напряжения и их интенсивность зависят от разности главных радиусов кривизны. При расчетах силового режима СПФ оболочек неприемлемо допущение о равномерном утонении заготовки при формовке, поскольку погрешность расчетов может достигать 130 %.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Giuliano G. *Superplastic forming of advanced metallic materials* / G. Giuliano. – Oxford : Woodhead Publishing Limited, 2011. – 377 p.
2. Jovane F. *An approximate analysis of the superplastic forming of a thin circular diaphragm* / F. Jovane // *International Journal of Mechanical Science*. – 1968. – V. 10. – P. 405–427.
3. Kim Yong H. *Optimal design of superplastic forming processe* / Yong H. Kim, Jung-Min Lee, S. S. Hong. // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2001. – No 112. – P. 167–173.
4. Dutta A. *Thickness-profiling of initial blank for superplastic forming of uniformly thick domes* / Abhijit Dutta // *Material Science and Engineering*. – 2004. – A 371. – P. 79–81.
5. Lechten J.-P. *Analyses theorique et experimentale du gonflement dans le domaine de superplasticite* / J.-P. Lechten, J.-C. Patrat, B. Baudalet // *Revue de Physique Appliquee*. – 1977. – № 12 (1). – P. 7–14.
6. Vitu L. *Comparaison de trois modeles pour le post-traitment de mesures issues du test de gonflement libre de tubes* / L. Vitu, [etc.] // *22-ieme Congres Francais de Mecanique*. – Lyon, 2015. – P. 67–78.
7. Анищенко А. С. *Аппроксимация контура оболочек при сверхпластической формовке формулой Ляме* / А. С. Анищенко, В. В. Кухарь, Е. А. Мктрчян // *Вестник КРСУ*. – 2017. – Т. 17. – № 1. – С. 3–5.
8. Анищенко А. С. *Аппроксимация формулами Ляме-Гелиса контура оболочек при сверхпластической формовке листовых заготовок* / А. С. Анищенко, В. В. Кухарь, Е. А. Мктрчян // *Вісник ПДТУ : збірник наукових праць*. – 2017. – Вип. 34. – С. 7–17.
9. Анищенко А. С. *Применение формул Ляме для анализа деформированного состояния оболочек при сверхпластической формовке* / А. С. Анищенко, В. В. Кухарь, А. Г. Присяжнний // *Обработка металлов давлением : сб. науч. трудов ДГМА*. – Краматорск, 2017. – № 2 (45). – С. 11–16.
10. Pushkarraj V. D. *Study of superplastic forming process using finite element analysis* / V. D. Pushkarraj. – University of Kentucky, 2003. – 97 p.
11. Смирнов О. М. *Способы уменьшения разнотолщинности при пневмостатической формовке деталей в режиме сверхпластичности* / О. М. Смирнов, В. О. Гук, М. А. Целин, А. С. Анищенко // *Теория и технология обработки металлов давлением : сб. науч. тр. МИСиС*. – М. : МИСиС, 1979. – № 113. – С. 70–75.

12. Анищенко А. С. К вопросу о напряженном состоянии оболочек при свободной сверхпластической формовке / А. С. Анищенко, Д. И. Чашиников // Судостроительная промышленность. Серия : Материаловедение. – Л. : ЦНИИКМ «Прометей», 1989. – Вып. 10. – С. 73–76.

13. Grebenisan G. Parameterized finite element analysis of a superplastic forming process, using Ansys / G. Grebenisan, S. Bogdan // MATEC Web of Conferences. – 2017. – V. 126. – P. 1–6.

#### REFERENCES

1. Giuliano G. Superplastic forming of advanced metallic materials / G. Giuliano. – Oxford : Woodhead Publishing Limited, 2011. – 377 p.

2. Jovane F. An approximate analysis of the superplastic forming of a thin circular diaphragm / F. Jovane // International Journal of Mechanical Science. – 1968. – V. 10. – P. 405–427.

3. Kim Yong H. Optimal design of superplastic forming processes / Yong H. Kim, Jung-Min Lee, S. S. Hong. // Journal of Materials Processing Technology. – 2001. – No 112. – P. 167–173.

4. Dutta A. Thickness-profiling of initial blank for superplastic forming of uniformly thick domes / Abhijit Dutta // Material Science and Engineering. – 2004. – A 371. – P. 79–81.

5. Lechten J.-P. Analyses theorique et experimentale du gonflement dans le domaine de superplasticite /

J.-P. Lechten, J.-C. Patrat, B. Baudalet // Revue de Physique Appliquee. – 1977. – № 12 (1). – R. 7–14.

6. Vitu L. Comparaison de trois modeles pour le post-traitment de mesures issues du test de gonflement libre de tubes / L. Vitu, [etc.] // 22-ieme Congres Francais de Mecanique. – Lyon, 2015. – P. 67–78.

7. Anishhenko A. S. Approksimacija kontura obolochek pri sverhplasticheskoj formovke formuloj Ljame / A. S. Anishhenko, V. V. Kuhar', E. A. Mkrchjan // Vestnik KRSU. – 2017. – T. 17. – № 1. – S. 3–5.

8. Anishhenko A. S. Approksimacija formulami Ljame-Gelisa kontura obolochek pri sverhplasticheskoj formovke listovyh zagotovok / A. S. Anishhenko, V. V. Kuhar', E. A. Mkrchjan // Visnik PDTU : zbirnik naukovih prac'. – 2017. – Vip. 34. – S. 7–17.

9. Anishhenko A. S. Primenenie formul Ljame dlja analiza deformirovannogo sostojanija obolochek pri sverhplasticheskoj formovke / A. S. Anishhenko, V. V. Kuhar', A. G. Prisjazhnyj // Obrabotka metallov davleniem : sb. nauch. trudov DGMA. – Kramatorsk, 2017. – № 2 (45). – S. 11–16.

10. Pushkarraj V. D. Study of superplastic forming process using finite element analysis / V. D. Pushkarraj. – University of Kentucky, 2003. – 97 p.

11. Smirnov O. M. Sposoby umen'shenija raznotolshhinnosti pri pnevmostaticheskoi formovke detalej v rezhime sverhplastichnosti / O. M. Smirnov, V. O. Guk, M. A. Cepin, A. S. Anishhenko // Teorija i tehnologija obrabotki metallov davleniem : sb. nauch. tr. MISiS. – M. : MISiS, 1979. – № 113. – S. 70–75.

12. Anishhenko A. S. K voprosu o naprjazhennom sostojanii obolochek pri svobodnoj sverhplasticheskoj formovke / A. S. Anishhenko, D. I. Chashnikov // Sudostroitel'naja promyshlennost'. Serija : Materialovedenie. – L. : CNIKМ «Prometey», 1989. – Вып. 10. – С. 73–76.

13. Grebenisan G. Parameterized finite element analysis of a superplastic forming process, using Ansys / G. Grebenisan, S. Bogdan // MATEC Web of Conferences. – 2017. – V. 126. – P. 1–6.

Анищенко А. С. – канд. техн. наук, ст. науч. сотруд., доц. каф. ОМД ГВУЗ «ПГТУ»;  
[aas540628@gmail.com](mailto:aas540628@gmail.com);

Кухарь В. В. – д-р техн. наук, проф., зав. каф. ОМД ГВУЗ «ПГТУ»;  
[kvv\\_mariupol@gmail.com](mailto:kvv_mariupol@gmail.com);

Присяжный А. Г. – канд. техн. наук, доц. каф. ОМД ГВУЗ «ПГТУ».  
[agp87514@gmail.com](mailto:agp87514@gmail.com)

ГВУЗ «ПГТУ» – Государственное высшее учебное заведение «Приазовский государственный технический университет», г. Мариуполь.

Статья поступила в редакцию 12.02.2019 г.

УДК 621.983.044

Омаров Ш. А.  
Махмудов К. Д.

## ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ МАГНИТНО-ЭЛАСТОИМПУЛЬСНОЙ ФОРМОВКИ

Основной целью экспериментальных исследований магнитно-эластоимпульсной формовки (МЭИФ) является определение параметров разрядного контура, в частности разрядного тока, напряженности магнитного поля в зазоре между индуктором и подвижным элементом, параметров давления в эластичной среде при деформировании заготовки, а также параметров прогиба заготовки и толщиной деформации. Данные измерения должны выполняться синхронно для того, чтобы осуществить проверку корректности расчетной модели. Кроме этого необходимо оценить параметры кривой деформационного упрочнения материала заготовки и аппроксимировать ее, чтобы можно было задавать их в качестве исходных данных в расчетную модель [1–3].

Трудностью таких экспериментальных исследований является измерение давлений в эластичной среде. Для решения этой задачи предлагается формулирующую матрицу жестко совместить с подвижным элементом, а датчик давления установить с обратного торца эластичного блока.

Результаты экспериментальных исследований позволят оценить корректность расчетной модели. Чтобы правильно выполнить такое сравнение, необходимо оценить погрешности отдельных измерителей, а также осуществить тарировку всех измерительных преобразователей.

В основу данных измерений положены методы измерения давлений, конструкции датчиков давления и их тарировка, методы измерения разрядного тока поясом Роговского, напряженности магнитного поля – индукционными датчиками [4, 8].

Данные пояса Роговского и интегрирующей RC-цепочки представлены в табл. 1.

Таблица 1

Параметры пояса Роговского и интегрирующей RC

№ п/п	Наименование параметров	Обозначение	Ед. измерения	Значение	
1	Параметры пояса Роговского	Число витков	$n_k$	1486	
		Индуктивность	L	мкГ	643,5
		Сопротивление катушки	$R_p$	Ом	23,2
		Чувствительность пояса	$K_r$	мкГ	0,432
2	Параметры RC-цепочки	Сопротивление	R	кОм	13,0216
		Емкость	C	мкФ	0,251
			$\tau_n$	мс	3,25
		Сопротивление входа осциллографа	$R_{осц}$	МОм	0,5

Характеристики индукционного датчика представлены в табл. 2.

Таблица 2

Характеристики индукционного датчика

L, мм	h, мм	N	U, мВ	I, А	$K_h$
11,6	0,60	20	2,8	10	$1,2 \cdot 10$

Методика экспериментальной оценки магнитного поля индуктора при формовке построена на основе обработки измерений напряженности магнитного поля вдоль радиального направления спирали при помощи индукционного датчика и расчета коэффициента эффективности.

Предложена система безразмерных параметров, влияющих на коэффициент эффективности. На основе обработки экспериментальных данных получена эмпирическая зависимость коэффициента эффективности от безразмерных параметров. Данная зависимость может быть использована в практике расчетов технологического устройства и технологий МЭИФ.

В условиях мелкосерийного производства деталей из тонколистовых материалов экономически эффективны технологии формовки, использующие один жесткий рабочий инструмент. Роль второго инструмента обычно выполняет эластичная среда, в качестве которой зачастую используют полиуретаны. К такой технологии относится магнитно-эластоимпульсная формовка (МЭИФ) [5–8].

Схема установки МЭИФ показана на рис. 1. При электрическом разряде конденсаторной батареи магнитно-импульсной установки (МИУ) на плоский спиральный индуктор 1 в зазоре между спиралью индуктора и подвижным элементом 2, выполненным из материала с высокой электропроводностью, возникает сильное импульсное магнитное поле. При перемещении подвижного элемента под действием электромагнитного усилия в замкнутом контейнере 5 с эластичной средой 4 возникает импульсное давление, которое воздействует на объект нагружения 3 (заготовка с инструментом).

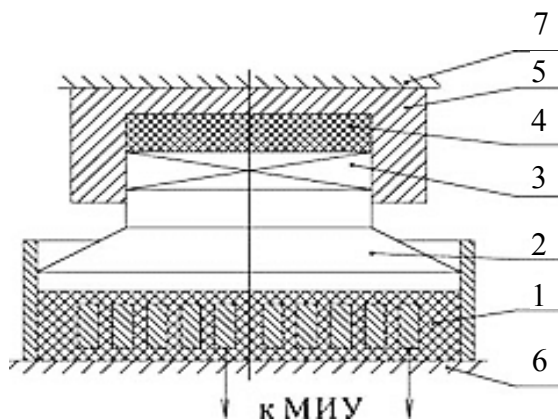


Рис. 1. Схема магнитно-эластоимпульсной формовки:

1 – плоский индуктор; 2 – подвижный элемент; 3 – объект нагружения; 4 – эластичная среда; 5 – контейнер; 6, 7 – механический прижим

Одной из наиболее важных задач при проектировании технологических устройств МЭИФ является повышение эффективности преобразования энергии. В значительной степени это определяется эффективностью системы «индуктор – подвижный элемент». Преобразование импульсного давления самим подвижным элементом – механическим концентратором – можно оценить относительно просто.

Поэтому цель нашей работы – экспериментальная оценка эффективности системы «индуктор – подвижный элемент». Экспериментальные данные необходимы также для оценки корректности расчетной модели при математическом моделировании.

Электромагнитное давление может быть определено по величине напряженности магнитного поля в конкретной точке зазора между спиралью индуктора и подвижным элементом, где помещается датчик. Для измерения напряженности магнитного поля могут применяться датчики, основанные, например, на эффектах Холла, Фарадея, Зеемана, изменения удельного сопротивления и др. Однако с точки зрения удовлетворения габаритных требований, простоты конструкции и применения, точности измерения в условиях МЭИФ наиболее целесообразно использовать индукционный датчик (рис. 2–4), представляющий собой катушку связи, в которой наводится напряжение, если поместить ее в изменяющийся во времени магнитный поток.

Типичный индукционный датчик для измерения сильных импульсных магнитных полей в условиях МЭИФ представляет собой катушку из 15–25 витков медной изолированной проволоки толщиной не более 0,05 мм, намотанных на каркас из лавсанового диэлектрика.

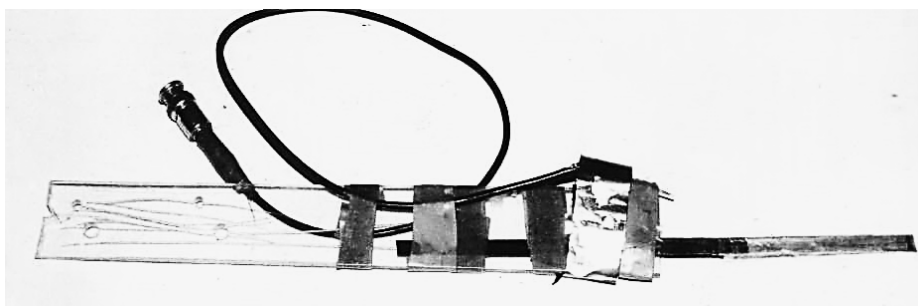


Рис. 2. Внешний вид индукционного датчика с интегрирующей RC-цепочкой

Величина изоляционного зазора между индуктором и подвижным элементом до момента нагружения обычно не превышает 0,5–1,0 мм. Поэтому толщина датчика должна быть менее 0,5 мм. Размеры катушки вдоль силовых линий магнитного поля также должны быть достаточно малыми, чтобы усреднение вдоль этого направления не приводило к значительной погрешности измерения. Длина катушки задается в пределах 1–2 мм, а ширина 5–10 мм. Для уменьшения паразитной индуктивности подводов провода перекручиваются и подсоединяются к коаксиальному кабелю, а для стабилизации параметров катушка и подводы пропитываются клеем.

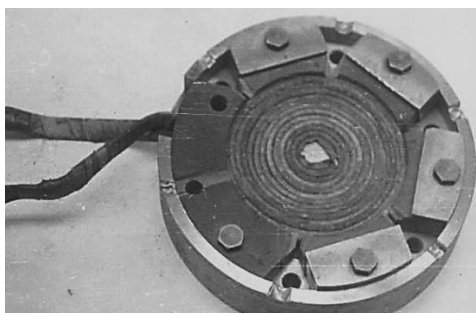


Рис. 3. Внешний вид плоского спирального индуктора

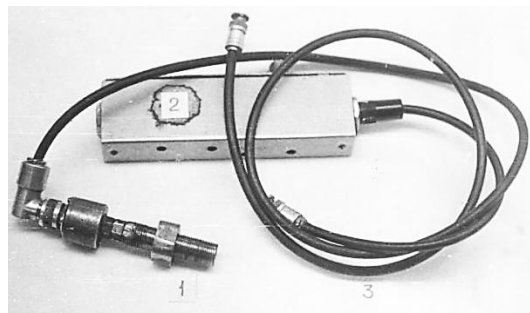


Рис. 4. Внешний вид пьезоэлектрического датчика с акустическим стержнем

Для индукторных систем, используемых для МЭИФ, характерно незначительное искривление силовых линий магнитного поля. Поэтому объемное электромагнитное усилие может быть заменено электромагнитным давлением. При разряде конденсаторной батареи на спираль индуктора в зазоре между спиралью и подвижным элементом из электропроводного материала возникает импульсное магнитное поле с напряженностью  $H$ , наводящее вихревые токи в поверхностном слое материала подвижного элемента, что приводит к силовому воздействию на него. Для подвижного элемента, толщина которого значительно превышает скин – слой магнитного потока, просачивание поля практически отсутствует.

Для получения на осциллографе сигнала, пропорционального напряженности магнитного поля на выход катушки перед осциллографом можно поставить RC-интегратор. Если постоянная времени интегрирования  $T = RC$  намного превышает длительность сигнала, а входное сопротивление осциллографа намного больше сопротивления интегратора, тогда напряженность поля может быть определена по величине напряжения  $U(t)$  сигнала на осциллографе.

Схема измерений представлена на рис. 5. При разряде конденсаторной батареи  $C$  магнитно-импульсной установки  $4$  по спирали индуктора  $1$  протекает импульсный ток, а в изоляционном зазоре  $2$  между спиралью индуктора и подвижным элементом  $3$  возникает магнитное поле. Напряженность магнитного поля измеряется индукционным датчиком  $6$  с интегрирующей RC-цепочкой  $7$ . Измерение разрядного тока осуществлялось поясом Роговского  $8$  с интегрирующей RC-цепочкой  $9$ . Запуск развертки осциллографа  $10$  осуществлялся вспомогательным поясом Роговского  $5$ . В изоляционной прокладке  $2$  был выполнен паз для размещения индукционного датчика  $6$ .

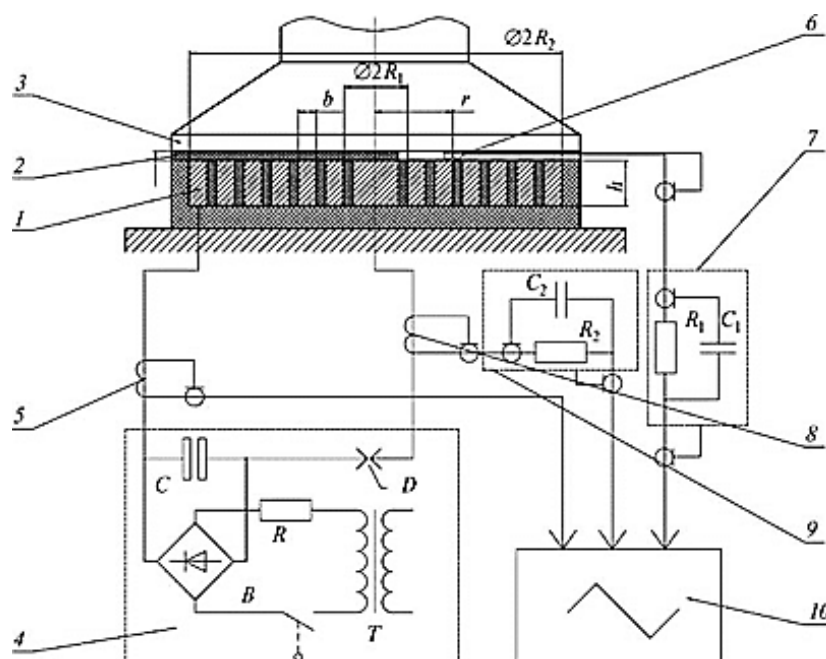


Рис. 5. Схема измерений напряженности магнитного поля:

1 – плоский спиральный индуктор; 2 – изоляционная прокладка; 3 – металлический подвижный элемент; 4 – магнитно-импульсная установка; 5 – пояс Роговского; запускаящая развертку осциллографа; 6 – индукционный датчик; 7 – интегрирующая цепочка; 8 – пояс Роговского для измерения разрядного тока; 9 – интегрирующая цепочка; 10 – осциллограф

Измерения проводились для индуктора из медной шины шириной  $b = 3$  мм, высотой  $h = 14$  мм, с числом витков  $n = 13$ . Внешний и внутренний радиусы спирали:  $R_2 = 65$  мм,  $R_1 = 15$  мм. Толщина изоляционной прокладки была  $A = 1,75$  мм. С учетом изоляции спирали индуктора общий изоляционный зазор составлял примерно 2 мм. Подвижный элемент 3 был сделан из алюминия.

Средняя погрешность аппроксимации опытных данных составила около 13 %. Данная зависимость может быть использована в практике расчетов технологического устройства и технологий МЭИФ. В компьютерной модели вместе с расчетом параметров разрядного тока данная зависимость позволит скорректировать давление магнитного поля идеального индуктора за счет «просачивания» поля в межвитковые зазоры и за счет движения подвижного элемента.

Разработана методика экспериментальной оценки давления магнитного поля плоского спирального индуктора в системе с подвижным элементом из хорошо проводящего материала. Экспериментальная методика построена на обработке измерений напряженности магнитного поля вдоль радиального направления спирали индукционным датчиком. Предложена система безразмерных параметров, определяющих напряженность магнитного поля. Данные параметры отражают геометрию спирали индуктора, величину изоляционного зазора между индуктором и подвижным элементом, частоту разрядного ток [7].

## ВЫВОДЫ

Предлагается измерительный стенд для комплексной проверки расчетной модели по параметрам разрядного тока, электромагнитного давления на подвижный элемент и параметры давления в эластичной среде при деформировании заготовки в процессах МЭИФ. При этом сделана тарировка всех измерительных преобразователей.

Сопоставление математической модели по параметрам разрядного тока, среднего электромагнитного давления и давления в эластичной среде с результатами экспериментальных измерений показало, что значения погрешности прогнозирования данных параметров находятся в пределах значений точности задания параметров кривой деформационного упрочнения материала и динамического модуля объемного сжатия эластичной среды (полиуретана).

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вагин В. А. Методы исследования высокоскоростного деформирования металлов / В. А. Вагин, Г. А. Здор, В. С. Мамутов. – Минск : Наука и техника, 1990. – 207 с.
2. Мамутов В. С. Теория обработки металлов давлением. Компьютерное моделирование процессов листовой штамповки : учебное пособие / В. С. Мамутов, А. В. Мамутов. – СПб. : Издательство Политехнического университета, 2006. – 189 с.
3. Мамутов А. В. Технологии обработки материалов импульсным давлением : учеб. пособ. – СПб. : Издательство Политехнического университета, 2008. – 40 с.
4. Омаров Ш. А. Совершенствование предельного формоизменения при обработке материалов давлением / Ш. А. Омаров / Проблемы механики и управления : Материалы Международной конференции (16–22 сентября 2018 г. Махачкала). – М. : Издательство Московского университета. 2018. – 452 с., ил. – С. 306–310.
5. Омаров Ш. А. Перспективные способы обработки материалов / Ш. А. Омаров // Актуальные проблемы обработки резанием современных материалов : мат. конф. гл. спец. маш. предпр. РД, препод. и аспиран. фил. ДГТУ. – Махачкала : ДГТУ, 2017. – С. 53–57.
6. Омаров Ш. А. Интенсификация формообразующих операций / Ш. А. Омаров // Достижения и проблемы развития технологии и машин обработки давлением : сб. науч. трудов XXI международной научно-технической конференции, (23–26 апреля 2018 г.). – Украина, г. Краматорск : ДГМА, 2018. – С. 93–99.
7. Омаров Ш. А. Разработка технологических процессов магнитно-эластоимпульсной формовки листовых материалов на основе математического моделирования энергосиловых и деформационных параметров : автореф. дис. канд. техн. наук / Ш. А. Омаров. – Санкт-Петербург : СПбГТУ, 1995. – 19 с.
8. Расчет взаимодействия сильных импульсных пульсирующих магнитных полей с металлами / П. В. Верецагин, Г. Н. Здор, В. С. Мамутов, Ш. А. Омаров. – Санкт-Петербург : СПбГТУ, 1992 г. – 15 с. – Деп. в ВНИИТЭМР, № 45 – мш. 92.

## REFERENCES

1. Vagin V. A. Metody issledovanija vysokoskorostnogo deformirovanija metallov / V. A. Vagin, G. A. Zdor, V. S. Mamutov. – Minsk : Nauka i tehnika, 1990. – 207 s.
2. Mamutov V. S. Teorija obrabotki metallov davleniem. Komp'juternoe modelirovanie processov li-stovoj shtampovki : uchebnoe posobie / V. S. Mamutov, A. V. Mamutov. – SPb. : Izdatel'stvo Politehnicheskogo universiteta, 2006. – 189 s.
3. Mamutov A. V. Tehnologii obrabotki materialov impul'snym davleniem : ucheb. posob. – SPb. : Izdatel'stvo Politehnicheskogo universiteta, 2008. – 40 s.
4. Omarov Sh. A. Sovershenstvovanie predel'nogo formoizmenenija pri obrabotke materialov davleniem / Sh. A. Omarov / Problemy mehaniki i upravlenija : Materialy Mezhdunarodnoj konferencii (16–22 sentjabrja 2018 g. Mahachkala). – M. : Izdatel'stvo Moskovskogo universiteta. 2018. – 452 s., il. – S. 306–310.
5. Omarov Sh. A. Perspektivnye sposoby obrabotki materialov / Sh. A. Omarov // Aktual'nye problemy obrabotki rezaniem sovremennyh materialov : mat. konf. gl. spec. mash. predpr. RD, prepod. i aspiran. fil. DGTU. – Mahachkala : DGTU, 2017. – S. 53–57.
6. Omarov Sh. A. Intensifikacija formoobrazujushhijh operacij / Sh. A. Omarov // Dostizhenija i problemy razvitija tehnologii i mashin obrabotki davleniem : sb. nauch. trudov HHI mezhdunarodnoj nauchno- tehnicheskoi konferencii, (23–26 aprelja 2018 g.). – Ukraina, g. Kramatorsk : DGMA, 2018. – S. 93–99.
7. Omarov Sh. A. Razrabotka tehnologicheskijh processov magnitno-jelastoimpul'snoj formovki li-stovyh materialov na osnove matematicheskogo modelirovanija jenergosilovyh i deformacionnyh paramet-rov : avtoref. dis. kand. tehn. nauk / Sh. A. Omarov. – Sankt-Peterburg : SPbGTU, 1995. – 19 s.
8. Raschet vzaimodejstvija sil'nyh impul'snyh pul'sirujushhijh magnitnyh polej s metallami / P. V. Vereshhagin, G. N. Zdor, V. S. Mamutov, Sh. A. Omarov. – Sankt-Peterburg : SPbGTU, 1992 g. – 15 s. – Dep. v VNIITJeMR, № 45 – msh. 92.

Омаров Ш. А. – канд. техн. наук, доц. ДГТУ;

Махмудов К. Д. – канд. техн. наук, проф. ДГТУ.

ДГТУ – Дагестанский государственный технический университет, г. Махачкала, Республика Дагестан, РФ.

E-mail: [keger1963@mail.ru](mailto:keger1963@mail.ru).

Статья поступила в редакцию 11.03.2019 г.



УДК 621.774.72.002

Шевцов С. О.

## АНАЛІЗ ВПЛИВУ ВИБОРУ ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМУ ПРОЦЕСУ РОТАЦІЙНОГО ОБКОЧУВАННЯ ІНСТРУМЕНТОМ ТЕРТЯ НА ГЕРМЕТИЧНІСТЬ ДНИЩ БАЛОНІВ

В сучасних економічних умовах українського машинобудування важливим завданням є підвищення конкурентоспроможності продукції за рахунок зниження собівартості та підвищення якості виробленої металопродукції. Значне місце серед промислових виробів займає продукція, що має днище (газові балони, корпуси вогнегасників та ін.). Балони виготовлені з декількох частин (пустотілий корпус, днище та горловина), які зварюються, не гарантують високу надійність з'єднання металу днища й корпусу балону, а також вимагають значної кількості різноманітних виробничих операцій та обладнання. До того ж за цих умов під дією високого тиску можливий обрив днища балону. Існує спосіб виробництва пустотілих виробів (балонів), які мають форму, близьку до геометрії деталей, гарячим ротаційним обтисканням [1]. Обмеженням методу є складність виготовлення труб з високою чистотою поверхні, що пояснюється зсувом оправки при деформуванні відносно осі заготовки. У результаті утворюється різнотовщинність виробів і збільшуються відходи, які пов'язані з механічним обробленням.

Також має місце при виробництві балонів технологія виготовлення складнопрофільованих пустотілих виробів, при якій частину заготовки нагрівають і деформують у штампі [2]. Поєднання торцевого та радіального деформування забезпечує плин металу в центральних частинах заготовки. Після висаджування ступінчастого профілю вісь виробу формується з використанням оправки [3].

На основі методу скінченних елементів (МСЕ) О. М. Пасько зі співавторами провів моделювання процесу ротаційного деформування пустотілої циліндричної заготовки. Результати дослідження дозволили встановити, що покрокове деформування призводить до значної неоднорідності параметрів НДС по довжині виробу. Також проводилися дослідження процесу багатоперехідного ротаційного деформування [4]. Ротаційне деформування пустотілих заготовок призводить до збільшення товщини стінки заготовки. Встановлено, що основний вплив на потовщення стінки чинить ступінь обтискання.

У роботі Qi Zhang [5] встановлено, що деформування труби сприяє інтенсивному закриттю отвору й мінімальному подовженню пустотілої заготовки. Однак у дослідженні не встановлено форму деформувального інструменту, яка буде сприяти інтенсифікації подовження заготовки.

Z. G. Wang на основі досліджень процесів обтискання труб на радіально-кувальних машинах встановив, що процес сприяє підвищенню механічних властивостей металу [6]. Встановлено вплив ступеня деформування на технологічні параметри обтискання. Відмічено, що подальші дослідження слід спрямувати на встановлення впливу схеми НДС на утворення внутрішньої структури металу, яка впливає на неоднорідність механічних властивостей.

Оцінками критеріїв руйнування при обтисканні труб займався С. Linardon зі співавторами [7]. Вони досліджували процес обтискання різним деформувальним інструментом. У результаті встановлено закономірності зміни тиску деформування в залежності від фактора тертя.

В. В. Сергеев та співавтори розробили метод виробництва днищ балонів, який полягає в обкочуванні поворотним інструментом нагрітих трубних заготовок. Згідно з цим методом початкова кутова швидкість обертання інструмента становить  $(9...11) \cdot 10^{-3}$  рад/об., після чого кутова швидкість збільшується до  $(17...19) \cdot 10^{-3}$  рад/об [8]. У роботі не наведено рекомендації щодо вибору ефективної подачі заготовки в інструмент, що є важливим параметром процесу.

Задача з удосконалення способу виготовлення балонів високого тиску була вирішена Я. І. Літвінським та співавторами шляхом зміни нагрівання кінцевих ділянок заготовок перед обкочуванням [9]. Нагрівання кінцевих ділянок заготовки перед обкочуванням здійснюється так, щоб їх температура послідовно зменшувалася від торця заготовки по її довжині. Але розробниками способу не наведено результати досліджень впливу температурного градієнта на заварювання отвору труби.

У дрібносерійному виробництві порожнисті деталі виготовляють ротаційним давильним обробленням, отримуючи вироби з листової заготовки. Ротаційним витягуванням отримують порожнисті вироби з заданим розподілом товщини стінки. При масовому виробництві балонів використовують обкочування: роликками в обоймі, профільними роликками з поворотом, валками, що рухаються одночасно в радіальному і осьовому напрямках; роликками, які переміщуються за певною програмою, двома роликками тощо. Виробники устаткування для обкочування випускають універсальні машини обкочування вертикального, горизонтального типів, а також спеціального виконання з різними робочими інструментами. Проте при обкочуванні валками й роликками існують і певні технологічні обмеження. До них відноситься неможливість отримання плоских днищ. Крім того, з'являється істотна різниця окружних швидкостей ролика і заготовки в різних точках контактної поверхні. Останній чинник призводить до прискореного зношення робочої поверхні ролика. В описаному процесі необхідно враховувати, що при переході на інші типорозміри виготовлюваних балонів є істотна складність переналаштування машин обкочування.

Кожен з розглянутих способів виготовлення має як свої переваги, так і недоліки. Одним із перспективних методів виготовлення балонів підвищеної міцності та герметичності є спосіб використання операції обкочування заготовки з сталеної труби інструментом тертя (ІТ), до того ж це можуть бути і шовні труби. Особливості переваг цього способу, з точки зору зниження собівартості, досягається при виготовленні однотипних балонів партіями від 3-х тисяч, це пояснюється необхідністю виготовлення ІТ [10]. Ця технологія проста в реалізації та добре піддається автоматизації. Варто також зазначити, що процес виготовлення балонів на основі ротаційного обкочування ІТ не потребує значних капіталовкладень для створення серійного виробництва в порівнянні з іншими способами. В сучасних економічних умовах важливим є економія енергоресурсів за рахунок нагрівання заготовки в результаті тертя між заготовкою та ІТ.

Даний спосіб виготовлення балонів має цілу низку переваг перед іншими в серійному виробництві, але при цьому при порушенні певних технологічних схем [10] виникає серйозний дефект, в частині виробів відсутнє повне заварювання стінки днища внаслідок недостатньої температури та низьким рівнем стискаючих напружень у осьовій зоні днища. Окрім того для тонкостінних заготовок існує ризик перепалення заготовки за рахунок підвищення температури внаслідок тертя заготовки та ІТ. Тому такі способи виготовлення вимагають удосконалення процесу обкочування ІТ на основі дослідження факторів, що впливають на якість продукції.

На сьогоднішній день теоретичні й практичні розробки та дослідження в цьому способі виготовлення відображають регулювання процесу обкочування за окремими напрямками впливу: сил тертя, попереднього нагрівання заготовки, обертів заготовки, подачі заготовки, формоутворення і виготовлення ІТ та інші [11–15]. Частина розробок отримана теоретичним шляхом, але більшість експериментально.

Мета роботи – встановити вплив температурного режиму обкочування на процес для підвищення якості днищ балонів та ємностей з трубчастих та різновисотних трубчастих заготовок.

Об'єкт досліджень: процес виготовлення днищ балонів підвищеної міцності та герметичності ротаційним обкочуванням інструментом тертя.

Процес обкочування ІТ проводиться наступним чином: трубчата заготовка закріплюється в патроні токарного верстату, та проводиться локальний нагрів кінця заготовки до температури деформації (рис. 1). На наступному етапі заготовці надають обертання довкола своєї осі, одночасно з цим на заготовку створюється локальний тиск за рахунок руху ІТ перпендикулярно до осі заготовки. Деформація відбувається в результаті сил тертя та ковзання між трубчатою заготовкою та ІТ. При цьому відділяється теплова енергія, що приводить підвищення температури заготовки до ковальської.

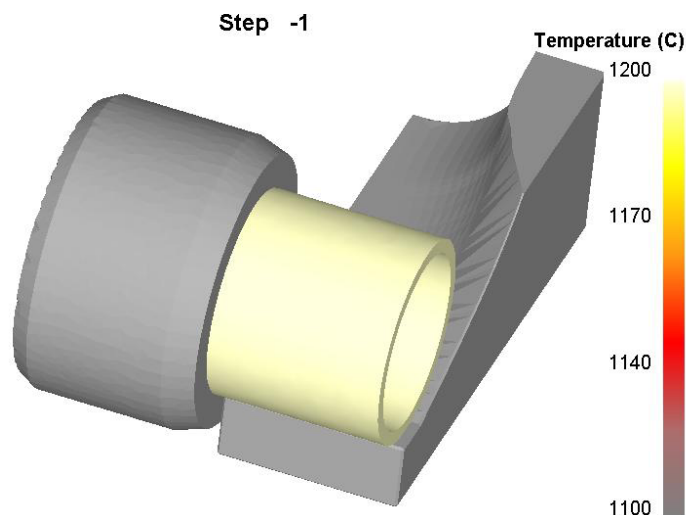


Рис. 1. Скінченно-елементна модель процесу тангенціального обкочування ІТ трубних заготовок на початковому етапі

Тиск, що створює ІТ на завершальному етапі, призводить до заварювання отвору в осьовій зоні днища балону ковальським способом зварювання (рис. 2). Остаточної форми днище набуває саме на кінці процесу обкочування ІТ.

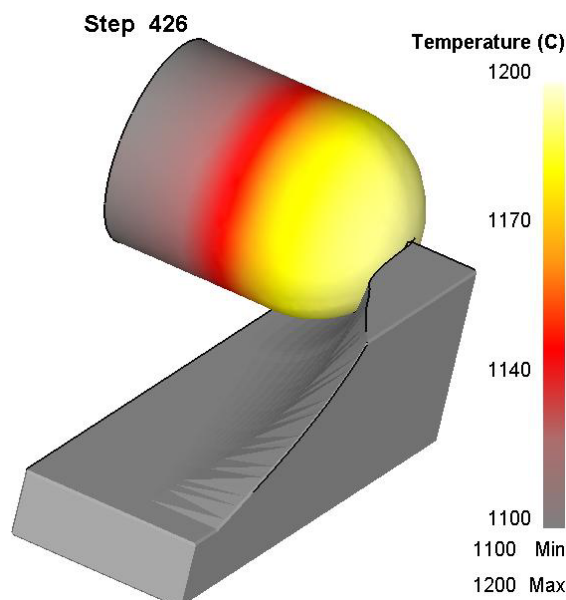


Рис. 2. Скінченно-елементна модель процесу тангенціального обкочування ІТ на завершальному етапі

Встановлення оптимальних умов температурного режиму згідно з схемою, представленою на рис. 3, проводилось на основі рівняння теплопровідності та методів розв'язку рівнянь математичної фізики [9]. В результаті були отримані залежності для визначення оптимальних вхідних параметрів процесу.

Так, наприклад, залежність  $t = \frac{\mu p \omega b}{3\alpha} - \left( \frac{\mu p \omega b}{3\alpha} - t_i \right) \exp\left(-\frac{\alpha\tau}{c\rho h_0}\right)$  [9] дає змогу визна-

чити температуру заготовки за рахунок тертя між заготовкою та ІТ. Основними параметрами впливу на цей час будуть: початкова температура заготовки  $t_n$ , кутова швидкість  $\omega$  обертання заготовки, час  $\tau$  обкочування. В результаті можна отримати граничну температуру процесу деформації в вигляді  $t_{zp} = \frac{\mu p \omega b}{3\alpha}$ . Розрахунок за цією формулою дає для вуглецевих сталей граничну температуру близьку 1200 °С, що підтверджується іншими джерелами. Надалі всі розрахунки та аналіз проводяться в безрозмірному вигляді. Таким чином рекомендація стосовно температури деформації в чисельних методах буде розглядатися в межах від  $0,6T_{zom}$  до  $0,8T_{zom}$ , гомологічна температура  $T_{zom}$ , в нашому випадку, – це відношення поточної температури заготовки до температури плавлення матеріалу заготовки.

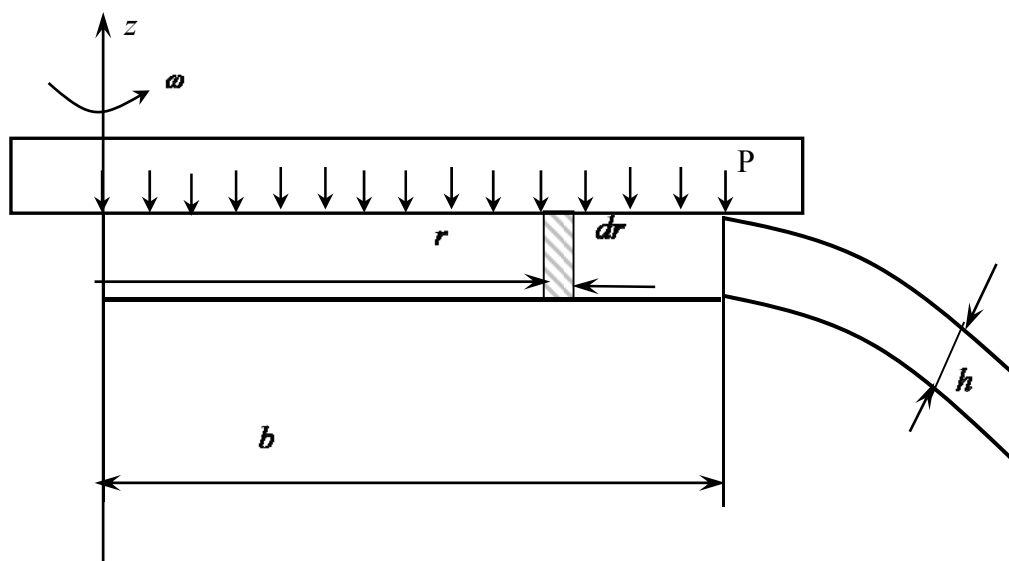


Рис. 3. Схема до розрахунку теплового режиму зони пластичного формозмінення днища

Теоретичні дослідження напружено-деформованого стану (НДС) обкочування ІТ заготовки проводились на основі теорії оболонок та методу верхньої оцінки [1]. Аналіз НДС заготовки дозволив розбити дослідження за трьома типами заготовок відносної товщини стінок: менше ніж  $D/h = 10$  – товстостінна, близько  $D/h = 15$  середньостінна, більше ніж  $D/h = 20$  – тонкостінна. Тут  $D$  – діаметр трубчастої заготовки,  $s$  – товщина заготовки. Також були отримані рекомендації відносно подачі заготовки до ІТ, котра становить  $l/D = 0,8 \dots 1,0$  – це відношення довжини (вильоту) заготовки відносно ІТ до діаметру заготовки [9].

Тепловий стан трубчатих заготовок в процесі обкочування ІТ було встановлено за допомогою МСЕ. За результатами цього дослідження було встановлено температуру днища на час закінчення процесу обкочування. Ця температура буде відповідати температурі, при котрій відбувається зварювання стінок заготовки в осьовій зоні (рис. 4). Дослідження процесу проводилося при різних початкових гомологічних температурах ( $T_{zom}$ ), діапазон температур складав  $0,6 \dots 0,8$ . Різновтовщинність стінок заготовки ( $D/s$ ) варіювалася у діапазоні  $10 \dots 20$ . Відносна подача заготовки в ІТ розглядалася сталою ( $l/D = 0,9$ ).

Аналіз результатів розподілу температур за поздовжнім перерізом дозволив встановити, що температура розподіляється нерівномірно за перерізом заготовки (див. рис. 4). Максимальна температура заготовки досягається та локалізується в осьовій зоні днища, це пояснюється тривалістю контакту заготовки з ІТ. Мінімальну температуру має заготовка у місці її фіксації патроном верстата. Відповідний розподіл температур пояснюється максимальним

розігріванням днища труби та інтенсивним охолодженням заготовки з боку захоплювача верстата. За перерізом пустотілої заготовки при тангенціальному обкочуванні ІТ градієнт температур не виходить за межі температурного інтервалу гарячого оброблення тиском для співвідношень розмірів модельованої заготовки, але разом з тим існують певні відмінності розподілу температур для заготовок з різною товщиною стінки. Було встановлено, що в процесі обкочування, з початковим нагріванням заготовок з різною товщиною стінки до температур від 900 °С до 1200 °С, не відбувається охолодження заготовки, тобто розподіл температур дозволяє стверджувати, що підігрівати трубну заготовку не потрібно в процесі обкочування ІТ. Окрім того, це дозволило встановити початкову температуру заготовки для процесу ротаційного обкочування ІТ, а саме ця температура повинна бути в межах 1150 ... 1200 °С ( $T_{zom} = 0,8$ ). Величина цієї температури достатня для необхідної пластичності металу, мінімізації сили обкочування, досягнення ефекту заварювання стінок в осьовій зоні.

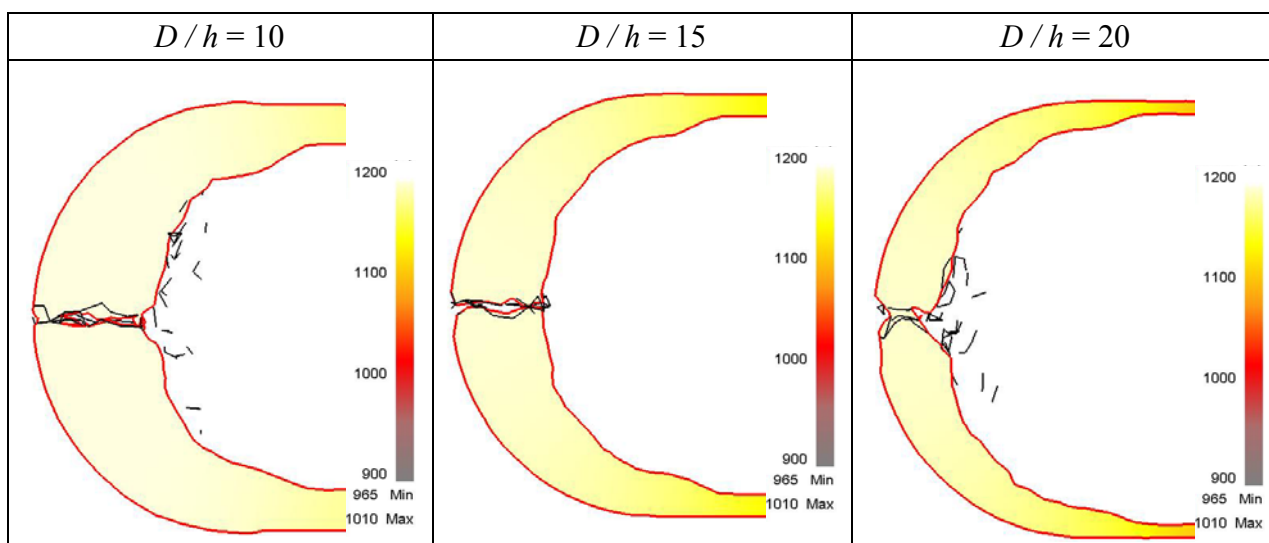


Рис. 4. Розподіл температур у заготовках з початковою температурою  $T_{zom} = 0,8$  та різною відносною товщиною стінки

При дослідженні МСЕ температурного режиму обкочки заготовки було досліджено 9 різних схем обкочування, котрі розрізняються за варіацією двох параметрів процесу: початкова температура та відносна товщина стінки заготовки.

За результати температурних досліджень МСЕ в залежності від відносної товщини стінок можна зробити певні висновки. Картина розподілу температур в заготовках з відносною товщиною стінки  $D/h = 10$  має наступну особливість: на внутрішній поверхні днища температура нижча, ніж на зовнішній, цей перепад температур збільшується при зниженні початкової температури нагрівання заготовки. Для тонкостінних заготовок ( $D/h = 20$ ) існує небезпека утворення перегрівання та перепалення металу. Для варіації температури в схемах досліджень характерним є наступне: температура заготовки стрімко під час обкочування зростає за досить короткий час від  $T_{zom} = 0,6$  до  $T_{zom} = 0,75$ . В подальшому швидкість зростання температури зменшується та поступово стабілізується до встановленої. Що ще раз підтверджує експонентний закон зростання температури заготовки.

Окрім цього для забезпечення якості виробу, виникає питання про дослідження процесу за іншими параметрами: виліт заготовки, подача інструменту, швидкість обертання заготовки, оскільки досягнення ковальської температури не гарантує закриття та заварювання отвору в осьовій зоні днища, в особливості для тонкостінних заготовок. Таким чином дослідження МСК температурного режиму процесу обкочування в подальшому повинно окремо поводитись в залежності від відносної заготовки стінок заготовки.

## ВИСНОВКИ

Проведені дослідження дозволяють встановити, що до початку процесу обкочування оптимальною температурою нагрівання заготовки є температура приблизно рівна  $T_{\text{гом}} = 0,8$ . Підігрівання в процесі обкочування заготовки не потребують. На кінець процесу обкочування заготовки інструментом тертя температура є достатньою для зварювання стінок заготовки в осьовій зоні, але досягнення необхідної температури не гарантує герметичності днища. Для тонкостінних заготовок для запобігання ефектів переплавлення та перегрівання можливе підстижування заготовки або водою, або проведення процесу обкочування в декілька етапів, що потребує додаткових досліджень. Для товстостінних заготовок рекомендується нагрівання проводити максимально близьким до температури  $T_{\text{гом}} = 0,8$ . Слід також зазначити про доцільність проведення досліджень впливу інших факторів процесу обкочування на якість виготовлення днища. Можна припустити, що ці чинники повинні створити додаткове напруження в осьовій зоні.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

1. Ростовщиков В. А. *Технология и оборудование для формообразования полых длинномерных поковок горячим радиальным обжатием* / В. А. Ростовщиков // *Кузнечно-штамповочное производство*. – 1987. – № 6. – С. 10–13.
2. Sizek H. W. *Radial Forging* / H. W. Sizek // *Metalworking : Bulk Forming*. – 2005. – С. 172–178.
3. Марков О. Е. *Разработка нового способа клвки днищ* / О. Е. Марков, В. Ю. Станков, А. О. Шарун, С. В. Ковалевский, М. С. Косилов // *Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов*. – Краматорск, 2017. – № 2 (45). – С. 63–66.
4. Пасько А. Н. *Моделирование многопереходного процесса ротационной ковки* / А. Н. Пасько, О. А. Ткач // *Известия ТулГУ. Технические науки. Технологии и оборудование для обработки металлов давлением*. – 2010. – № 3. – С. 69–73.
5. *Rotary swaging forming process of tube workpieces* / Qi Zhang, Kaiqiang Jin, Dong mi, Pengju Ma, Jie Tian // *11th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2014, 19-24 October 2014*. – Nagoya Congress Center, Nagoya, Japan. – *Procedia Engineering*. – 2014. – 81. – P. 2336–2341.
6. Wang Z. G. *The theory analysis and numerical simulation for the radial forging process of gun barrel* / Wang Z. G. // *Nanjing University of Science and Technology*. – 2011. – P. 28–30.
7. *A conical mandrel tube drawing test designed to assess failure criteria* / C. Linardon, D. Favier, G. Chagnon, B. Gruez // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2014. – 214. – P. 347–357.
8. Пат. 39240 Україна, МПК В21D22/16, В21D22/22, В21D51/24. *Спосіб виготовлення газових балонів високого тиску* / Сергєєв В. В., Іванов А. І., Літвінський Я. І., Янковський В. М., Юр'єв М. П., Мельник В. Г., Карп І. М., П'ятничко О. І. ; власники Державний науково-дослідний та конструкторсько-технологічний інститут трубної промисловості «ДТІ», Відкрите акціонерне товариство «Бердичівський машинобудівний завод "Прогрес"». – № 2000063308 ; заявл. 06.06.2000 ; опубл. 15.06.2001, Бюл. № 5. – 4 с.
9. Пат. 8581 Україна, МПК В21D51/16. *Спосіб виготовлення корпусів балонів високого тиску* / Сергєєв В. В., Мельник В. Г., Жарко В. П., Літвінський Я. І., Юр'єв М. П., Іванов А. І., Соломадіна Є. А., Янковський В. М. ; опубл. 15.08.2005. – 2 с.
10. Шевцов С. О. *Удосконалення технології виробництва днищ балонів на основі обкочування інструментом тертя з підсадкою: монографія* / С. О. Шевцов, О. Є. Марков, О. М. Кулік. – Краматорськ : ДДМА, 2018. – 128 с. – ISBN 978-966-379-836-3.
11. Пыц Я. Е. *Влияние сил трения и смазки на крутящий момент и температуру трубчатых заготовок при ротационной обкатке* / Я. Е. Пыц, Е. Я. Пыц // *Вісник Донбаської державної машинобудівної академії : зб. наук. праць*. – Краматорск : ДДМА, 2018. – № 2 (44). – С. 135–140.
12. Капорович В. Г. *Производство деталей из труб обкаткой* / В. Г. Капорович. – М. : *Машиностроение*, 1978. – 136 с.
13. Паламарчук В. А. *Квыбору рациональных по энергии режимов тангенциальной обкатки инструментом трения* / В. А. Паламарчук // *Высокоэффективные локальные методы обработки металлов давлением : Тез. докл. респ. научн.-техн. конф. 29.03.84, Краматорск, 1984*. – С. 70–71.
14. Паламарчук В. О. *Аналіз роботи деформування заготовок при ротаційній обкатці труб інструментом тертя* / В. О. Паламарчук, С. О. Шевцов // *Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении : Межвуз. сб. научн. трудов*. – Краматорськ : ДГМА, 1999. – С. 310–312.
15. Середа В. Г. *Исследование форм днищ для автоматизации проектирования инструмента трения* / В. Г. Середа, В. А. Паламарчук, Е. В. Горбач // *Вісник національного технічного університету ХПІ «Нові рішення в сучасних технологіях»*. – Х. : НТУ ХПІ, 2012. – № 47(953). – С. 177–180.

## REFERENCES

1. Rostovshnikov V. A. *Tehnologija i oborudovanie dlja formoobrazovanija polyh dlinnomernyh pokovok gorjachim radial'nym obzhatiem* / V. A. Rostovshnikov // *Kuznechno-shtampovocnoe proizvodstvo*. – 1987. – № 6. – S. 10–13.
2. Sizek H. W. *Radial Forging* / H. W. Sizek // *Metalworking : Bulk Forming*. – 2005. – C. 172–178.
3. Markov O. E. *Razrabotkka novogo sposoba klvki dnishh* / O. E. Markov, V. Ju.Stankov, A. O. Sharun, S. V. Kovalevskij, M. S. Kosilov // *Obrabotka materialov davleniem : sb. nauch. trudov*. – Kramatorsk, 2017. – № 2 (45). – S. 63–66.
4. Pas'ko A. N. *Modelirovanie mnogoperehodnogo processa rotacionnoj kovki* / A. N. Pas'ko, O. A. Tkach // *Izvestija TulGU. Tehniceskie nauki. Tehnologii i oborudovanie dlja obrabotki metallov davleniem*. – 2010. – № 3. – S. 69–73.
5. *Rotary swaging forming process of tube workpieces* / Qi Zhang, Kaiqiang Jin, Dong mu, Pengju Ma, Jie Tian // *11th International Conference on Technology of Plasticity, ICTP 2014, 19-24 October 2014*. – Nagoya Congress Center, Nagoya, Japan. – *Procedia Engineering*. – 2014. – 81. – P. 2336–2341.
6. Wang Z. G. *The theory analysis and numerical simulation for the radial forging process of gun barrel* / Wang Z. G. // *Nanjing University of Science and Technology*. – 2011. – P. 28–30.
7. *A conical mandrel tube drawing test designed to assess failure criteria* / C. Linardon, D. Favier, G. Chagnon, B. Gruez // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2014. – 214. – P. 347–357.
8. Pat. 39240 Ukraïna, MPK B21D22/16, B21D22/22, B21D51/24. *Sposib vigotovlennja gazovih baloniv visokogo tisku* / Sergeev V. V., Ivanov A. I., Litvins'kij Ja. I., Jankovs'kij V. M., Jur'ev M. P., Mel'nik V. G., Karp I. M., P'jatnichko O. I. ; vlasniki Derzhavnij naukovo-doslidnij ta konstruktors'ko-tehnologichnij institut trubnoj promislivosti «DTI», Vidkrite akcionerne tovaristvo «Berdichivs'kij mashinobudivnij zavod "Progres"». – № 2000063308 ; zajavl. 06.06.2000 ; opubl. 15.06.2001, Bjul. № 5. – 4 s.
9. Pat. 8581 Ukraïna, MPK B21D51/16. *Sposib vigotovlennja korpusiv baloniv visokogo tisku* / Sergeev V. V., Mel'nik V. G., Zharko V. P., Litvins'kij Ja. I., Jur'ev M. P., Ivanov A. I., Solomadina C. A., Jankovs'kij V. M. ; opubl. 15.08.2005. – 2 s.
10. Shevcov S. O. *Udoskonalennja tehnologij virobnictva dnishh baloniv na osnovi obkochuvannja instrumentom tertja z pidsadkoju: monografija* / S. O. Shevcov, O. C. Markov, O. M. Kulik. – Kramators'k : DDMA, 2018. – 128 s. – ISBN 978-966-379-836-3.
11. Pyc Ja. E. *Vlijanie sil trenija i smazki na krutjashhij moment i temperaturu trubchatyh zagotovok pri rotacionnoj obkatke* / Ja. E. Pyc, E. Ja. Pyc // *Visnik Donbas'koï derzhavnoj mashinobudivnoj akademii : zb. nauk. prac'*. – Kramatorsk, : DDMA, 2018. – № 2 (44). – S. 135–140.
12. Kaporovich V. G. *Proizvodstvo detalej iz trub obkatkoj* / V. G. Kaporovich. – M. : Mashinostroenie, 1978. – 136 s.
13. Palamarchuk V. A. *Kvyboru racional'nyh po jenerгии rezhimov tangencial'noj obkatki instrumentom trenija* / V. A. Palamarchuk // *Vysokoeffektivnye lokal'nye metody obrabotki metallov davleniem : Tez. dokl. resp. nauchn.-tehn. konf.* 29.03.84, Kramatorsk, 1984. – S. 70–71.
14. Palamarchuk V. O. *Analiz roboti deformuvannja zagotivok pri rotacijnij obkatki trub instrumentom tertja* / V. O. Palamarchuk, S. O. Shevcov // *Sovershenstvovanie processov i oborudovanija obrabotki davleniem v metallurgii i mashinostroenii : Mezhevuz. sb. nauchn. trudov*. – Kramators'k : DGMA, 1999. – S. 310–312.
15. Sereda V. G. *Issledovanie form dnishh dlja avtomatizacii proektirovanija instrumenta trenija* / V. G. Sereda, V. A. Palamarchuk, E. V. Gorbach // *Visnik nacional'nogo tehnicnogo universitetu HPI «Novi rishennja v suchasnih tehnologijah»*. – H. : NTU HPI, 2012. – № 47(953). – S. 177–180.

Шевцов С. О. – канд. техн. наук, ст. викл. каф. ВМ ДДМА.

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ.

E-mail: sheser.ssa1@gmail.com

Стаття надійшла до редакції 15.03.2019 р.

УДК 621.983.07

Каргин Б. С.  
Каргин С. Б.  
Ашихмин А. Г.

## ВЛИЯНИЕ ФОРМЫ РАБОЧЕЙ ГРАНИ ПУАНСОНА И ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СМАЗКИ НА ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ ВЫРУБКИ-ПРОБИВКИ

Экономическая целесообразность использования листовой штамповки в значительной мере определяется стоимостью штампов, приходящейся на единицу изделия, величина которой, в основном, обуславливается их стойкостью.

Высокая стойкость штампов является основным условием рентабельности работы штамповочных цехов. Она в значительной степени определяет себестоимость и качество изделий.

Первоначальные расходы на штамповочный инструмент на некоторых заводах достигают 25 % от общей себестоимости продукции. Увеличение стойкости штампов повышает производительность труда и культуру производства [1, 2]. Следовательно, повышение стойкости вырубных штампов является актуальной задачей, в особенности в условиях современного автоматизированного производства.

Стойкость разделительных штампов зависит от многих факторов; к малоизученным относится форма рабочей грани пуансона и влияние контактных условий на энергосиловые параметры [3]. На рис. 1 приведены различные типы пуансонов [4].

Цель исследования – установить зависимость стойкости штампов от конфигурации пуансона и наличия технологической смазки (ТС) при разделительных операциях листовой штамповки. Эксперименты проводились на разрывной машине Р-20.

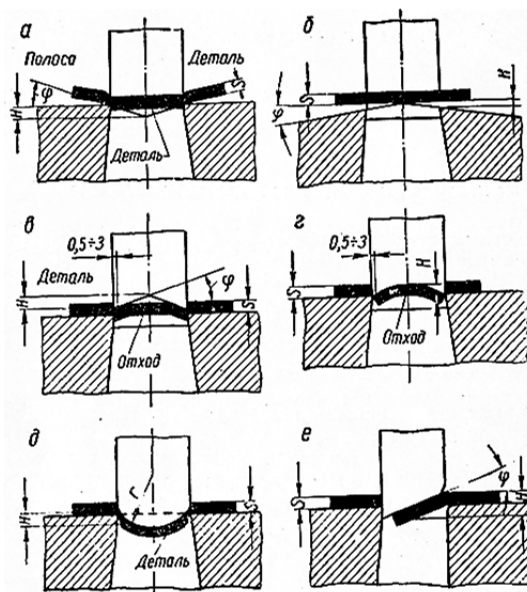


Рис. 1. Различные типы скосов ножей

В данной работе приведены результаты лабораторных исследований вышеуказанных параметров при пробивке отверстий диаметром 52 мм в листовой стали СтЗсп толщиной 2 мм.

Принято, что снижение силовых параметров на рабочие грани пуансона позволяет повысить стойкость штампов.



Пуансоны имели следующую форму: плоский; с односторонним наклоном рабочей режущей кромки ( $\alpha = 15^\circ$ ); с двусторонним наклоном режущих кромок внутрь ( $\alpha = \alpha = 15^\circ$ ); с рифленой рабочей боковой поверхностью. При этом шаг рифлений принят  $t = 0,5$  мм,  $t = 1$  мм при угле профиля  $70^\circ$  (рис. 2). Шлифованные и рифленые пуансоны изготавливались из стали У8А. Термообработка пуансонов производилась по технологии: закалка до твердости HRC 60, низкотемпературный отпуск до твердости HRC 56–59. После термообработки производилась шлифовка посадочной части и торцов пуансонов.



Рис. 2. Конфигурации пуансонов:

а – пуансон с различной формой рабочей грани; б – пуансон с рифленой боковой поверхностью

Сила вырубki-пробивки пуансонами с различной формой рабочих граней регистрировалась по показаниям разрывной машины. На рис. 3 (а, б) показаны результаты исследований. Из сравнения полученных результатов следует, что сила вырубki-пробивки возрастает от минимального значения  $P = 50$  кН при пуансоне с односторонним наклоном режущей кромки до  $P = 120$  кН при плоском пуансоне. Установлено, что сила вырубki-пробивки, а, следовательно, и сопротивление разделению (сдвигу)  $\sigma_{\infty}$  существенно зависят от состояния рабочей поверхности рифленого пуансона, характеризуемого шагом рифлений. Шаг рифлений сказывает влияние на силовые параметры. Они возрастают от  $P = 90$  кН ( $t = 0,5$  мм) до  $P = 115$  кН ( $t = 1,0$  мм). Эти данные согласуются с результатами исследований С. З. Юдовича и И. И. Горбенко [4].

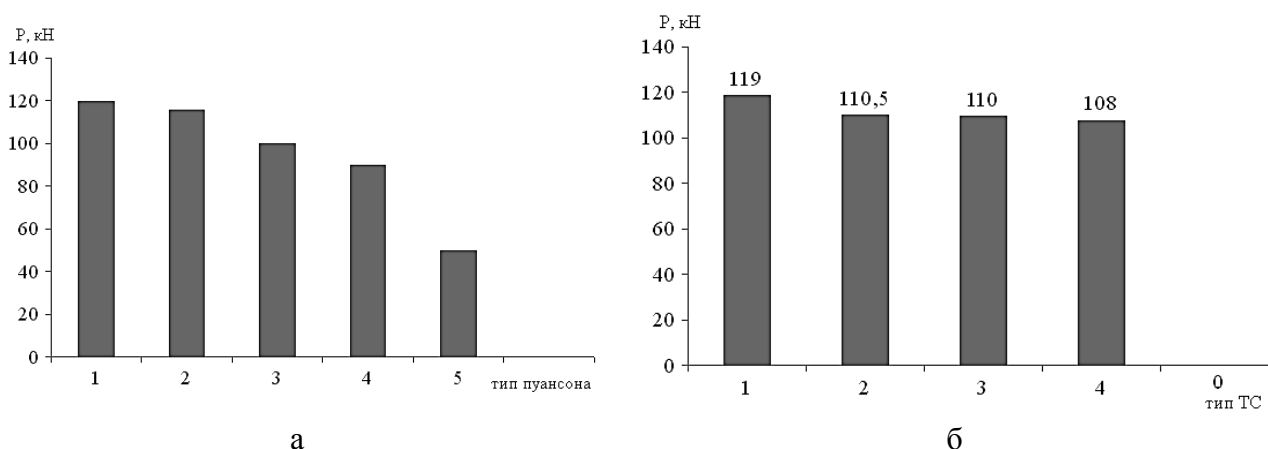


Рис. 3. Изменение усилия вырубki-пробивки:

а – пуансонами с различной формой рабочих граней режущей кромки; б – плоским пуансоном с применением различных ТС

Кроме того, на деталях, вырубленных рифленным пуансоном, ярко выраженной границы между пояском смятия и остальной поверхностью нет. Это указывает на существенное снижение удельных нагрузок в зоне контактного пояса при вырубке рифленным пуансоном, а, следовательно, и на снижение силовых и энергетических затрат на разделение штампуемого материала. Применение рифленных вырубных и пробивных пуансонов, как показали производственные исследования, обеспечивает повышение износостойкости в 3–4 раза [4].

Применяя плоский пунсон, провели исследования по влиянию технологической смазки на силовые параметры при вырубке-пробивке. В качестве смазки применяли масло И-50, Олон-10 %, графито-фосфатный препарат (ГФП) и «Укринол-8». На рис. 3 представлены результаты исследования, из которых следует, что применение указанных смазок весьма незначительно влияет на силовые параметры при разделительных операциях.

Наибольший эффект получен при смазке «Укринол-8» (снижение силы вырубке на 10 %).

### ВЫВОДЫ

Установлено, что стойкость инструмента при разделительных операциях в определенной степени зависит от удельных давлений на рабочие грани, что позволяет, получив данные по энергосиловым параметрам вырубке-пробивки, судить о предлагаемой стойкости.

Показано, что при вырубке круглых стальных деталей сила вырубке зависит от формы рабочих граней пуансона. Вырубка пуансоном с односторонним наклоном режущих кромок в 2,4 раза снижает силу вырубке по сравнению с вырубкой плоским пуансоном. При вырубке рифленным пуансоном (шаг рифлений  $t = 0,5$  мм) сила вырубке в 1,3 раза меньше, чем при вырубке плоским пуансоном.

Применение технологических смазок (ТС) при разделительных операциях позволяет снизить силу вырубке на 10 % (ТС «Укринол-8»). Качество поверхности вырубленных деталей во всех случаях удовлетворительное. При вырубке с применением ТС высота блестящего пояса несколько больше.

### СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Зубцов М. Е. *Стойкость штампов* / М. Е. Зубцов, В. Д. Корсаков. – М. : Машиностроение, 1971. – 201 с.
2. Михаленко Ф. П. *Стойкость разделительных штампов* / Ф. П. Михаленко. – М. : Машиностроение, 1976. – 208 с.
3. Фукс-Рабинович Г. С. *Основные факторы, определяющие стойкость инструмента при вырубке* / Г. С. Фукс-Рабинович, А. Н. Кузнецов, В. Ф. Моисеев // *Кузнечно-штамповочное производство*. – 1990. – № 2. – С. 16–17.
4. *Ковка и штамповка : справочник в 4 томах. Том 4. Листовая штамповка* / Под ред. А. Д. Матвеева. – М. : Машиностроение, 1985–1987. – 544 с.

### REFERENCES

1. Zubcov M. E. *Stojkost' shtampov* / M. E. Zubcov, V. D. Korsakov. – M. : Mashinostroenie, 1971. – 201 s.
2. Mihalenko F. P. *Stojkost' razdelitel'nyh shtampov* / F. P. Mihalenko. – M. : Mashinostroenie, 1976. – 208 s.
3. Fuks-Rabinovich G. S. *Osnovnye faktory, opredelajushhie stojkost' instrumenta pri vyрубке* / G. S. Fuks-Rabinovich, A. N. Kuznecov, V. F. Moiseev // *Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo*. – 1990. – № 2. – S. 16–17.
4. *Kovka i shtampovka : spravochnik v 4 tomah. Tom 4. Listovaja shtampovka* / Pod red. A. D. Matveeva. – M. : Mashinostroenie, 1985–1987. – 544 s.

Каргин Б. С. – канд. техн. наук, проф. ГВУЗ «ПГТУ»;

Каргин С. Б. – канд. техн. наук, доцент ГВУЗ «ПГТУ»;

Ашихмин А. Г. – студент ГВУЗ «ПГТУ».

ГВУЗ «ПГТУ» – Государственное высшее учебное заведение «Приазовский государственный технический университет», г. Мариуполь.

E-mail: alexander.anishchenko@gmail.com

Статья поступила в редакцию 11.03.2019 г.

УДК 621.983.07

Орлюк М. В.  
Пиманов В. В.  
Савченко А. В.

## СНИЖЕНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ ГОФРООБРАЗОВАНИЯ ПРИ МНОГОПЕРЕХОДНОЙ ВЫТЯЖКЕ ДЕТАЛЕЙ ИЗ НЕРЖАВЕЮЩЕЙ СТАЛИ 08X18H10T

На сегодняшний день в производстве изделий, предназначенных для потребления населением, практически исчерпала себя необходимость крупносерийного и массового производства деталей. Так, например, в пищевой промышленности при изготовлении изделий типа кувшинов, стаканов, графинов, питчеров требуется большое разнообразие выпускаемой продукции при небольшой серийности. Конкурентоспособность такой продукции определяется возможностью наладить производство новой продукции в кратчайшие сроки с минимальной себестоимостью.

В единичном и мелкосерийном производстве для получения осесимметричных полуфабрикатов используют обкатку роликом или ротационную вытяжку с использованием универсального или специального давяльного оборудования [1–2]. Однако использование ротационных способов ограничивается необходимостью применения дорогостоящих силовых следящих гидроприводов, электрогидравлических копировальных устройств и систем числового программного управления или привлечением высококвалифицированной рабочей силы при использовании универсального оборудования. С увеличением серийности более эффективной становится традиционная многооперационная вытяжка в штампах [3–5].

Повысить же эффективность технологии получения деталей штамповкой (особенно в серийном производстве) можно только путем оптимизации, т. е. осуществлением формообразования изделия за минимально возможное количество основных и вспомогательных переходов с применением максимально простой штамповой оснастки и универсального прессового оборудования.

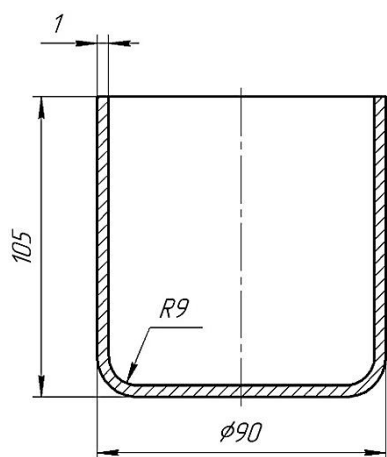


Рис. 1. Эскиз детали

Такой комплекс задач возник при разработке технологии получения осесимметричного стакана (рис. 1) диаметром 90 мм из заготовки диаметром 208 мм толщиной 1 мм из нержавеющей стали 08X18H10T. При вытяжке нержавеющей сталей данного типа, недостатком является необходимость частых промежуточных термообработок (через 1...2 перехода) [5].

Сложность штампов для вытяжки без утонения, применяемых для изготовления изделий вышеуказанной номенклатуры, обычно определяется наличием или отсутствием буферного устройства. Необходимость использования последнего зависит от относительной толщины заготовки и степени деформации при вытяжке и определяется по номограммам или эмпирическим формулам, приведенным в справочной литературе [3–4, 6]. Однако, как показывает практика, при определенных условиях вытяжка без прижима (без использования буферных устройств) возможна и при менее благоприятных условиях процесса [5, 7].

С появлением специализированных программных комплексов для анализа процессов обработки металлов давлением, таких как Deform 3D [8], последние стали неотъемлемой частью процесса разработки технологии, поскольку позволяют путем моделирования корректировать и оптимизировать технологические процессы до изготовления дорогостоящей оснастки.

Цель работы – с применением метода конечных элементов в программном комплексе Deform 3D оценить возможность изготовления необходимой детали по предложенному технологическому процессу и проверить полученные результаты экспериментальным путём.

Формообразование изделия за один переход вытяжки является наиболее предпочтительным, однако ограничивается предельными допустимыми коэффициентами вытяжки. Рекомендуемые коэффициенты вытяжки нержавеющей стали по переходам следующие:  $[m_1] = 0,52 \div 0,55$  и  $[m_2] = 0,77 \div 0,81$  [3].

В нашем случае общий коэффициент вытяжки при получении детали  $m_1 = \frac{d_{\text{дет}}}{d_0} = \frac{90}{208} = 0,43 < [m_1] = 0,52 \div 0,55$ , то есть однопереходная вытяжка изделия невозможна. Приняв коэффициент вытяжки на первом переходе  $m_1 = 0,54$ , получаем диаметр полуфабриката после первой вытяжки  $d_1 = d_0 \cdot m_1 = 208 \cdot 0,54 = 112$  мм. Тогда  $m_2 = \frac{d_{\text{дет}}}{d_1} = \frac{90}{112} = 0,8$ , что находится в пределах допустимого  $[m_2] = 0,77 \div 0,81$ . То есть вытяжка возможна за два перехода.

Для проверки необходимости использования прижима заготовки в разных источниках предлагают несколько рекомендаций, однако основными определяющими факторами при этом является степень деформации при вытяжке и относительная толщина заготовки. Согласно данным источника [3] наличие прижима на первом переходе вытяжки определяется из условия:  $d_0 - d_1 > 22 \cdot S$ . В нашем случае неравенство имеет вид:  $208 - 112 = 96 > 22$ , что говорит о необходимости применения буферного устройства. Определение необходимости прижима по номограмме, приведенной в литературе [6] показало, что при относительной толщине  $\frac{100 \cdot S}{d_0} = 0,48$  минимальный коэффициент вытяжки без использования прижима  $[m_1] = 0,87$ . При меньших коэффициентах, а в нашем случае  $m_1 = 0,54$ , необходимо использование прижима.

В свою очередь рекомендации по необходимости использования прижима на последующих операциях вытяжки сильно разнятся. Так согласно справочным данным [3] наличие прижима для второго и последующих переходов вытяжки определяется из условия:  $\frac{100 \cdot S}{d_1} < 1,25$ . В нашем случае неравенство имеет вид:  $\frac{100 \cdot S}{d_1} = \frac{100 \cdot 1}{112} = 0,89 < 1,25$ , что говорит о необходимости применения буферного устройства. В справочной литературе [5] необходимость применения буферного устройства рекомендуется определять в зависимости от предельного коэффициента вытяжки и относительной толщины заготовки. При относительной толщине  $\frac{100 \cdot S}{d_1} = 0,89$ , рекомендуемый предельный коэффициент вытяжки без прижима должен быть менее 1,25. В нашем случае  $K_{\text{п}} = \frac{d_1}{d_{\text{дет}}} = \frac{112}{90} = 1,25$ . Можно сделать вывод, что вытяжку необходимо проводить с прижимом заготовки. Определение необходимости прижима по номограмме, приведенной в литературе [6] показало, что при относительной толщине  $\frac{100 \cdot S}{d_1} = 0,89$  минимальный коэффициент вытяжки без использования прижима  $[m_2] = 0,78$ . В нашем случае коэффициент вытяжки на втором переходе  $m_2 = 0,8$ , а, значит, существует возможность осуществления вытяжки на втором переходе без использования прижима.

Исходя из номограммы для определения необходимости прижима [6], вероятность образования гофр можно уменьшить, увеличив коэффициент вытяжки на втором переходе. Однако, приняв его равным  $[m_2] = 0,85$ , получим  $d_1 = \frac{d_{\text{дет}}}{m_2} = \frac{90}{0,85} = 106$  мм. Тогда  $m_1 = \frac{d_1}{d_0} = \frac{106}{208} = 0,51 < [m_1] = 0,52 \div 0,55$ , что может привести к добавлению дополнительного перехода вытяжки и промежуточной термообработки полуфабриката. Поэтому в нашем случае, учитывая все вышеизложенное, единственным вариантом оптимизации технологии изготовления будет сохранение общего числа переходов в количестве двух и получение детали на последнем переходе без применения прижима полуфабриката.

Практикой установлено, что снизить вероятность образования гофр можно за счет использования более сложной по конструкции матрицы с конусно-тороидальной формой рабочей поверхности. В отличие от матрицы с традиционной формой рабочей части, данная форма позволяет создать более благоприятные условия деформирования при малых углах матрицы из-за уменьшения значения напряжений, возникающих на участке изгиба заготовки [5, 7].

Приняв коэффициенты вытяжки, равные  $m_1 = 0,54$  и  $m_2 = 0,8$  для первого и второго переходов соответственно, проверим возможность получения детали путём численного моделирования процесса в программном комплексе Deform 3D [8].

Расчетные схемы реальных процессов вытяжки приведены на рис. 2, 3. Первый переход вытяжки производился в матрице с традиционной тороидальной формой рабочей поверхности и с использованием прижима заготовки, второй – в матрице с конусно-тороидальной формой рабочей поверхности без прижима заготовки.

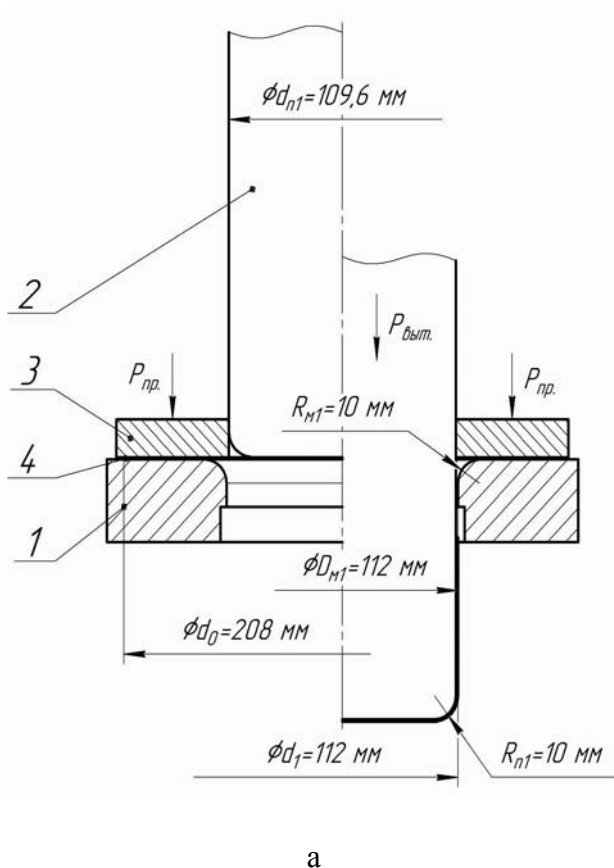


Рис. 2. Расчетная схема первой вытяжки:  
1 – матрица; 2 – пуансон; 3 – прижим;  
4 – заготовка

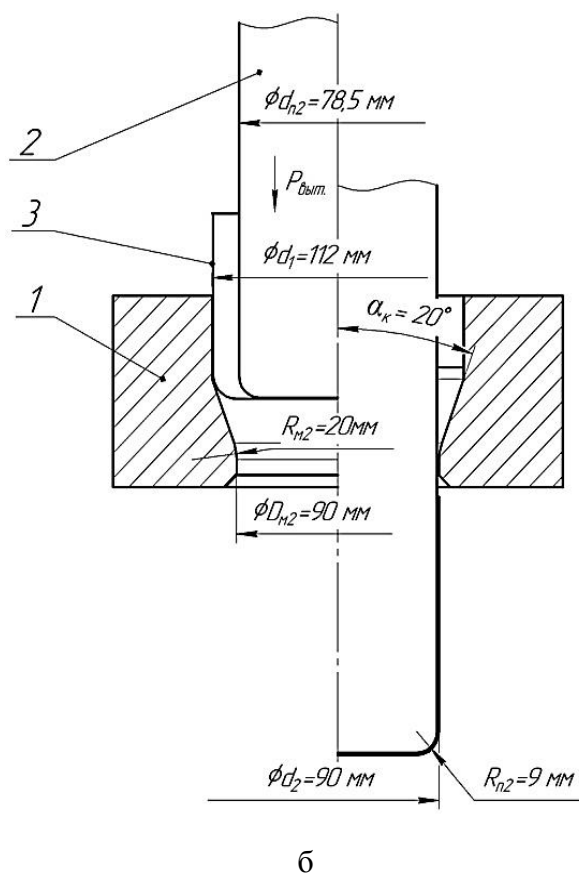


Рис. 3. Расчетная схема второй  
вытяжки:  
1 – матрица; 2 – пуансон; 3 – заготовка

В качестве материала заготовки была использована сталь AISI 304 – аналог стали 08X18H10T. Модель материала – пластическая. Для оценки возможности прогнозирования гофрообразования в процессе вытяжки в Deform 3D был смоделирован процесс первой вытяжки заготовки без применения прижима 3 (см. рис. 2).

Результаты моделирования вытяжки первого перехода без применения прижима заготовки (рис. 4) подтверждают необходимость применения прижима заготовки на первом переходе, поскольку из-за тангенциальных напряжений сжатия при её вытяжке происходит потеря устойчивости фланца заготовки. Полученные результаты согласуются с приведенными выше расчётами и с результатами, полученными ранее при моделировании процессов вытяжки осесимметричных деталей [9].

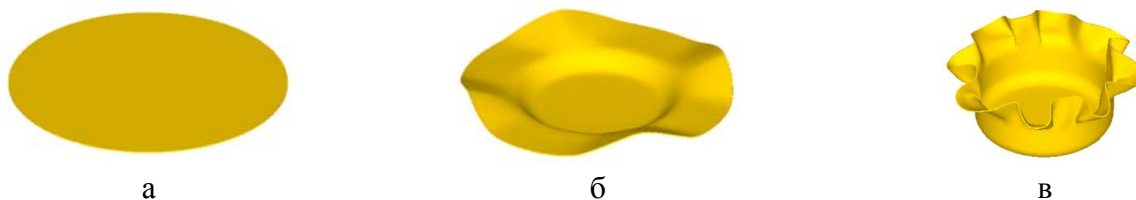


Рис. 4. Заготовка на разных этапах первой вытяжки без применения прижима заготовки: а – исходная заготовка; б – начало образования гофр; в – затягивание гофр в рабочую зону матрицы

Результаты моделирования первого перехода вытяжки представлены на рис. 5–7.

Процесс формоизменения заготовки на разных этапах первого перехода вытяжки с применением прижима приведен на рис. 5. Результаты моделирования показали, что применение прижима позволяет получить полуфабрикат без значительного гофрообразования и отрыва донной части заготовки.

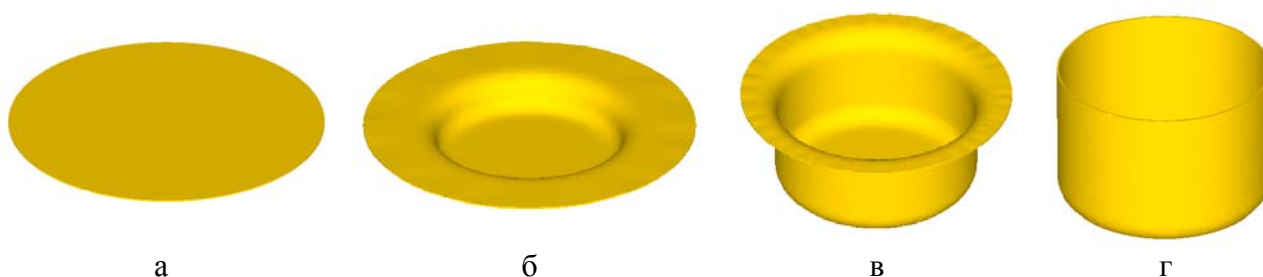


Рис. 5. Заготовка на разных этапах первого перехода вытяжки с применением прижима фланца:

а – исходная заготовка; б – начало вытяжки; в – конец вытяжки; г – готовая деталь

Распределение интенсивности напряжений  $\sigma_i$  при максимальном усилии процесса приведено на рис. 6, а. Максимальные значения достигают 950 МПа на радиусном переходе в рабочую зону матрицы и 750 МПа в месте радиусного перехода стенки заготовки в донную часть. Как видно из рис. 6, б, максимальные значения интенсивности деформаций  $\varepsilon_i$  наблюдаются по краю стенки полуфабриката и достигает 0,9. При этом максимальные значения критерия разрушения  $K_p$  (рис. 6, в) достигают значений 0,3 и находятся в пределах допустимого значения данного параметра  $[K_p] = 0.6$  для операций вытяжки без утонения стенки [10–11].

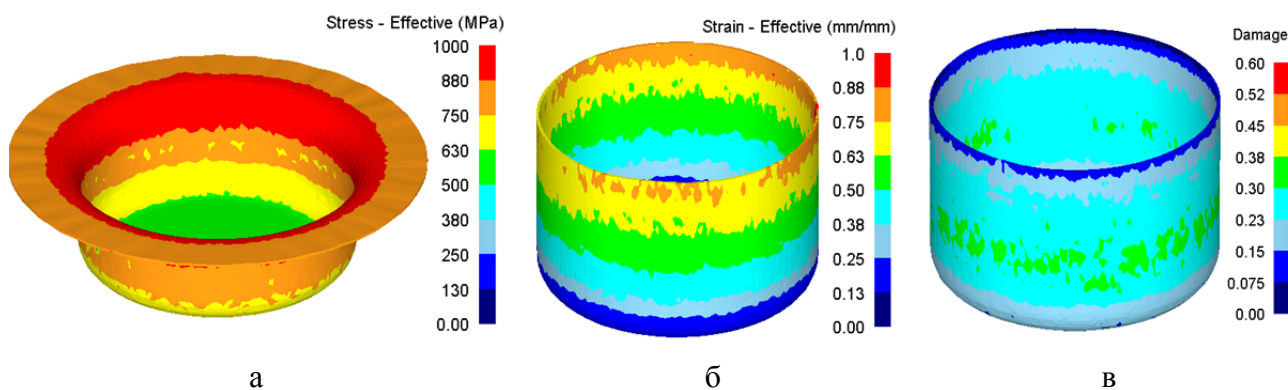


Рис. 6. Напряженно-деформированное состояние в объеме полуфабриката после первой вытяжки:

а – распределение интенсивности напряжений при максимальном усилии процесса  $\sigma_i$ ; б – распределение интенсивности деформаций  $\varepsilon_i$ ; в – распределение критерия разрушения  $K_p$

На рис. 7 показано зависимость усилия первого перехода вытяжки от перемещения пуансона. Максимальное усилие процесса составило 26,8 тс. Полученные данные необходимы при выборе оборудования для проведения реальных экспериментов.

Результаты численного моделирования второго перехода вытяжки показаны на рис. 8–10. Как видно из рис. 8, при использовании матрицы с конусно-тороидальной формой рабочей поверхности потери устойчивости стенки заготовки не происходит.

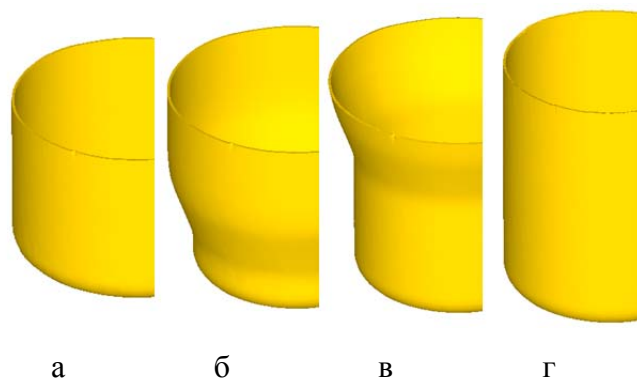
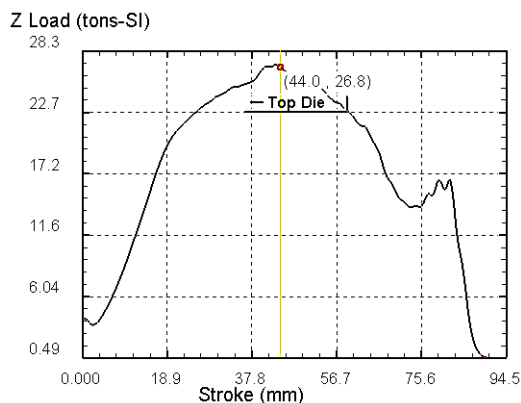


Рис. 8. Заготовка на разных этапах второй

Рис. 7. Зависимости усилия первого вытяжки без применения прижима заготовки: перехода вытяжки от перемещения пуансона

а — исходная заготовка; б — начало вытяжки; в — конец вытяжки; г — готовая деталь

На рис. рис. 9 показано напряженно-деформированное состояние в объеме полуфабриката после второй вытяжки. Распределение интенсивности напряжений  $\sigma_i$  при максимальном усилии процесса приведено на рис. 9, а. Максимальные значения достигают 980 МПа у свободного края детали и 420 МПа вдоль стенки детали и в месте радиусного перехода стенки заготовки в донную часть. На рис. 9, б приведено распределение интенсивности деформаций  $\varepsilon_i$ , максимальные значения достигают 0,9. Распределение критерия разрушения  $K_p$  показано на рис. 9, в. Максимальные значения достигают значений 0,5 и находятся в пределах допустимого значения данного параметра  $[K_p]=0.6$  для операций вытяжки без утонения стенки [10–11].

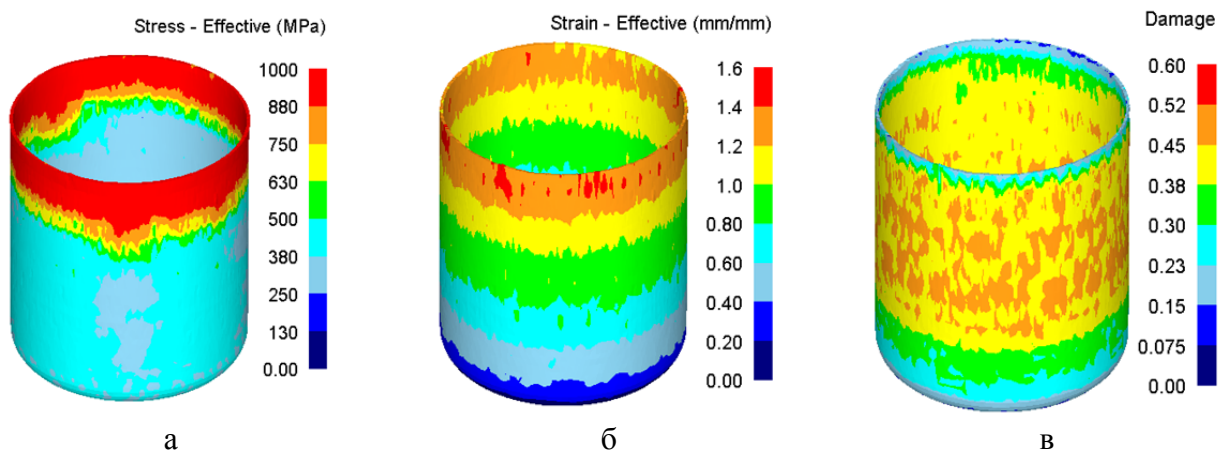


Рис. 9. Напряженно-деформированное состояние в объеме полуфабриката после второй вытяжки:

а — распределение интенсивности напряжений при максимальном усилии процесса  $\sigma_i$ ; б — распределение интенсивности деформаций  $\varepsilon_i$ ; в — распределение критерия разрушения  $K_p$

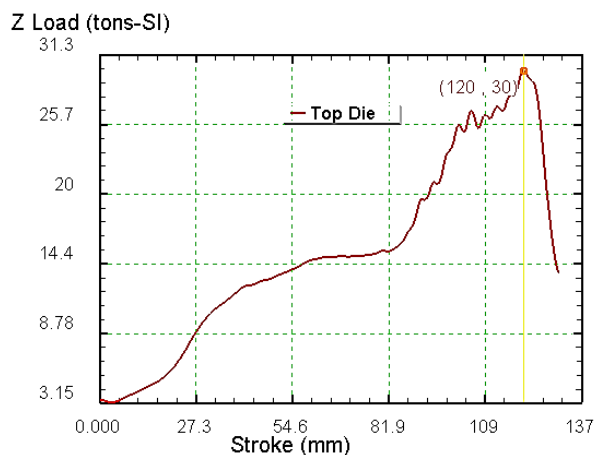


Рис. 10. Зависимости усилия второго перехода вытяжки от перемещения пуансона

На рис. 10 показана зависимость усилия второго перехода вытяжки от перемещения пуансона. Максимальное усилие достигает значений 30 тс в конце процесса вытяжки.

Значения максимальных усилий вытяжки, полученные путём численного моделирования и при проведении реальных экспериментов, практически совпадают. Разница максимальных значений не превышает 10 %.

Для реализации процесса вытяжки была спроектирована и изготовлена соответствующая штамповая оснастка (рис. 11).



а



б

Рис. 11. Штампы для вытяжки деталей:

а – штамп для первого перехода; б – штамп для второго перехода

По результатам моделирования, приведенным на рис. 5, в и рис. 6, а, на фланце заготовки видно незначительное гофрообразование, возникающее из-за недостаточного усилия прижима, что подтвердилось при проведении реальных экспериментов. Незначительные складки можно наблюдать на внутренней стенке полуфабриката (рис. 12). Реальные эксперименты подтвердили результаты, полученные путём численного моделирования, и показали, что реализация второго перехода вытяжки без применения прижима заготовки возможна за счёт применения более благоприятной схемы деформирования, которая обеспечивается



подбором соответствующей степени деформации и геометрией инструмента. Готовая деталь после второй вытяжки показана на рис. 13. Технологическая цепь изготовления детали показана на рис. 14.



Рис. 12. Гофрообразование на внутренней стенке полуфабриката



Рис. 13. Готовая деталь после второй вытяжки: слева – после вытяжки; справа – после подрезки торца



Рис. 14. Технологическая цепь изготовления детали: лева-направо: исходная заготовка, полуфабрикат после первой вытяжки, готовая деталь после подрезки торца

## ВЫВОДЫ

В работе проанализирована возможность оптимизации традиционной технологии многопереходной вытяжки с прижимом детали из стали 08X18H10T за счет подбора степеней деформации по переходам и использования матрицы с конусно-тороидальной формой рабочей поверхности. С целью определения возможности вытяжки без прижима проведено численное моделирование процесса в программном комплексе Deform 3D. Результаты моделирования и их практическая реализация подтвердили возможность осуществления второго перехода вытяжки без применения прижима заготовки благодаря созданию более благоприятной схемы деформирования. Это, в свою очередь, позволяет усовершенствовать методику построения технологических процессов вытяжки деталей и расширить область применения вытяжки без прижима на втором и последующих переходах.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гредитор М. А. Давильные работы и ротационное выдавливание / М. А. Гредитор. – М. : Машиностроение, 1971. – 239 с.
2. Юдин Л. Г. Ротационная вытяжка цилиндрических оболочек / Л. Г. Юдин, С. П. Яковлев. – М. : Машиностроение, 1984. – 128 с., ил.
3. Справочник конструктора штампов : Листовая штамповка / Под общ. ред. Л. И. Рудмана. – М. : Машиностроение, 1988. – 496 с.

4. Романовский В. П. *Справочник по холодной штамповке* / В. П. Романовский. – 6-е изд., перераб. и доп. – Л. : Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1979. – 520 с., ил.
5. *Ковка и штамповка : Справочник. В 4 т. Т. 4. Листовая штамповка* / Под ред. А. Д. Матвеева ; ред. совет : Е. И. Семенов (пред.) и др. – М. : – Машиностроение, 1985–1987. – 544 с. : ил.
6. РТМ 34-65. *Штампы для холодной листовой штамповки. Расчеты и конструирование*. – М., 1965.
7. Стеблюк В. І. *Витягування вісесиметричних тонкостінних виробів із нержавіючої сталі 04Х18Н9Т* / В. І. Стеблюк, М. В. Орлюк, Д. Б. Шкарлута // *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : тематич. зб. наук. пр.* – Краматорськ : ДДМА, 2007. – 2007. – С. 268–270.
8. *Deform-3D – мощная система моделирования технологических процессов [Электронный ресурс]*. – Режим доступа: <http://www.tesis.com.ru/software/deform>.
9. *Комп'ютерне моделювання процесу витягування порожнистих виробів у середовищі «DEFORM-3D»* / Стеблюк В. І., Холявік О. В., Орлюк М. В., Лукасик К. // *Обработка материалов давлением : сборник научных трудов*. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 2 (23). – С. 24–27.
10. Орлюк М. В. *Определение предельных степеней деформаций при компьютерном моделировании процесса вытяжки* / Стеблюк В. И., Орлюк М. В., Холявик О. В., Сопруненко В. Р. // *Scientific proceedings III international scientific congress "Innovations"*. – Varna, Bulgaria. – 2017. – № 1. – С. 233–236.
11. Орлюк М. В. *Граничні значення критеріїв руйнування при моделюванні процесів витягування в середовищі DEFORM* / М. В. Орлюк // *Обработка материалов давлением : сборник научных трудов*. – Краматорск : ДГМА, 2017. – № 2(45). – С. 22–29.

## REFERENCES

1. Greditor M. A. *Davil'nye raboty i rotacionnoe vydavlivanie* / M. A. Greditor. – М. : Mashinostroenie, 1971. – 239 s.
2. Judin L. G. *Rotacionnaja vytjazhka cilindricheskikh oboloček* / L. G. Judin, S. P. Jakovlev. – М. : Mashinostroenie, 1984. – 128 s., il.
3. *Spravochnik konstruktora shtampov : Listovaja shtampovka* / Pod obshh. red. L. I. Rudmana. – М. : Mashinostroenie, 1988. – 496 s.
4. Romanovskij V. P. *Spravochnik po holodnoj shtampovke* / V. P. Romanovskij. – 6-e izd., pererab. i dop. – L. : Mashinostroenie. Leningr. otd-ie, 1979. – 520 s., il.
5. *Kovka i shtampovka : Spravochnik. V 4 t. T. 4. Listovaja shtampovka* / Pod red. A. D. Matveeva ; red. совет : E. I. Semenov (pred.) i dr. – М. : – Mashinostroenie, 1985–1987. – 544 s. : il.
6. РТМ 34-65. *Shtampy dlja holodnoj listovoj shtampovki. Raschety i konstruirovanie*. – М., 1965.
7. Stebljuk V. I. *Vytjaguvannja visesymetrychnyh tonkostinnyh vyrobiv iz nerzhavijuchoi' stali 04H18N9T* / V. I. Stebljuk, M. V. Orljuk, D. B. Shkarluta // *Udoskonalennja procesiv i obladnannja obrobky tyskom v metalurgii' i mashynobuduванні : tematyč. zб. nauk. pr.* – Kramators'k : DDMA, 2007. – 2007. – S. 268–270.
8. *Deform-3D – moshhnaja sistema modelirovanija tehnologicheskikh processov [Jelektronnyj resurs]*. – Rezhim dostupa: <http://www.tesis.com.ru/software/deform>.
9. *Komp'juterne modeljuvannja processu vytjaguvannja porozhnystyh vyrobiv u seredovyshhi «DEFORM-3D»* / Stebljuk V. I., Holjavik O. V., Orljuk M. V., Lukasyk K. // *Obrabotka materyalov davlenym : sbornyk nauchnyh trudov*. – Kramatorsk : DGMA, 2010. – № 2 (23). – S. 24–27.
10. Orljuk M. V. *Opređenje predeľnyh stepenej deformacij pri komp'juternom modelirovanii procesa vytjazhki* / Stebljuk V. I., Orljuk M. V., Holjavik O. V., Soprunenko V. R. // *Scientific proceedings III international scientific congress "Innovations"*. – Varna, Vulgaria. – 2017. – № 1. – S. 233–236.
11. Orljuk M. V. *Granychni znachennja kryterii'v rujnuvannja pry modeljuvanni procesiv vytjaguvannja v seredovyshhi DEFORM* / M. V. Orljuk // *Obrabotka materyalov davlenyem : sbornyk nauchnyh trudov*. – Kramatorsk : DGMA, 2017. – № 2(45). – S. 22–29.

Орлюк М. В. – канд. техн. наук, доц. НТУУ «КПИ им. И. Сикорского»;  
[minorkpi@ukr.net](mailto:minorkpi@ukr.net)

Пиманов В. В. – канд. техн. наук, ассистент НТУУ «КПИ им. И. Сикорского»;  
[pimanov@ukr.net](mailto:pimanov@ukr.net)

Савченко А. В. – аспирант НТУУ «КПИ им. И. Сикорского».  
[SavchenkoArtem1994@gmail.com](mailto:SavchenkoArtem1994@gmail.com)

НТУУ «КПИ им. И. Сикорского» – Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского», г. Киев.

Статья поступила в редакцию 15.03.2019 г.

УДК 621.762

Михайлов О. В.  
Михайлов А. О.  
Баглюк Г. А.  
Штефан Е. В.

### ИССЛЕДОВАНИЕ УПЛОТНЕНИЯ И ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ПОРИСТЫХ ЗАГОТОВОК ПРИ ПОЛУЧЕНИИ ИЗДЕЛИЙ С ВНУТРЕННЕЙ КОНУСООБРАЗНОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

В современной промышленности широко применяются детали, имеющие кольцевидную форму. Среди таких изделий отдельную группу составляют детали с конусообразной поверхностью (рис. 1). Изображенная на рисунке деталь применяется в мельнице для размола кофе. Она имеет кольцевидную форму, а верхняя ее часть ограничена конической поверхностью.



Рис. 1. Изделие с внутренней конусообразной поверхностью после механической обработки

Эффективными методами изготовления деталей, имеющих кольцевидную форму, являются методы порошковой металлургии, обеспечивающие значительную экономию материала и позволяющие получать изделия с уникальными свойствами. Одним из таких методов является горячая штамповка порошковых пористых заготовок [1–6].

Наиболее широкое промышленное применение получила технологическая схема односторонней осевой деформации в закрытом штампе. В то же время, при реализации этой схемы нужно достаточно точно выдерживать массу исходных заготовок. Сложность получения точных заготовок обуславливает необходимость использовать прессы с небольшими плюсовыми допусками по массе, а также наличия в конструкции штампа специального компенсатора для размещения избыточного объема металла.

При штамповке в закрытом штампе с минимальной степенью поперечной деформации в заготовке возникают зоны затрудненной деформации, характеризующиеся наличием остаточной пористости. Регулировать распределение плотности в объеме заготовки можно за счет применения схем штамповки с элементами истечения, в штампах с компенсационными полостями.

Конструкция компенсатора должна обеспечивать вытекание излишка металла только на заключительной стадии штамповки. Кроме того, сопротивление вытеканию металла в компенсационную полость должно быть достаточно высоким, чтобы обеспечить полное заполнение штампа и уплотнение материала по всему объему изделия.

Отмеченным требованиям соответствует конструкция штампа для горячей штамповки порошковых заготовок с кольцевым коническим компенсатором [7, 8]. Особенностью конструкции штампа является возможность реализации истечения избытка материала

на завершающей стадии процесса уплотнения в сужающуюся компенсационную щель, образованную поверхностями конических участков матрицы и пуансона. Коническая форма инструмента предохраняет от возможности заклинивания пуансона в матрице.

Целью работы является определение закономерностей уплотнения и формоизменения пористых заготовок при получении изделий с внутренней конусообразной поверхностью методом штамповки в штампе с кольцевым коническим компенсатором.

Установление этих закономерностей экспериментальными методами является трудоемким и дорогостоящим процессом. Поэтому целесообразно использовать метод предварительного компьютерного моделирования.

Моделирование выполнено на основе континуального подхода. В качестве определяющих соотношений использовали соотношения теории пластичности пористого тела, представляющие собой обобщение существующих эллипсоидальных моделей [9].

Уравнение поверхности нагружения (текучести) принимается в виде:

$$F = \frac{(p - p_0)^2}{\psi} + \frac{\tau^2}{\varphi} - \tau_s^2 = 0, \quad (1)$$

где  $p_0$  – значение шаровой компоненты напряженного состояния, при которой объем пористого материала не изменяется. Размер полуосей эллипсоидального контура принимается зависящим от  $p$ :

$$\begin{cases} \psi = \psi_1 & \text{при } p \leq p_0; \\ \psi = \psi_2 & \text{при } p > p_0. \end{cases} \quad (2)$$

Величины функций  $\varphi$ ,  $\psi$  и  $p_0$  равны:

$$\varphi = \frac{1}{(1+m)^2} \cdot (1-\theta)^3 \cdot (1 - |2 \cdot a - 1|)^2, \quad (3)$$

$$\psi_1 = \frac{8}{3} \cdot \frac{(1-\theta)^4}{\theta} \cdot \frac{(1-a)^2}{(1+m)^2}, \quad (4)$$

$$\psi_2 = \frac{8}{3} \cdot \frac{(1-\theta)^4}{\theta} \cdot \frac{a^2}{(1+m)^2}, \quad (5)$$

$$p_0 = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \tau_s \cdot \frac{(1-\theta)^2}{\sqrt{\theta}} \cdot \left( \frac{1-m-2 \cdot a}{1+m} \right), \quad (6)$$

где, наряду с пористостью  $\theta$  и приведенным напряжением течения твердой фазы  $\tau_s$ , входят два параметра  $a$  и  $m$ , изменяющиеся в диапазонах  $0 \leq a \leq 1$ ,  $0 \leq m \leq 1$ . Параметр  $a$  характеризует хрупкость материала частиц пористого тела,  $m$  – качество контактов между частицами.

Для одного из случаев сочетания материальных параметров положение контура нагружения приведено на рис. 2.

Если  $a = 0,5$  и  $m = 0$ , представленная модель превращается в модель типа [10, 11], которая используется для описания поведения связанных пористых тел. При  $a = 0,5$  и  $m = 1$ ,

соотношения (1)–(6) соответствуют модели Cam – Clay, описывающей несвязанные дисперсные системы. Случай  $0 \leq m \leq 1$  соответствует спеченным пористым материалам, содержащим несовершенные контакты. При  $0 \leq a \leq 0.5$  и  $m = 0$  получаем модель [12].

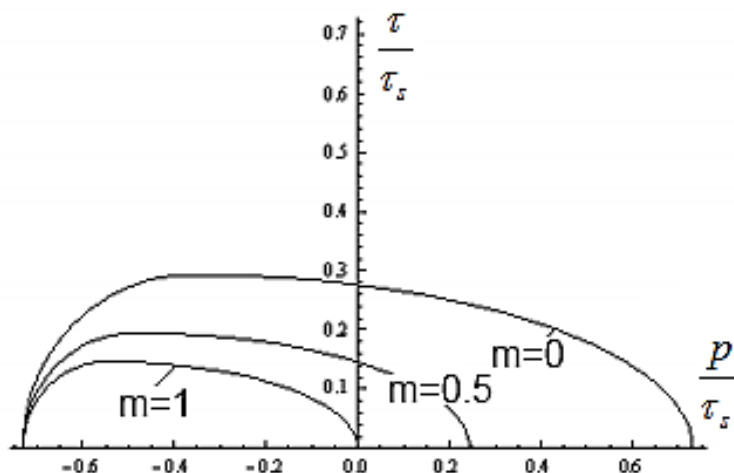


Рис. 2. Контуры поверхности нагружения при различных значениях материального параметра  $m$  ( $a = 0,75$ ,  $\theta = 0,3$ )

Определение формы штампуемой заготовки, а также полей плотности, напряжений и деформаций выполнено на основе метода конечных элементов [13].

На рис. 3 представлены форма штампуемого изделия (а) и схема деформирования (б). Схема деформирования предусматривает наличие радиального течения материала, что дает возможность повысить эксплуатационные свойства получаемых изделий [14].

Размеры изделия были следующими: внутренний диаметр 32 мм, наружный диаметр 54 мм, внутренняя высота 6 мм и наружная высота 11 мм.

Начальная заготовка имела форму полого цилиндра. Внутренний ее диаметр равнялся диаметру иглы и был равен 32 мм. Наружный диаметр менялся и принимал значения 49,6 мм и 52 мм. Соответственно, высоты равнялись 14,35 мм и 12,27 мм.

Величина начальной пористости заготовки  $\theta_0 = 0,2$ , материал ее твердой фазы – сталь.

Также рассматривалась штамповка биметаллических заготовок. При этом высота верхнего (более прочного) слоя равнялась одной трети общей высоты заготовки. Материал верхнего слоя – легированная сталь. При моделировании полагали, что предел текучести верхнего слоя выше предела текучести нижнего слоя в два раза.

Игла, нижний пуансон и матрица были неподвижны. Деформирование заготовки происходило за счет перемещения верхнего пуансона. На заключительной стадии штамповки между верхним пуансоном и матрицей остается зазор, в который вытекает излишний металл. Коэффициент трения между заготовкой и инструментом принимали равным 0,15.

Наличие зазора между наружной боковой поверхностью заготовки и матрицей обеспечивает течение материала в радиальном направлении от центра. Такое направление течения материала приводит к тому, что деформируемая заготовка достигает зоны компенсатора в конце штамповки, и таким образом минимизируются потери материала.

В связи с симметрией в дальнейшем рассматривается правая половина осевого сечения штампуемой заготовки.

На рис. 4 приведены результаты моделирования штамповки заготовки, начальные свойства которой были одинаковы по всему объему.

В начальный момент штамповки происходит уплотнение порошкового материала в верхней части заготовки около ее внутренней поверхности. Деформируемый материал течет в радиальном направлении от центра. Нижняя часть внутренней поверхности заготовки отходит от иглы.

При дальнейшем перемещении верхнего пуансона процесс уплотнения распространяется на остальные области деформируемого изделия. Наружная поверхность заготовки достигает поверхности матрицы, при этом внутренняя ее поверхность полностью контактирует с иглой. Начинается вытекание металла в полость компенсатора (пространство между верхним пуансоном и матрицей). Распределение пористости на этом этапе неравномерно. Минимальная пористость по-прежнему в верхней части заготовки у ее внутренней поверхности. С увеличением радиуса величина пористости возрастает. Максимальная пористость соответствует области вытекания материала. Кроме того, менее интенсивно материал уплотняется в нижней части заготовки у ее наружной и внутренней поверхностей.

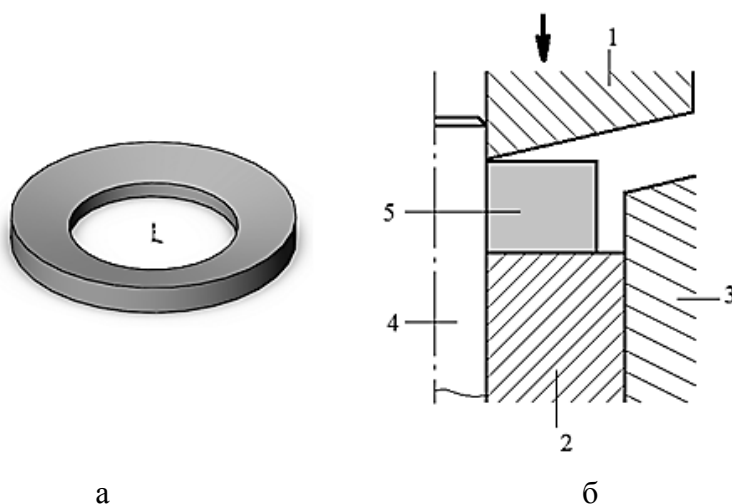


Рис. 3. Порошковое изделие (а) и схема деформирования (б):

1 – верхний пуансон; 2 – нижний пуансон; 3 – матрица; 4 – игла; 5 – порошковая заготовка

На заключительной стадии штамповки материал полностью заполняет полость штампа, происходит доуплотнение зон затрудненной деформации и выравнивание плотности по объёму изделия. При этом излишек металла вытекает в облой. Небольшое уменьшение плотности наблюдается в нижней части заготовки у наружной поверхности.

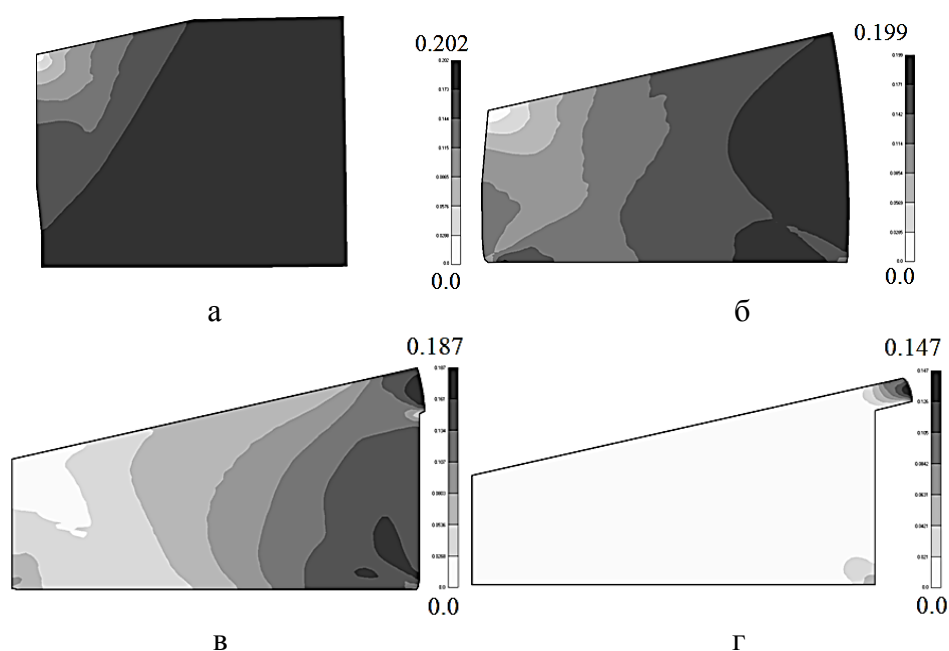


Рис. 4. Распределение пористости на последовательных этапах (а, б, в, г) штамповки заготовки, начальные свойства которой были одинаковы по объёму ( $\theta_0 = 0,2$ )

При штамповке биметаллической заготовки начальная пористость слоев была одинаковой ( $\theta_0 = 0,2$ ). Нижний слой, материал твердой фазы которого имеет более низкий предел текучести, уплотняется более интенсивно. Происходит вдавливание более прочного верхнего слоя в менее прочный нижний слой. Это приводит к вытеканию нижнего слоя из-под верхнего. В результате получить требуемое биметаллическое изделие не представляется возможным.

Для предотвращения вытекания материала нижнего слоя из-под верхнего слоя было предложено использовать заготовки с разной начальной пористостью слоев.

На рис. 5 приведены результаты уплотнения такой биметаллической заготовки. Предел текучести твердой фазы верхнего слоя был выше, чем предел текучести твердой фазы нижнего слоя. При этом величина пористости верхнего слоя была выше (равнялась 0,3), а нижнего слоя – ниже (равнялась 0,15).

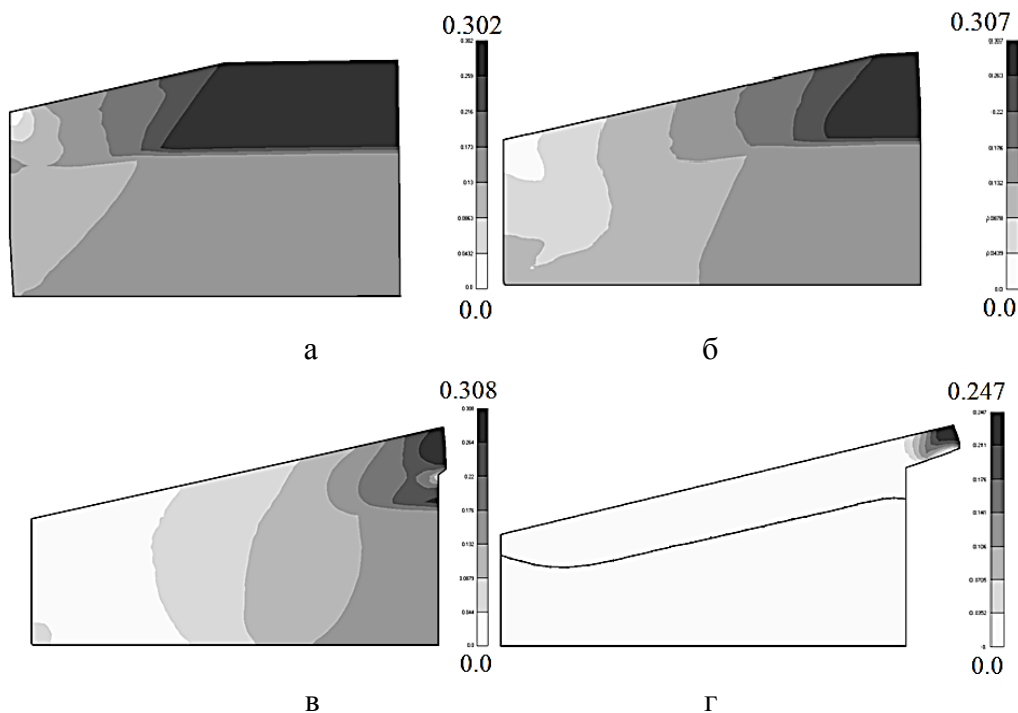


Рис. 5. Распределение пористости на последовательных этапах (а, б, в, г) штамповки биметаллической заготовки, начальная пористость верхнего слоя была равна 0,3, нижнего – 0,15

В начале штамповки более интенсивно уплотняется верхний слой. Затем процесс уплотнения распространяется на нижний слой.

К моменту, когда начинается вытекание материала в компенсатор, минимальная пористость слоев – у внутренней поверхности заготовки, максимальная – в области компенсатора.

В конце процесса деформирования величина пористости минимальна и ее распределение по объёму заготовки практически равномерно. Таким образом, получение двухслойного биметаллического изделия становится возможным.

В то же время следует отметить искривление поверхности раздела между слоями. В результате толщина верхнего слоя около внутренней поверхности заготовки меньше, чем в остальной части изделия.

## ВЫВОДЫ

В современной промышленности широко применяются детали, имеющие кольцевидную форму. Отдельную группу таких изделий составляют детали с конусообразной поверхностью. Эффективным методом их получения является горячая штамповка порошковых пористых заготовок

Использование заготовок с небольшими плюсовыми допусками по массе обуславливает наличие в конструкции штампа специального компенсатора для размещения избыточного объема металла.

Предварительное компьютерное моделирование процесса деформирования в штампе с кольцевым коническим компенсатором порошковых заготовок позволило установить ряд закономерностей их уплотнения и формоизменения.

В процессе штамповки происходит радиальное течение материала в направлении от центра. На заключительной стадии деформирования материал достигает поверхности матрицы и начинается вытекание излишка металла в компенсатор. При этом материал полностью заполняет полость штампа, происходит доуплотнение зон затрудненной деформации и выравнивание плотности по объёму изделия.

В процессе деформирования биметаллических заготовок было установлено, что возможно вытекание менее прочного нижнего слоя из-под верхнего. Для предотвращения этого эффекта предложено использовать заготовки с разной начальной пористостью слоев.

### СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Носенко М. І. Розробка способів гарячої деформації порошкових заготовок при отриманні деталей конструкційного призначення / М. І. Носенко, В. О. Павлов // *Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні*. – 2013. – № 1. – С. 72–77.
2. Рябичева Л. А. Термомеханический режим штамповки детали сложной формы из порошкового материала / Л. А. Рябичева, О. П. Гапонова // *Обработка материалов давлением: сб. науч. трудов*. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 1 (22). – С. 188–193.
3. Баглюк Г. А. Сравнительный анализ деформированного состояния пористых заготовок при штамповке в закрытом и открытом штампах / Г. А. Баглюк, А. И. Хоменко // *Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов*. – Краматорск : ДГМА, 2012. – № 2 (31). – С. 147–153.
4. Горохов В. М. Объемная штамповка порошковых материалов / В. М. Горохов, Е. А. Дорошкевич, А. М. Ефимов, Е. В. Звонарев. – Минск : Наука і техника, 1993. – 272 с.
5. Кун Х. А. Основные принципы штамповки порошковых заготовок / Х. А. Кун // *Порошковая металлургия материалов специального назначения*. – М. : Металлургия, 1977. – С. 143–158.
6. Дорофеев В. Ю. Структура и свойства порошкового материала, формируемого при горячей штамповке с элементами выдавливания / В. Ю. Дорофеев // *Порошковая металлургия*. – 1985. – № 7. – С. 23–27.
7. Баглюк Геннадий Анатольевич. Научно-технологические принципы получения изделий из порошковых материалов на основе гетерогенных железоуглеродистых сплавов с повышенной износостойкостью : дис. ... д-ра техн. наук : 05.16.06 «Порошковая металлургия и композиционные материалы» / Баглюк Геннадий Анатольевич. – Киев, 2004. – 486 с.
8. Патент № 29502 Україна, МПК В 22 F 3/02. Штмп для гарячої штамповки порошковых заготовок / Баглюк Г. А., Позняк Л. О., Мажарова Г. Ю., Капля С. М. (Україна). – № 29502 ; опубл. 15.11.2000 , Бюл. № 6.
9. Штерн М. Б. Модифицированные модели деформирования порошковых материалов на основе пластичных и труднодеформируемых порошков / О. В. Михайлов, М. Б. Штерн // *Вісник національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут»*. Серія : *Машинобудування*. – 2011. – № 62. – С. 13–19.
10. Green R. G. A plasticity theory for porous solids / R. G. Green // *Int. Journ. Of Mech. Sci.* – 1972. – V. 14. – P. 215–226.
11. Shima S. Plasticity theory for porous metals / S. Shima, M. Oyane // *Int. Journ. Of Mech. Sci.* – 1976. – V. 18. – P. 285–291.
12. Михайлов О. В. Учет разносопротивляемости растяжению и сжатию в теориях пластичности пористых тел / О. В. Михайлов, М. Б. Штерн // *Порошковая металлургия*. – 1984. – № 5. – С. 11–17.
13. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике : пер. с англ. / О. Зенкевич. – М. : Мир, 1975. – 541 с.
14. Баглюк Г. А. Повышение эффективности уплотнения пористых заготовок за счет интенсификации сдвиговых деформаций / Г. А. Баглюк // *Реологія, структура, властивості порошкових та композиційних матеріалів: зб. наук. праць*. – Луцьк : РВВ ЛДТУ, 2004. – С. 35–48.

### REFERENCES

1. Nosenko M. I. Rozrobka sposobiv garjachoi' deformacii' poroshkovykh zagotovok pry otrymanni detalej konstrukciynogo pryznachennja / M. I. Nosenko, V. O. Pavlov // *Novi materialy i tehnologii' v metalurgii' ta mashynobuduvanni*. – 2013. – № 1. – S. 72–77.
2. Rjabicheva L. A. Termomehanicheskiy rezhim shtampovki detali slozhnoy formy iz poroshkovogo materiala / L. A. Rjabicheva, O. P. Gaponova // *Obrabotka materialov davleniem: sb. nauch. trudov*. – Kramatorsk : DGMA, 2010. – № 1 (22). – S. 188–193.



3. Bagl'juk G. A. *Sravnitel'nyj analiz deformirovannogo sostojanija poristyh zagotovok pri shtampovke v zakrytom i otkrytom shtampah* / G. A. Bagl'juk, A. I. Homenko // *Obrabotka materialov davleniem : sb. nauch. trudov. – Kramatorsk : DGMA, 2012. – № 2 (31). – S. 147–153.*
4. Gorohov V. M. *Ob#emnaja shtampovka poroshkovyh materialov* / V. M. Gorohov, E. A. Doroshkevich, A. M. Efimov, E. V. Zvonarev. – Minsk : Navuka i tehnika, 1993. – 272 s.
5. Kun H. A. *Osnovnye principy shtampovki poroshkovyh zagotovok* / H. A. Kun // *Poroshkovaja metallurgija materialov special'nogo naznachenija. – M. : Metallurgija, 1977. – S. 143–158.*
6. Dorofeev V. Ju. *Struktura i svojstva poroshkovogo materiala, formiruемого pri gorjachej shtampovke s jelementami vydavlivaniija* / V. Ju. Dorofeev // *Poroshkovaja metallurgija. – 1985. – № 7. – S. 23–27.*
7. Bagl'juk Gennadij Anatol'evich. *Nauchno-tehnologicheskie principy poluchenija izdelij iz poroshkovyh materialov na osnove geterogennyh zhelezouglerodistyh splavov s povyshennoj iznosostojkost'ju : dis. ... d-ra tehn. nauk : 05.16.06 «Poroshkovaja metallurgija i kompozicionnye materialy»* / Bagl'juk Gennadij Anatol'evich. – Kiev, 2004. – 486 s.
8. Patent № 29502 Ukrai'na, MPK V 22 F 3/02. *Shtamp dlja garjachoi' shtampovky poroshkovyh zagotovok* / Bagl'juk G. A., Poznyak L. O., Mazharova G. Ju., Kaplja S. M. (Ukrai'na). – № 29502 ; opubl. 15.11.2000 , Bjul. № 6.
9. Shtern M. B. *Modificirovannye modeli deformirovanija poroshkovyh materialov na osnove plastichnyh i trudnodeformiruemyh poroshkov* / O. V. Mihajlov, M. B. Shtern // *Visnik nacional'nogo tehničnogo universitetu Ukraïni «Kiïvs'kij politehničnij institut». Serija : Mashinobuduvannja. – 2011. – № 62. – S. 13–19.*
10. Green R. G. *A plasticity theory for porous solids* / R. G. Green // *Int. Journ. Of Mech. Sci. – 1972. – V. 14. – P. 215–226.*
11. Shima S. *Plasticity theory for porous metals* / S. Shima, M. Oyane // *Int. Journ. Of Mech. Sci. – 1976. – V. 18. – P. 285–291.*
12. Mihajlov O. V. *Uchet raznosoprotivljaemosti rastjazheniju i szhatiju v teorijah plastichnosti poristyh tel* / O. V. Mihajlov, M. B. Shtern // *Poroshkovaja metallurgija. – 1984. – № 5. – S. 11–17.*
13. Zenkevich O. *Metod konechnyh jelementov v tehnike : per. s angl.* / O. Zenkevich. – M. : Mir, 1975. – 541 s.
14. Bagl'juk G. A. *Povyshenye efektyvnosti uplotnenija poristyh zagotovok za schet yntensyfykacyy sdyugovyh deformacyj* / G. A. Bagl'juk // *Reologija, struktura, vlastyvoli poroshkovyh ta kompozycijnyh materialiv: zb. nauk. prac'. – Luc'k : RVV LDTU, 2004. – C. 35–48.*

Михайлов О. В. – д-р техн. наук, вед. науч. сотруд. ИПМ им. И. Н. Францевича НАН Украины;

Михайлов А. О. – аспирант НУПТ;

Баглюк Г. А. – д-р техн. наук, ст. науч. сотруд., зам. дир. ИПМ НАНУ;

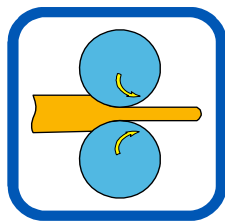
Штефан Е. В. – д-р техн. наук, проф., зав. каф. НУПТ.

ИПМ им. И. Н. Францевича НАН Украины – Институт проблем материаловедения имени И. Н. Францевича Национальной академии наук Украины, г. Киев.

НУПТ – Национальный университет пищевых технологий, г. Киев.

E-mail: olmi2012@bigmir.net

*Статья поступила в редакцию 11.03.2019 г.*



### РАЗДЕЛ III ПРОЦЕССЫ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ В МЕТАЛЛУРГИИ

УДК 004.942; 621.771.01

**Грибков Э. П.  
Бережная Е. В.  
Ивчик Р. С.  
Коваленко А. К.**

#### **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ДИСКРЕТИЗАЦИИ ОБЪЕМА НА ТОЧНОСТЬ РАСЧЕТА ПРОЦЕССА ПРАВКИ ЛИСТОВ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ**

При конечно-элементном моделировании немаловажным фактором является дискретность разбиения объема деформируемого материала, которая влияет на точность и время расчета. С увеличением дискретности точность расчета увеличивается, но при этом резко возрастает время на его выполнение. Для определения минимально достаточного количества конечных элементов при сохранении точности по аналогии с работой [1] были выполнены исследования процесса правки листов на многороликовой правильной машине с изгибом рабочего ролика.

Листоправильные машины предназначены для исправления продольной кривизны листов, полученной во время прокатки [2–5]. Одним из путей совершенствования данного оборудования является создание изгиба оси рабочих роликов, что делает возможным дополнительное исправление поперечной кривизны листов [6]. При использовании данного типа машин актуальной является проблема определения оптимальной настройки рабочих роликов не только в продольном направлении движения листа, но и в поперечном, то есть определение помимо величины перекрытия роликов величину их изгиба. Указанное возможно при использовании трёхмерных математических моделей процесса правки листов [7–9]. Однако решение оптимизационных задач по определению технологических настроек правильной машины на основе трёхмерных конечно-элементных моделей занимает значительное машинное время, что делает актуальным определение рациональной дискретизации объема деформируемого металла с точки зрения минимизации времени расчета с допустимой точностью расчета.

Целью данной работы является определение рационального количества конечных элементов при трёхмерном моделировании процесса правки листов с дефектом волнистости по критерию минимума затрат машинного времени при одновременном обеспечении достаточной точности расчета.

В рамках анализа напряженно-деформированного состояния металла при правке продольной и поперечной кривизны листов был выполнен расчет с использованием метода конечных элементов в системе Abaqus CAE.

Рассматриваемая применительно к анализу процесса правки листов на правильных машинах расчетная схема, которая представляла собой деформируемый лист и 6 рабочих роликов, представлена на рис. 1.

В соответствии с расчетной схемой (см. рис. 1) шаг машины  $t$  был принят 275 мм, диаметр рабочих роликов равным 260 мм. Непосредственно моделирование процесса правки было выполнено для листа толщиной 10 мм. Для упрощения расчетов и ввода исходных

данных материал считался не упрочняемым со свойствами упругости для стали  $E = 2,1 \cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$ ,  $\mu = 0,3$ ,  $\sigma_m = 400 \text{ Па}$ . Исходная конечно-элементная модель имеет следующие граничные условия: ролики имеют одну вращательную степень свободы. В расчете использовалась модель классической пластичности металла [10].

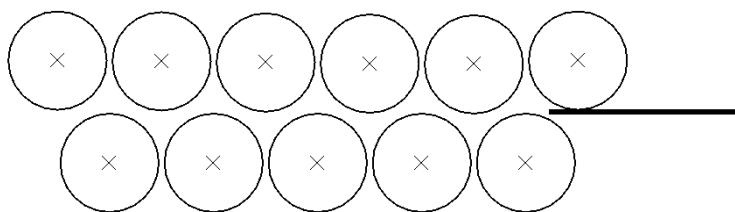


Рис. 1. Расчётная конечно-элементная в глобальной системе координат модель процесса правки листов на листопрямильных машинах

Контакт между листом и роликами задавался при помощи модели контакта «Поверхность к поверхности» путем задания коэффициента трения  $\mu = 0,2$ .

Рабочие ролики приводились во вращение с угловой скоростью  $0,95 \text{ рад/сек}$ . Скорость движения листа принята равной  $1000 \text{ мм/с}$ . Время шага было принято  $2,5 \text{ с}$ .

Для оценки полученных результатов выходными в данном случае параметрами были выбраны проекции реакций в контрольных точках роликов в глобальной системе координат  $RF2$ ,  $RM3$ , а также перемещения, деформации и напряжения в узлах конечных элементов листа.

Для исследования процесса правки лист разбивали на различное количество ячеек, а именно: 300 (рис. 2, а); 1224 (рис. 2, б); 4545 (рис. 2, в); 7191 (рис. 2, г); 15014 (рис. 2, д).

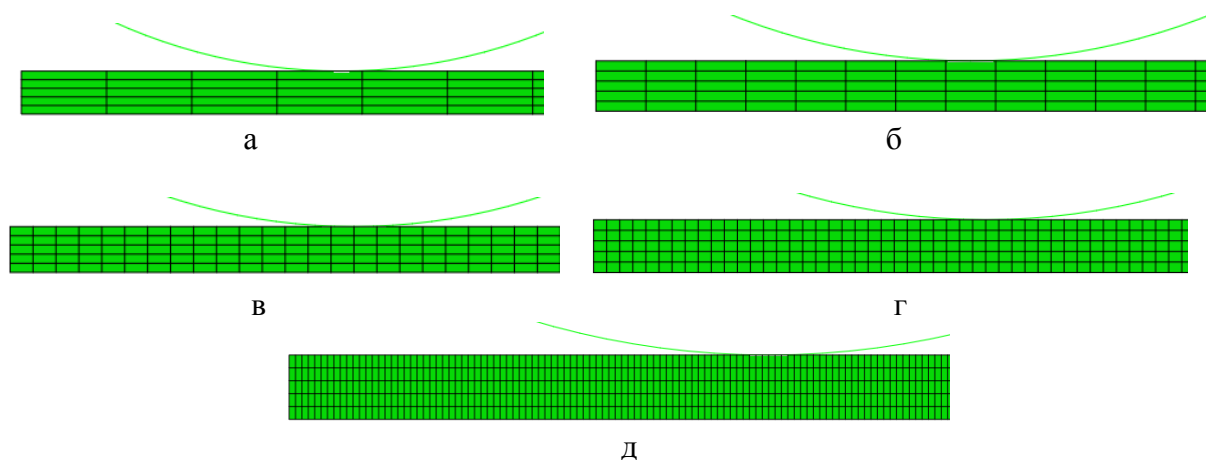


Рис. 2. Модели листов с различной дискретизацией объема:  
а – 750; б – 1500; в – 3000; г – 6000; д – 15000

В процессе расчета фиксировалось время расчета (рис. 3) и сила правки на третьем ролике (рис. 3). Было установлено, что с увеличением дискретизации объема деформируемого материала время расчета увеличивается практически линейно и при количестве ячеек 15120 составляет 4,2 часа (см. рис. 3). Полученные значения силы правки имеют значительный разброс, который уменьшается с увеличением количества элементов (рис. 4).

Используя полученный во время расчета ряд значений сил правки, был определен коэффициент вариации их разброса для каждого случая дискретизации объема, который составил более 15 % в случае использования сетки из 750 элементов и порядка 1 % при увеличении дискретизации более 6000 элементов (рис. 5), что позволяет сделать вывод о достаточности разбиения объема металла на уровне 6000 конечных элементов. Дальнейшее увеличение количества конечных элементов является нецелесообразным, так как приводит к значительному повышению времени расчета, более 11000 сек (см. рис. 3).

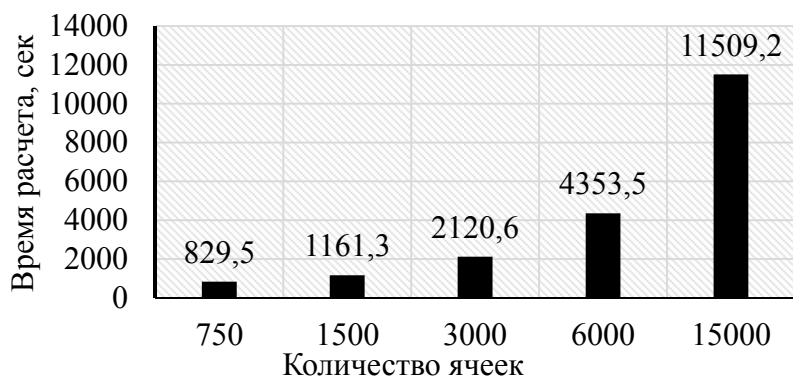


Рис. 3. Зависимость времени расчета от количества ячеек

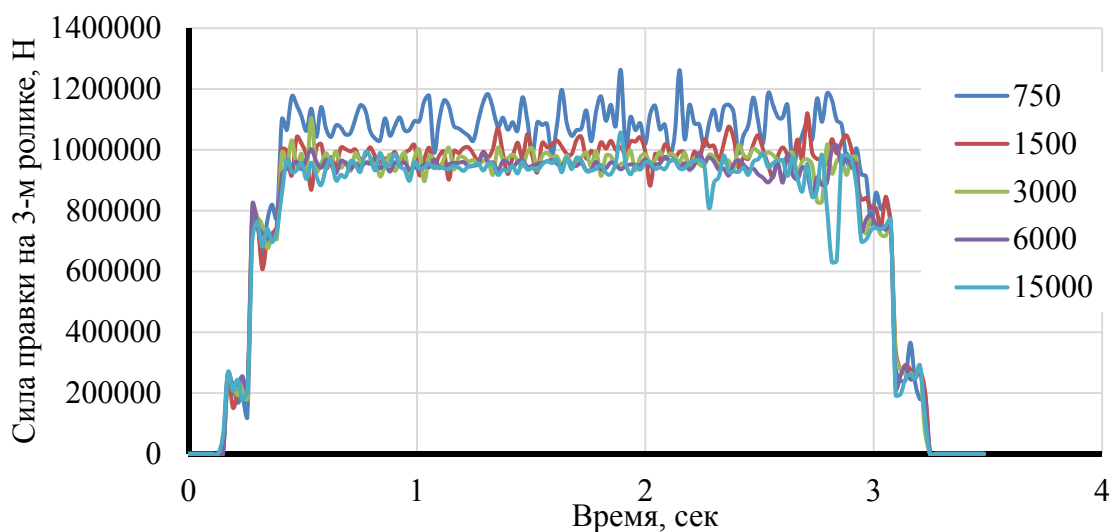


Рис. 4. Значения сил правки во время протекания процесса деформации в зависимости от количества ячеек

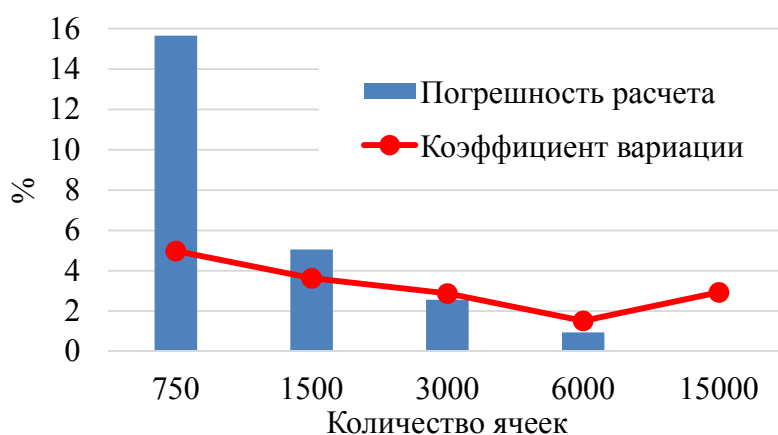


Рис. 5. Значения силы правки на третьем ролике и его коэффициента вариации в зависимости от количества ячеек

## ВЫВОДЫ

В результате реализации конечно-элементной модели процесса правки листов было установлено, что при моделировании рациональным количеством является 6000 конечных элементов при расчете значения силы правки на третьем ролике. При этом время реализации модели составляет приблизительно 1,17 часа при значении коэффициента вариации силы правки на 1 % выше относительно более точного значения.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Flatness defects after bridle rolls: a numerical analysis of leveling / N. Mathieu, R. Dimitriou, A. Parrico, M. Potier-Ferry, H. Zahrouni // *International Journal of Material Forming*. – 2013. – Vol. 6. – Issue 2. – Pp. 255–266.
2. Слоним А. З. Правка листового и сортового проката / А. З. Слоним, А. Л. Сонин. – М. : *Металлургия*, 1981. – 232 с.
3. Недорезов И. В. Роликовые правильные машины АО «Уралмаш» и пути их совершенствования / И. В. Недорезов, Б. Я. Орлов, А. Х. Винокурский // *Труды первого Конгресса прокатчиков. Магнитогорск, 23–27 октября, 1995*. – М., 1996. – С. 38–42.
4. Королев А. А. Механическое оборудование прокатных и трубных цехов / А. А. Королев. – М. : *Металлургия*, 1987. – 480 с.
5. Луговской В. М. Теория расчета листопрямильных машин и автоматизация их проектирования / В. М. Луговской. – *Труды ВНИИМЕТМАШ*. – М. : *Металлургия*, 1970. – № 26 – С. 8–30.
6. Шинкин В. Н. Расчет технологических параметров правки стального листа на одиннадцатироликовой листопрямильной машине линии поперечной резки фирмы Fagor Arrasate / В. Н. Шинкин // *Производство проката*. – 2014. – № 8. – С. 26–34.
7. Park K. Development of a Finite Element Analysis Program for Roller Leveling and Application for Removing Blanking Bow Defects of Thin Steel Sheet / K. Park, S. Hwang // *ISIJ International*. – Vol. 42 (2002), No. 9. – Pp. 990–999. – <http://dx.doi.org/10.2355/isijinternational.42.990>.
8. Cui L. Analysis of Leveling Strategy for a plate Mill / L. Cui, X Hu, X. Liu // *Advanced Materials Research*. – Vol. 145 (2011). – Pp. 424–428. – <http://doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.145.424>.
9. Cui L. Research on Mathematical Model of Leveling Process for Plate Mill / L Cui, X. Hu, X. Liu // *Advanced Materials Research*. – Vols. 148–149 (2011). – Pp. 368–371. – <http://doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.148-149.368>.
10. Кроха В. А. Кривые упрочнения металлов при холодной деформации / В. А. Кроха. – М. : *Машиностроение*, 1968. – 131 с.

## REFERENCES

1. Flatness defects after bridle rolls: a numerical analysis of leveling / N. Mathieu, R. Dimitriou, A. Parrico, M. Potier-Ferry, H. Zahrouni // *International Journal of Material Forming*. – 2013. – Vol. 6. – Issue 2. – Pp. 255–266.
2. Slonim A. Z. Pravka listovogo i sortovogo prokata / A. Z. Slonim, A. L. Sonin. – М. : *Metallurgija*, 1981. – 232 s.
3. Nedorezov I. V. Rolikovyje pravil'nye mashiny AO «Uralmash» i puti ih sovershenstvovanija / I. V. Nedorezov, B. Ja. Orlov, A. H. Vinokurskij // *Trudy pervogo Kongressa prokatchikov. Magnitogorsk, 23–27 oktjabrja, 1995*. – М., 1996. – S. 38–42.
4. Korolev A. A. Mehanicheskoe oborudovanie prokatnyh i trubnyh cehov / A. A. Korolev. – М. : *Metallurgija*, 1987. – 480 s.
5. Lugovskoj V. M. Teorija rascheta listopravil'nyh mashin i avtomatizacija ih proektirovanija / V. M. Lugovskoj. – *Trudy VNIIMETMASH*. – М. : *Metallurgija*, 1970. – № 26 – S. 8–30.
6. Shinkin V. N. Raschet tehnologicheskikh parametrov pravki stal'nogo lista na odimnadcatiroliko-voj listopravil'noj mashine linii poperechnoj rezki firmy Fagor Arrasate / V. N. Shinkin // *Proizvodstvo prokata*. – 2014. – № 8. – S. 26–34.
7. Park K. Development of a Finite Element Analysis Program for Roller Leveling and Application for Removing Blanking Bow Defects of Thin Steel Sheet / K. Park, S. Hwang // *ISIJ International*. – Vol. 42 (2002), No. 9. – Pp. 990–999. – <http://dx.doi.org/10.2355/isijinternational.42.990>.
8. Cui L. Analysis of Leveling Strategy for a plate Mill / L. Cui, X Hu, X. Liu // *Advanced Materials Research*. – Vol. 145 (2011). – Pp. 424–428. – <http://doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.145.424>.
9. Cui L. Research on Mathematical Model of Leveling Process for Plate Mill / L Cui, X. Hu, X. Liu // *Advanced Materials Research*. – Vols. 148–149 (2011). – Pp. 368–371. – <http://doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.148-149.368>.
10. Kroha V. A. Krivye uprochnenija metallov pri holodnoj deformacii / V. A. Kroha. – М. : *Mashino-stroenie*, 1968. – 131 s.

Грибков Э. П. – д-р техн. наук, доц. кафедры АММ ДГМА;  
Бережная Е. В. – д-р техн. наук, доц. кафедры ПТМ ДГМА;  
Ивчик Р. С. – вед. констр. ЧАО «НКМЗ»;  
Коваленко А. К. – ассистент кафедры КИТ ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.  
ЧАО «НКМЗ» – Частное акционерное общество «Новокраматорский машиностроительный завод», г. Краматорск.

E-mail: [amm@dgma.donetsk.ua](mailto:amm@dgma.donetsk.ua)

Статья поступила в редакцию 11.03.2019 г.

УДК 621.771.252

**Максименко О. П.  
Оробцев А. Ю.  
Самохвал В. М.  
Штода М. М.  
Марченко К. К.**

## **МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ И АНАЛИЗ ИЗНОСА КАЛИБРОВ ВАЛКОВ ПРОВОЛОЧНОГО БЛОКА**

Исследование износа и стойкости деталей машин получило широкое отображение в известных трудах отечественных [1–3] и зарубежных [4, 5] ученых. Значительные работы в этой области выполнены и специалистами по обработке металлов давлением [6–8]. Известно, что износ в очаге деформации при прокатке зависит от физических, химических и механических условий в нем, а также от температуры металла на контакте. При оценке износа следует учитывать зависимость интенсивности изнашивания от физико-химического воздействия окружающей среды (вода, окалина, смазка), наличия значительных градиентов полей напряжений и деформаций, от кинематики процесса, включая скольжение в зоне контакта полосы с валками. Необходимо также иметь в виду и возможность появления дефектов в поверхностных слоях, а также неоднородность и анизотропность их свойств. Механизм изнашивания рабочего инструмента при прокатке включает такие составляющие как задиры поверхности, заедание, выкрашивание и истирание. Наиболее тяжелой формой повреждения поверхности рабочего инструмента при горячей прокатке является абразивный износ, включающий в себя все выше перечисленные составляющие, действие которых усугубляется высокой температурой деформации металла и подачей охлаждающей воды.

Несмотря на то, что валки проволочного блока изготавливают из твердосплавного материала, за время кампании работы ручьи калибров подвергаются значительной выработке. В связи с этим, целью настоящей работы является разработка методики экспериментального изучения износа валков проволочного блока среднесортно-проволочного стана 400/200 ПАО «ДМК». Обычно выработку калибров измеряют с помощью часового индикатора, точность которого составляет  $\pm 0,01$  мм. Известны также и другие способы измерения износа калибров [9].

Особенностью калибров проволочного блока является их относительно небольшие размеры. Поэтому с помощью часового индикатора удастся измерить величину износа только в средней части калибра. Опыты показывают, что в ряде случаев, максимальный износ возникает в стороне от центральной части калибров. В этих условиях возникает задача определения выработки калибров по всей длине его поперечного сечения. Решение этой задачи было достигнуто путем разработки оптико-светового метода изучения выработки калибров валков и создания специального измерительного устройства.

Целью работы является обоснование применения методики измерения износа валков с использованием оптико-светового стенда и анализ особенностей износа калибров валков проволочного блока.

В качестве измерительного устройства использовали оптико-световой стенд, показанный на рис. 1. Установка включает источник света, увеличительные линзы, экран и фотоаппарат для фиксации изображения. При изучении износа ручьев калибра валок располагают между источником света и линзой на расстоянии фокуса от последней. В ручей калибра устанавливают шаблон и с помощью специального приспособления строго фиксируют его положение. При включении света на экране стенда возникает увеличенное изображение зазора между дном ручья и шаблоном (рис. 1). Процесс измерения износа калибра включает две стадии. На первом этапе на экране получают обратное (перевернутое) изображение просвета между ручьем нового (до установки в клеть) валка и шаблона. Заметим, что этот

просвет, в результате действия линзы, в шесть раз превышает реальный. Затем полученное на экране изображение фотографировали совместно с эталоном длины (специальная измерительная линейка для масштабирования) и с помощью компьютера определяли размеры реального просвета между ручьем калибра нового валка и шаблоном. На втором этапе выполняли те же действия, но для отработавшего кампанию валка. Разница размеров конечного и начального просвета между ручьем и шаблоном представляет картину износа калибра в поперечном сечении валка. На рис. 2 и 3 приведены фотографии зазоров между выработанными калибрами валков и шаблонами десяти клетей проволочного блока, а также микрорельеф поверхности вываленных валков. Цифрами на фото отмечены величины зазоров на указанных участках поперечного сечения калибра. Заметим, что в первых семи клетях проволочного блока валки имеют по два одинаковых калибра. В остальных трех клетях каждый из валков имеет по четыре калибра. При проведении опытов в первой группе клетей использовали только один калибр, на валках которых было прокатано 2756 т металла, в 8–10 клетях прокатку осуществляли в двух калибрах с тоннажем в 1350 т и 1406 т.

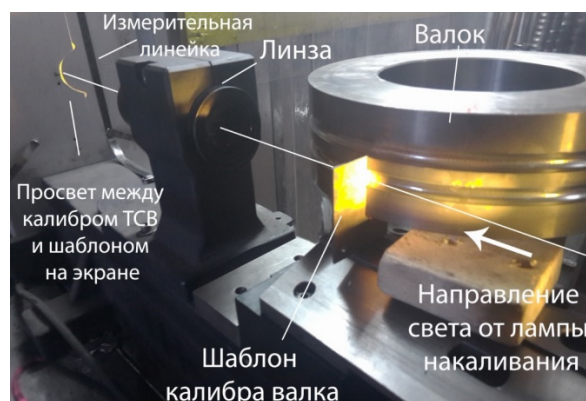


Рис. 1. Стенд с валком, шаблоном и изображением зазора

В табл. 1 приведены условия деформации и размеры калибров валков, а также среднее давление и усилие прокатки по клетям проволочного блока.

Таблица 1

Размеры калибров, режим деформации и сила прокатки при производстве катанки диаметром 5,5 мм в проволочном блоке

№ модуля	Размеры калибров, мм		Зазор (мм) по буртам g	Размеры раскатов, мм		Среднее давление, МПа	Сила прокатки, кН
	Bk	hвр		hi	bi		
				17,2	17,2		
1	23,65	4,6	1,94	11,14	20,65	284,96	92,59
2	13,83	6,14	1,51	13,74	13,79	291,08	72,16
3	18,89	3,5	1,85	8,85	16,97	309,57	77,56
4	11,45	4,95	1,13	11,03	11,03	309,47	56,51
5	16,85	2,7	1,22	6,62	13,9	317,99	60,47
6	8,97	3,7	1,36	8,66	8,76	307,71	42,40
7	13,56	2,1	1,06	5,26	10,97	304,99	40,64
8	7,27	2,92	1,11	6,95	6,95	299,21	29,32
9	10,24	1,6	0,99	4,19	8,75	300,58	28,57
10	5,76	2,18	1,21	5,57	5,57	286,29	19,63

Прежде чем анализировать результаты исследования, приведенные на рис. 2 и 3, оценим точность измерения выработки валков с помощью оптико-светового стенда в сравнении с показаниями часового индикатора. В обоих случаях замеры выполняли по центру калибра после кампании работы валков.

Результаты измерения износа во всех клетях проволочного блока приведены в табл. 2–3.

Таблица 2

## Результаты измерения износа калибров валков оптико-световым методом

Ручьи калибра	№ калибра	Номер клетки проволочного блока									
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
верхний	1	0,32	0,23	0,59	0,1	0,24	0,05	0,24	0,09	0,11	0,11
	2	0,32	0,28	0,39	0,07	0,27	0,14	0,28	0,10	0,13	0,13
	3								0,12	0,12	0,10
	4								0,05	0,11	0,11
нижний	1	0,36	0,30	0,44	0,14	0,22	0,13	0,31	0,12	0,12	0,10
	2	0,32	0,29	0,40	0,07	0,32	0,13	0,34	0,12	0,13	0,10
	3								0,11	0,11	0,10
	4								0,08	0,13	0,10

Таблица 3

## Результаты измерения износа калибров валков часовым индикатором

Ручьи калибра	№ калибра	Номер клетки проволочного блока									
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
верхний	1	0,34	0,33	0,36	0,11	0,28	0,07	0,21	0,06	0,09	0,05
	2	0,32	0,28	0,54	0,22	0,18	0,08	0,29	0,07	0,12	0,06
	3								0,09	0,10	0,02
	4								0,06	0,10	0,03
нижний	1	0,32	0,34	0,35	0,11	0,33	0,14	0,31	0,06	0,08	0,01
	2	0,38	0,33	0,44	0,19	0,28	0,10	0,44	0,10	0,11	0,0
	3								0,08	0,05	0,01
	4								0,03	0,09	0,02

Проведем статистический анализ полученных данных. Для этого с помощью критерия Стьюдента [10] проверим принадлежность приведенных в табл. 2 и 3 выборок одной совокупности, т. е. установим существенно ли среднее значение результатов измерений, полученные с помощью оптико-светового стенда  $\bar{X}_c$  и часового индикатора  $\bar{X}_u$ , различаются между собой или же это различие незначимо.

Для случая, когда проверяется соответствие между средними значениями выборок, критерий Стьюдента определяется:

$$t = \frac{\bar{X}_c - \bar{X}_u}{S_{\text{сум}} \sqrt{\frac{1}{n_c} + \frac{1}{n_u}}}. \quad (1)$$

Среднеквадратическое отклонение  $S_{\text{сум}}$  для обеих выборок рассчитывается по формуле:

$$S_{\text{сум}} = \left( \frac{\sum x_{ic}^2 + \sum x_{iu}^2}{n_c + n_u - 2} \right)^{0,5}, \quad (2)$$

где  $n_c$  и  $n_u$  – объемы выборок измеряемых стендом и индикатором;

$\sum x_{ic}^2$  и  $\sum x_{iu}^2$  – суммы квадратов разностей, относительно среднего значения выборки.

Объемы выборок, согласно данным табл. 2–3, составляют  $n_c = n_u = 52$ .

Среднеарифметические значения выборок:

$$\bar{X}_c = \frac{\sum X_{ic}}{n_c} = 0,188; \quad \bar{X}_u = \frac{\sum X_{iu}}{n_u} = 0,175.$$



Сумма квадратов разностей:

$$\Sigma x_{ic}^2 = \Sigma (X_{ic} - \bar{X}_c)^2 = 0,662; \quad \Sigma x_{iu}^2 = \Sigma (X_{iu} - \bar{X}_u)^2 = 0,944.$$

Тогда

$$t = \frac{0,188 - 0,175}{\left( \frac{0,662 + 0,944}{102} \right)^{0,5} \sqrt{\frac{1}{52} + \frac{1}{52}}} = 0,523.$$

Табличное (критическое) значение критерия Стьюдента с надежностью  $P = 0,99$  и степенью свободы  $k = n_c + n_u - 2 = 102$  составляет  $t_{кр} = 2,62$ . Сравнивая расчетное и критическое значения  $t$ , приходим к выводу, что с большой степенью надежности результаты измерений, выполненные с помощью оптико-светового стенда, существенно не отличаются от показаний часового индикатора, т. е. точность измерения износа калибров обеими приборами является достаточно близкой. Аналогичные результаты были получены при сравнении дисперсий обеих выборок с помощью критерия Фишера [10, 11]. Следует также заметить, что показания оптико-светового стенда были проверены на нормальность распределения и установлено их соответствие кривой Гаусса.

Выполненный статистический анализ показывает, что оптико-световой метод можно уверенно применять для измерения износа калибров валков и получать данные не только по центру ручья, но и по всему периметру сечения.

Проанализируем результаты измерения износа валков, представленные на рис. 2 и 3 и в табл. 4. Как видно, в первых трех клетях наблюдается практически равномерный износ калибров от 0,2 до 0,3 мм. На поверхности ручьев проявляется абразивный и осповидный износ, особенно в первых двух клетях, а также имеет место начальная сетка термического износа. На валках второй клетки наблюдается резкий переход от гладкой поверхности к шероховатой с очертаниями чередующихся выступов и впадин, что возможно связано с неполным заполнением калибра.

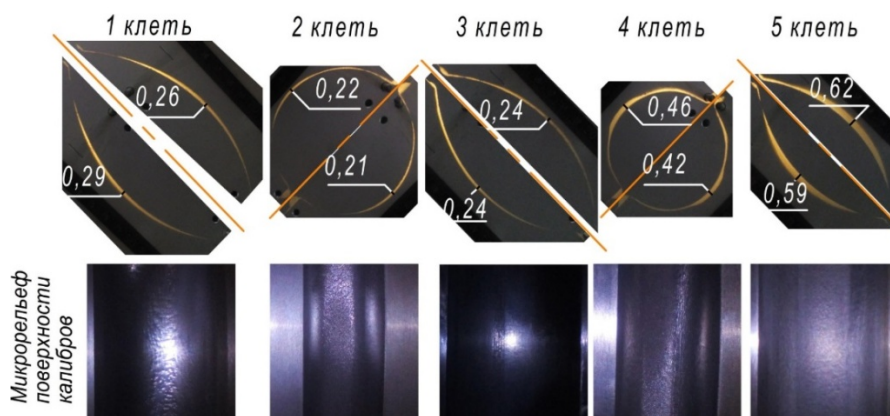


Рис. 2. Фотографии зазоров между ручьями верхнего и нижнего валков и шаблонами первых 5-ти клеток проволочного блока после кампании работы

Валки четвертой клетки имеют интенсивный износ по дну калибра. Наиболее существенный износ поверхности валков наблюдается в пятой клетке, достигая значений 0,5–0,6 мм, хотя поверхность остается гладкой, осповидность ее практически отсутствует. Существенная выработка поверхности валков пятой клетки, по-видимому, связана со значительным средним давлением металла на валки в этом проходе и скольжением металла в очаге деформации.

В шестой клетке минимальный износ расположен вблизи вертикальной линии калибра по обе стороны от нее, что предположительно связано со сваливанием раската в калибре. Минимальный износ валков этой клетки наблюдается вблизи разъема калибра и составляет 0,25–0,27 мм.

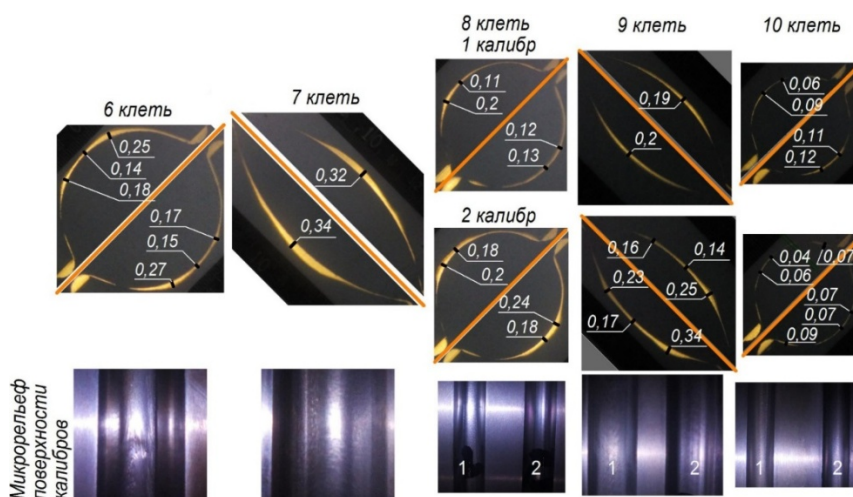


Рис. 3. Фотографии зазоров между ручьями валков и шаблонами последних пяти клеток проволочного блока

Таблица 4

Результаты исследования износа калибров валков проволочного блока стана 400/200

Черновые клетки								
Износ, мм	валок	№ клетки						
		1	2	3	4	5	6	7
		верхний	0,26	0,24	0,24	0,46	0,62	0,14(0,25)
нижний	0,29	0,21	0,24	0,53	0,59	0,15(0,27)	0,34	
Чистовые клетки								
Износ, мм	№ калибра	Валок	Номер клетки					
			8	9	10			
	1	верхний	0,11(0,2)	0,19	0,09(0,06)			
		нижний	0,11(0,12)	0,2	0,11(0,12)			
	2	верхний	0,18(0,2)	0,16 (0,25)	0,04(0,07)			
нижний		0,18(0,2)	0,17 (0,34)	0,07(0,09)				

Анализируя износ рабочего инструмента 8–10 клеток, предварительно отметим, что валки имеют по четыре одинаковых калибра. На рис. 3 эти калибры показаны под номерами 1 и 2. Вначале работали калибры № 1 и на них прокатано 1350 т. Затем деформацию металла осуществляли в калибрах № 2, на них произведено 1406 т. Хотя объем металла, прокатанный в обоих калибрах, был примерно одинаковым, износ вторых калибров был существенно выше по сравнению с первыми. Так, максимальная выработка второго калибра 9-ой клетки составила 0,34 мм, а первого только 0,2 мм. По-видимому, такое различие в характере их износа можно объяснить определенной наследственностью, связанной с прокаткой металла в предыдущих клетях. До поступления подката в первые калибры он прокатывался на относительно новых валках первых семи клеток, а ко вторым калибрам металл поступал после деформации в частично подношенных валках с несколько искаженной геометрией профиля. Следует также подчеркнуть, что различие в износе верхней и нижней половины калибра у валков 8–10 клеток практически незаметно, а микрорельеф их поверхности после кампании работы оставался гладким, без заметных изъянов и осповидности. Это следует из рассмотрения фотографий рис. 3.

На износ калибров валков определенное влияние оказывает также величина зазора между валками. При увеличении этого зазора вероятность сваливания раската в калибре возрастает, что отражается на его выработке.

## ВЫВОДЫ

Разработана новая методика изучения износа валков проволочного блока, основанная на применении оптико-светового стенда и позволяющая оценить выработку ручья калибра по всему периметру сечения его.

Проведен статистический анализ точности предложенного способа оценки износа в сравнении с показаниями часового индикатора. Проведенное исследование показало, что глубина износа калибров распределена неравномерно и существенно зависит от характера изменения среднего давления металла на валки по клетям проволочного блока.

При прокатке катанки диаметром 5,5 мм наиболее подвержены выработке калибры четвертой и пятой клетей, где преобладает абразивный износ. В первых двух клетях он приобретает вид осповидности.

#### СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Крагельский И. В. *Трение и износ* / И. В. Крагельский. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1968. – 480 с.
2. *Трение, изнашивание и смазка : справочник. В 2-х кн.* / Под ред. И. В. Крагельского и В. В. Алисина. – М. : Машиностроение, 1979. – 358 с.
3. Дроздов Ю. В. *Противозадирная стойкость трущихся тел* / Ю. Н. Дроздов, В. Г. Арчегов, В. И. Смирнов. – М. : Наука, 1981. – 139 с.
4. Тейбор Д. *Износ. Краткий исторический обзор : пер. с англ.* / Д. Тейбор // *Проблемы трения и смазки.* – М. : Мир, 1974. – № 4. – С. 6–16.
5. Хаккен Г. *Синергетика : пер. с нем.* / Г. Хаккен. – М. : Мир, 1980. – 440 с.
6. Воронцов Н. М. *Эксплуатация валков обжимных и сортовых станов* / Н. М. Воронцов, В. Т. Жадан, Б. Я. Шнееров и др. – М. : Metallurgija, 1973. – 288 с.
7. Чекмарев А. П. *Износ прокатных валков* / А. П. Чекмарев, Р. А. Машиковцев. – М. : Metallurgizdat, 1955. – 147 с.
8. Быстров В. А. *Условия эксплуатации и износ валков прокатного стана горячего металла* / В. А. Быстров, П. К. Дьяков, А. Г. Уманец // *Известия вузов. Черная металлургия.* – 2014. – № 5. – С. 24–29.
9. Мур Д. *Основы и применения трибоники : пер. с англ.* / Д. Мур. – М. : Мир, 1978. – 487 с.
10. Румшицкий Л. З. *Математическая обработка результатов эксперимента : справочное пособие* / Л. З. Румшицкий. – М. : Наука, 1971. – 192 с.
11. Шенк Х. *Теория инженерного эксперимента* / Х. Шенк. – М. : Мир, 1972. – 381 с.

#### REFERENCES

1. Kragel'skij I. V. *Trenie i iznos* / I. V. Kragel'skij. – 2-e izd., pererab. i dop. – M. : Mashinostroenie, 1968. – 480 s.
2. *Trenie, iznashivanie i smazka : spravochnik. V 2-h kn.* / Pod red. I. V. Kragel'skogo i V. V. Alisina. – M. : Mashinostroenie, 1979. – 358 s.
3. Drozdov Ju. V. *Protivozadirnaja stojkost' trushhihsja tel* / Ju. N. Drozdov, V. G. Archegov, V. I. Smirnov. – M. : Nauka, 1981. – 139 s.
4. Tejbor D. *Iznos. Kratkij istoricheskij obzor : per. s angl.* / D. Tejbor // *Problemy trenija i smazki.* – M. : Mir, 1974. – № 4. – S. 6–16.
5. Hakken G. *Sinergetika : per. s nem.* / G. Hakken. – M. : Mir, 1980. – 440 s.
6. Voroncov N. M. *Jekspluatacija valkov obzhimnyh i sortovyh stanov* / N. M. Voroncov, V. T. Zhadan, B. Ja. Shneerov i dr. – M. : Metallurgija, 1973. – 288 s.
7. Chekmarev A. P. *Iznos prokatnyh valkov* / A. P. Chekmarev, R. A. Mashkovcev. – M. : Metallurgizdat, 1955. – 147 s.
8. Bystrov V. A. *Uslovija jekspluatacii i iznos valkov prokatnogo stana gorjachego metalla* / V. A. Bystrov, P. K. D'jakov, A. G. Umanec // *Izvestija vuzov. Chernaja metallurgija.* – 2014. – № 5. – S. 24–29.
9. Mur D. *Osnovy i primenenija triboniki : per. s angl.* / D. Mur. – M. : Mir, 1978. – 487 s.
10. Rumshiskij L. Z. *Matematicheskaja obrabotka rezul'tatov jeksperimenta : spravochnoe posobie* / L. Z. Rumshiskij. – M. : Nauka, 1971. – 192 s.
11. Shenk H. *Teorija inzhenernogo jeksperimenta* / H. Shenk. – M. : Mir, 1972. – 381 s.

Максименко О. П. – д-р техн. наук, проф., зав. каф. ОМД ДГТУ;

Оробцев А. Ю. – канд. техн. наук, нач. техн. управл. ПАО «ДМК»;

Самохвал В. М. – канд. техн. наук, доцент ДГТУ;

Штода М. Н. – канд. техн. наук, доцент ДГТУ;

Марченко К. К. – аспирант ДГТУ.

ДГТУ – Днепропетровский государственный технический университет, г. Каменское.

ПАО «ДМК» – Публичное акционерное общество «Днепропетровский металлургический комбинат», г. Каменское.

E-mail: [omd@dstu.dp.ua](mailto:omd@dstu.dp.ua) ; [volsamokhval@gmail.com](mailto:volsamokhval@gmail.com); [makshtoda@gmail.com](mailto:makshtoda@gmail.com)

УДК 621.771.251

**Найзабеков А. Б.  
Лежнев С. Н.  
Панин Е. А.  
Арбуз А. С.**

## **ВЛИЯНИЕ РАДИАЛЬНО-СДВИГОВОЙ ПРОКАТКИ НА МИКРОСТРУКТУРУ И МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ТЕХНИЧЕСКОГО ТИТАНА**

С неуклонным ростом качества и продолжительности жизни возрастает роль имплантации, призванной заменить поврежденные либо пораженные части организма человека с целью обеспечения восстановления утраченных функций. В настоящее время имплантация представляет широкое поле деятельности от зубных протезов до искусственных суставов, элементов позвоночника, искусственного сердца и разрабатываемых вживляемых электронных чипов для восстановления функций центральной нервной системы [1].

Все виды имплантатов объединяет одно общее требование – биосовместимость, то есть способность материала встраиваться в организм пациента, не вызывая побочных клинических проявлений и индуцировать клеточный или тканевой ответ, необходимый для достижения оптимального терапевтического эффекта.

Базовое свойство любого живого организма – отвергать любые чужие тела, которые в него входят. Металлы, вступив в контакт с биологическими жидкостями окисляются, что приводит к процессам ионизации. Неустойчивые ионы металлов, примыкают к чужим протеинам, создавая сложный метал-протеин, который организм ошибочно принимает за угрозу (как вирус или бактерию) и провоцирует защитную реакцию иммунной системы. Начинают умножаться лимфоциты, чтобы преодолеть вторгшийся организм. Происходит воспаление и отторжение. В худшем случае, ионы металлов и металл-протеины, встраиваясь в метаболизм организма, вызывают куда более серьезные изменения.

Биосовместимыми свойствами обладает титан и некоторые другие материалы (цирконий, золото, платина). Золото и платина, издревле используемые для протезирования зубов химически нейтральны, но обладают недопустимо низкими механическими свойствами, что исключает их применение для остеопротезирования, где требуется выдерживать высокие механические нагрузки при небольших размерах. Титан и цирконий, обладая высокими механическими свойствами, образуют на поверхности пассивирующую оксидную пленку [2–3]. Благодаря которой они не корродируют и не отдают свободные ионы металла. Цирконий обладает наилучшей биосовместимостью, однако он более дорог и его механические свойства ниже, чем у титана [4–5]. Большое значение имеет создание высокопрочных длинномерных протезов для замены частей больших костей опорно-двигательного аппарата, например, при раке, когда удаляются большие объемы костей.

Таким образом, разработка технологии повышения механических свойств биосовместимых материалов имеет несомненную актуальность, особенно это касается длинномерных изделий.

Один из путей повышения механических свойств – использование ультрамелкозернистых (УМЗ) и наноструктурных материалов (НС) [6]. Все промышленно используемые металлические материалы, имеют крупнозернистое строение с размерами зерна-кристаллита порядка 20–80 мкм и более. Методами интенсивной пластической деформации, возможно получение ультрамелкозернистого (менее 1 мкм) и наноструктурного (100 нм и менее) состояния тех же материалов, которые при этом, очень сильно меняют свойства. Значительно увеличивается прочность при сохранении либо небольшом уменьшении пластичности. Такое сочетание

свойств, критически важно для ответственных изделий, где важен вес и размер детали. Например, для медицинских имплантантов, которые при сохранении равной прочности, можно сделать тоньше, и, в случае превышения нагрузки – он не разрушится, повреждая окружающие ткани, а лишь погнется и может быть впоследствии заменен. Подробно эти материалы были изучены в работах Валиева Р. З. [6], Horita Z., [7] Langdon T. G. [8] и др. [9–13].

Наиболее популярные методы, реализующие эти условия: равноканальное угловое прессование (6–8 циклов и более) [13], кручение под высоким давлением [8]. На долю этих способов приходится более 90 % публикаций об УМЗ материалах и 90 % публикаций по исследованию биосовместимости УМЗ материалов. Эти методы дают проработанную структуру и очень просты в реализации. Однако, их главный недостаток, препятствующий широкому промышленному внедрению – ограничения в размерах образцов и крайне низкая технологичность производства. Устранить эти недостатки можно, используя такой способ, как радиально-сдвиговая прокатка, которая также позволяет получать УМЗ состояние, но уже в длинномерных круглых прутках с некоторыми особенностями распределения структуры [9, 14–15]. Разработка данного способа позволит сделать шаг в сторону широкого применения имплантантов из УМЗ материалов.

В очаге деформации радиально-сдвиговой прокатки реализуется схема напряженно-деформированного состояния, близкая к всестороннему сжатию с большими сдвиговыми деформациями, являющаяся благоприятной для формирования УМЗ структуры.

Основной особенностью радиально-сдвиговой прокатки является немонотонность и турбулентность деформации, а также отличия в пластическом течении и проработке структуры разных зон заготовки вследствие траекторно-скоростных особенностей процесса [15–16]. В силу этих особенностей течения металла, наиболее интенсивные сдвиговые деформации локализуются в зоне пересечения линий скольжения металла – кольцевой зоне поперечного сечения характерной для трехвалковой схемы, что подтверждается моделью. Во внешнем слое каждый малый траекторно-ориентированный элемент подвергается деформации сжатия по радиусу заготовки, деформации сжатия по направлению истечения (вдоль винтовой траектории) и, соответственно, деформации растяжения поперек винтовой траектории. При этом важно, что имеется постоянный градиент скоростей и направлений течения по радиусу, который еще добавляет дополнительные сдвиговые элементы в общую сложную картину напряженно-деформированного состояния. Элементы структурного строения металла, подвергнутые расширяющемуся течению с двухсторонней осадкой (вдоль траектории и вдоль радиуса) приобретают форму изотропных обособленных частиц высокой дисперсности [16].

Скорость частиц в осевом волокне и его длина так же, как и при продольной прокатке увеличивается пропорционально коэффициенту вытяжки. Сечение центральных трубок тока уменьшается. Проработка структуры металла действует по типу продольной прокатки в калибрах с многосторонним обжатием или прессования. Элементы структурного строения вытягиваются и утоняются с образованием характерной структурной полосчатости [4]. Эти особенности подробно описаны и иллюстрированы в работах С. П. Галкина [14–17].

На основе перечисленных выше работ в НИТУ «МИСиС» были созданы конструкции станов радиально-сдвиговой прокатки, реализующие интенсивную пластическую деформацию прокатки сплошного круглого прутка. В их числе, стан СВП-08, поставленный в Рудненский индустриальный институт. Внешний вид стана показан на рис. 1.

Стан СВП-08 предназначен для горячего деформирования прутков сплошного круглого профиля из практически любых металлических материалов, включая малопластичные, непрерывнолитые и порошковые. Прокатка прутков диаметром 10–25 мм осуществляется в трехвалковой клетке специальной жесткой конструкции из исходных заготовок диаметром 15–30 мм путем их обжатия по диаметру за один или несколько проходов с применением валков специальной калибровки, и при необходимости, с промежуточными подогревами. Диаметр валков 56 мм; коэффициент вытяжки достигает: 1,1–5,0; производительность стана: 0,1–0,3 т/ч; мощность главных приводов  $3 \times 7,5$  кВт.



Рис. 1. Стан радиально-сдвиговой прокатки СВП-08

Этот стан был выбран для проведения экспериментов по изучению влияния поперечно-винтовой прокатки на микроструктуру стали, поскольку стан отличается широким сортаментом, высокой жесткостью клетки и удобством эксплуатации.

Для проведения опыта был использован пруток с начальным диаметром 30 мм марки ВТ1. Титан данной марки обладает механическими свойствами, соизмеримыми с механическими свойствами нержавеющей сталей, а легированием титана и термической обработкой сплавов на его основе можно достигнуть уровня прочности высокопрочных сталей. При этом особенно высока удельная прочность титановых сплавов, учитывая плотность железа и титана 7,8 и 4,5 г/см<sup>3</sup> соответственно. Это достоинство титановых сплавов сохраняется в широком интервале температур от –253 до 500 °С.

Химический состав титана марки ВТ-1 (0,08 % С; до 0,25% Fe; до 0,07 % С; до 0.1 % Si; до 0,04 % N; до 0,2 % О, 99,24-99,7 % Ti). Механические свойства титанового прутка имеют следующие значения: предел прочности при растяжении  $\sigma_e = 704$  МПа, относительное удлинение  $\delta = 26$  %.

Температура прокатки была выбрана постоянной и равной 500 °С. За 5 проходов, с обжатием по 3 мм в каждом, заготовка была прокатана с 30 мм до 15 мм с интенсивным охлаждением прутка водой после последнего прохода. Подобный температурный режим для получения УМЗ структуры титана был использован в работах [11–12].

После прокатки из прутка были вырезаны цилиндры длиной 30 мм. На высокоточной отрезной машине AccuTom-5 (Struers, Швейцария) вдоль прутка были нарезаны образцы для механических испытаний, в виде полосок 30 × 3 × 0,3 мм. Центральное (наибольшее) сечение было использовано для приготовления образцов для исследования тонкой структуры на просвечивающем электронном микроскопе. Оставшаяся массивная половина была использована для измерения микротвердости по сечению прутка.

Микроструктура была исследована на просвечивающем электронном микроскопе JEM-2100 (JEOL, Япония) при ускоряющем напряжении 200 кВ. Образцы для исследования готовились методом электролитического утонения на установке TenuPol-5 (Struers, Швейцария). Исследование проводилось на тонких фольгах, вырезанных из периферийной и из осевой зон прутка вдоль направления прокатки. Наиболее характерные виды микроструктуры обеих частей прутка показаны на рис. 2 и 3.

Микроструктура периферийной и осевой зон после радиально-сдвиговой прокатки различаются. Периферия прутка представляет собой равноосную ультрамелкозернистую структуру зернами размером 300–600 нм. Зерна имеют высокие углы разориентировки, что установлено по дифракционной картине. Такая структура сопоставима с результатами известных исследований по воздействию ИПД на титан [10–12].

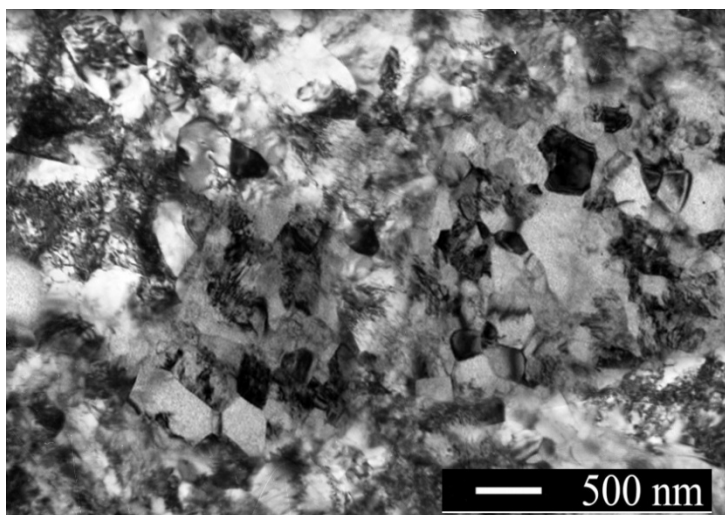


Рис. 2. Структура периферийной части прутка после радиально-сдвиговой прокатки

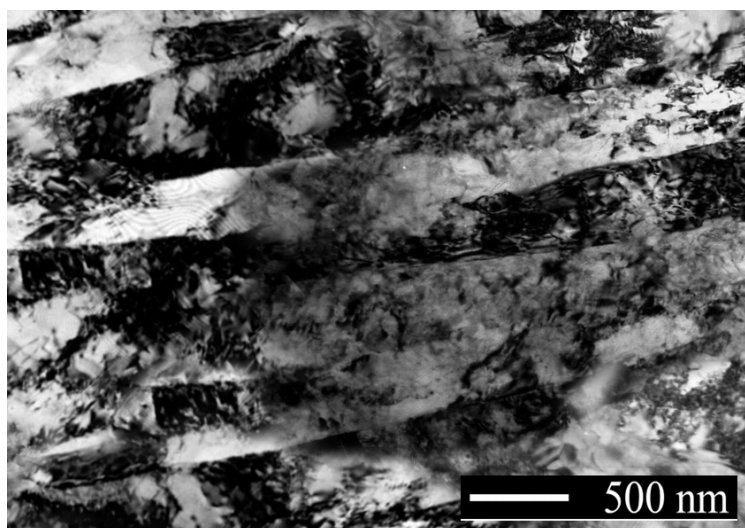


Рис. 3. Структура осевой части прутка после радиально-сдвиговой прокатки

Микроструктура осевой зоны после радиально-сдвиговой прокатки имеет собой волокнистую текстуру подобную прокатной. Длинные и узкие зерна осевой зоны вытянуты в направлении прокатки. Дифракционная картина также подтверждает небольшие углы разориентировки зерен. Подобная разница структуры может быть объяснена разной схемой истечения металла. В периферийной части прутка, где преобладала сдвиговая деформация с высокой турбулентностью течения металла, произошло формирование равноосной УМЗ структуры. В осевой зоне, где течение металла имело ламинарный характер вдоль оси прокатки, сформировалась вытянутая, ориентированная структура. Полученные результаты могут быть сравнены с результатами исследований [9, 15, 17].

Технический титан марки ВТ-1 в исходном состоянии имеет крупнозернистую структуру со средним размером зерен 70–80 мкм. За 5 проходов радиально-сдвиговой прокатки с суммарной вытяжкой 4, на периферии прутка удалось получить равноосную УМЗ структуру, подобную получаемой другими способами ИПД при схожих степенях деформации и температурах.

Для определения механических свойств были использованы плоские образцы, вырезанные на расстоянии 0,5 диаметра прутка. Учитывая структурную неоднородность периферийной и осевой зоны, такое расположение тестовых образцов будет более объективным. Испытания на растяжение были проведены на испытательной машине Instron-1195 (ITW Inc., США). Для определения среднего значения в каждой точке, проводилось испытание 5 образцов.

Предел прочности после радиально-сдвиговой прокатки возрос с 704 МПа до 1215 МПа, что составляет 58 %. Относительное удлинение изменилось с исходного 26 % до 11 % после пятого прохода. Снижение пластичности в данном случае находится в нормальных пределах для материалов, прошедших подобную обработку, и сопоставимо с результатами известных исследований [10–12].

Изменение механических свойств по проходам предела прочности по проходам показано на рис. 4 и 5.

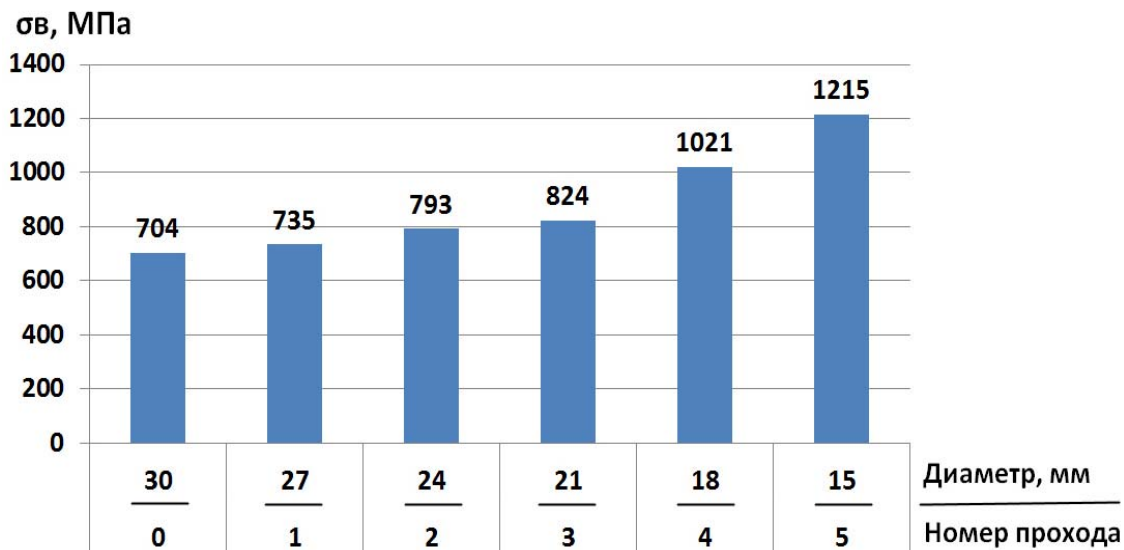


Рис. 4. Изменение предела прочности титана марки BT-1 после радиально-сдвиговой прокатки по проходам

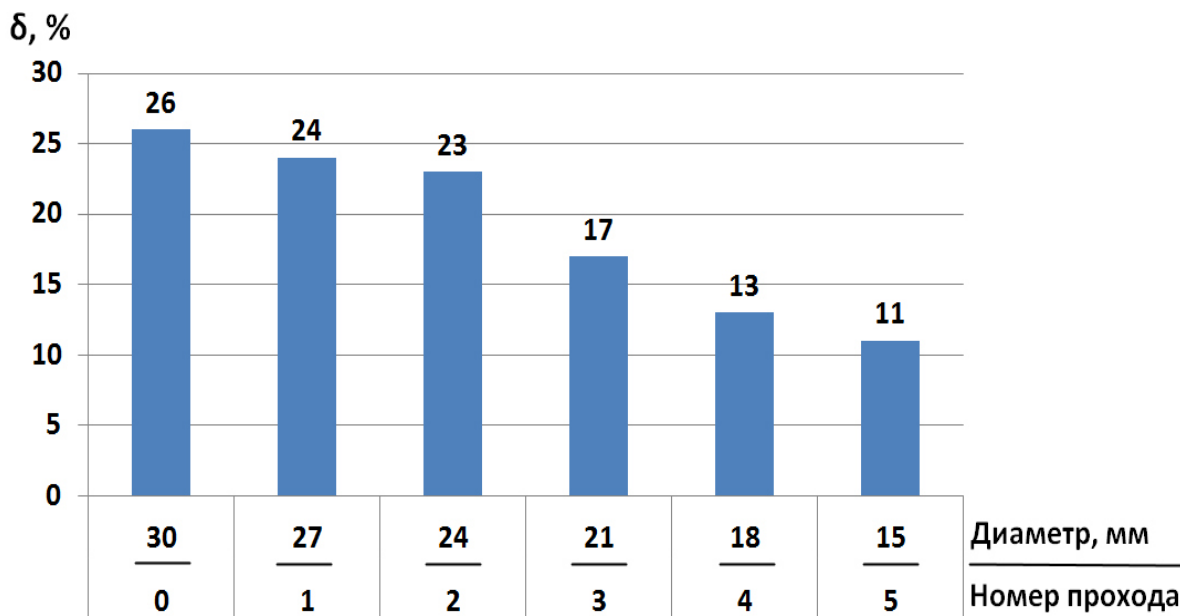


Рис. 5. Изменение относительного удлинения титана марки BT-1 после радиально-сдвиговой прокатки по проходам

Учитывая имеющуюся структурную неоднородность, возможный уровень неоднородности механических свойств было решено оценить путем измерения профиля микротвердости по сечению прутка после радиально-сдвиговой прокатки. Профиль микротвердости был построен по результатам измерений в 15 последовательных точках расположенных через 1 мм друг от друга. В каждой точке было проведено по 3 измерения в направлении



перпендикулярном линии профиля, результаты усреднены. Измерение микротвердости проводилось на микротвердомере HVS-1000B (Winex Instrument, Великобритания) по Виккерсу с усилием 9,87 Н при выдержке 15 секунд. График изменения микротвердости по сечению показан на рис. 6.

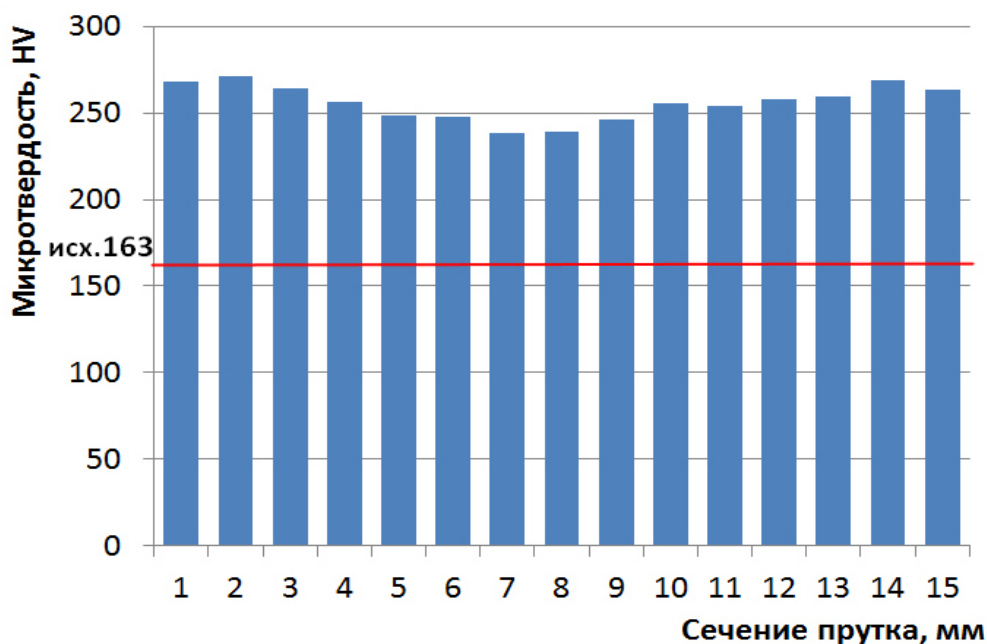


Рис. 6. Изменение микротвердости титана марки ВТ-1 по сечению прутка после радиально-сдвиговой прокатки

После радиально-сдвиговой прокатки, уровень микротвердости поднялся с исходного значения 163 НВ до 238–271 НВ, что достигает 60%. При этом, вследствие структурной неоднородности по сечению прутка наблюдается плавное падение уровня микротвердости центральной зоны прутка на 12,4 % (32,9 НВ) относительно периферии. Данные цифры позволяют предположить сопоставимую разницу в уровне остальных механических свойств по сечению прутка и заключить, что эта разница относительно невелика, а измеренные ранее значения предела прочности и относительного удлинения могут изменяться в указанных выше относительных пределах.

### ВЫВОДЫ

Способом радиально-сдвиговой прокатки за 5 проходом при температуре 500 °С, с суммарной вытяжкой 4, в одном прутке была получена микроструктура двух типов. На периферии прутка сформировалась равноосная ультрамелкозернистая структура с размером зерна в 300–600 нм, в то время как в осевой зоне прутка была ориентированная, полосчатая текстура подобная прокатной.

Полученная микроструктура хорошо согласуется с данными исследований [9, 15, 17]. При этом, получение подобной структуры одним из наиболее распространенных способов ИПД – равноканальным угловым прессованием, требует не менее 6–8 циклов прессования [6–7, 11–12] и возможно только для заготовок небольшой длины, в то время как на стане винтовой прокатки она получается за 4–5 проходов для заготовок неограниченной длины. Проблемой является неоднородность структуры в осевой и периферийной зонах прутка. Однако относительно небольшое различие уровня микротвердости этих зон позволяет надеяться на возможность применения таких прутков для изготовления специальных особопрочных деталей сопоставимой формы. Также имеет смысл рассматривать цельный пруток с двумя разными типа микроструктуры в центре и на периферии как композитный материал либо использовать только периферийную зону.

Совершенствование способа радиально-сдвиговой прокатки позволит получать материалы с наименьшими затратами времени и энергии, что приведет к удешевлению производства УМЗ материалов и вероятно к коммерческой рентабельности.

## REFERENCES

1. *Biomaterials in orthopedics* / M. Navarro, A. Michiardi, O. Castaño and J.A Planell // *J. R. Soc. Interface*. – 2008. – № 5. – Pp. 1137–1158.
2. Olmedo D. *An experimental study of the dissemination of Titanium and Zirconium in body*. *Journal of materials science* / D. Olmedo, M. B. Guglielmotti, R. L. Carhini // *Materials in medicine*. – 2002. – № 13. – Pp. 793–796.
3. *Biocompatibility and osteogenesis of refractory metal implants, titanium, hafnium, niobium, tantalum and rhenium* / H. Matsuno, A. Yokoyama, F. Watari, M. Uo, T. Kawasaki // *Biomaterials*. – 2001. – № 22. – Pp. 1253–1262.
4. *Correlation Y. H. between microstructure and corrosion behavior of Zr–Nb binary alloy*. *Journal of Nuclear // Materials*. – 2002. – № 302. – P. 9–19.
5. *Current Status of Zirconia Used in Total Hip Implants* / I. C. Clarke, M. Manaka, D. D. Green, MS. P. Williams, G. Pezzotti, Y.-H. Kim, M. Ries, N. Sugano, L. Sedel, C. Delauney, B. Ben Nissan, T. Donaldson, G. A. Gustafson // *The Journal OF Bone and Joint Surgery, Incorporated*.
6. Valiev R. Z. *Bulk nanostructured materials from severe plastic deformation* / R. Z. Valiev, R. K. Islamgaliev, I. V. Alexandrov // *Progress in Materials Science*. – 2000. – Vol. 45. – № 2. – P. 103–189.
7. Terence G. Langdon. *The characteristics of grain refinement in materials processed by severe plastic deformation* / T. G. Langdon // *Rev. Adv. Mater. Sci.* – 2006. – Vol. 13. – P. 6–14.
8. Xu C. *The evolution of homogeneity in processing by high-pressure torsion* / C. Xu, Z. Horita, T.G. Langdon // *Acta Materialia*. – 2007. – Vol. 55. – № 1. – P. 203–212.
9. *Effect of cross rolling on the microstructure of steel* / Naizabekov A., Lezhnev S., Tsay K., Arbus A. // *Nanocon 2015, 7th International Conference on Nanomaterials – Research & Application*. 14<sup>th</sup>–16<sup>th</sup> Oct 2015, Brno, Czech Republic, EU.
10. A. Balyanov, J. Kutnyakova, N. A. Amirkhanova, V. V. Stolyarov, R. Z. Valiev, X. Z. Liao, Y. H. Zhao, Y. B. Jiang, H. F. Xu, T. C. Lowe, Y. T. Zhu. *Corrosion resistance of ultra fine-grained Ti* *Scripta Materialia*. – 2004. – № 51. – P. 225–229.
11. Meredith C. S. *Texture evolution and anisotropy in the thermo-mechanical response of UFG Ti processed via equal channel angular pressing* / C. S. Meredith, A. S. Khan // *International Journal of Plasticity*. – 2012. – № 30–31. – Pp. 202–217.
12. *Long-length Ultrafine-grained Titanium Rods produced by ECAP-Conform* / G. I. Raab, R. Z. Valiev, D. V. Gunderov, T. C. Lowe, A. Misra, Y. T. Zhu. // *Materials Science Forum Vols. 584-586 (2008)* pp 80-85
13. Valiev Z. R. *Principles of equal-channel angular pressing as a processing tool for grain refinement* / R. Z. Valiev, T. G. Langdon // *Progress in Materials Science*. – 2006. – № 51. – P. 881–981.
14. Lopatin N. V. *Mathematical modeling of radial-shear rolling of the VT6 titanium alloy under conditions of formation of a globular structure* / N. V. Lopatin, G. A. Salishchev, S. P. Galkin // *Russian Journal of Non-Ferrous Metals*. – 2011. – № 52 (5). – P. 442–447.
15. Galkin S. P. *Radial shear rolling as an optimal technology for lean production* / S. P. Galkin // *Steel in Translation*. – 2014. – № 44 (1). – P. 61–64.
16. Patent RF № 2293619, B21B19/00. *Sposob vintovoj prokatki* / Galkin S. P. – opubl. 20.02.2007.
17. *Grain refinement, texture, and mechanical properties of a magnesium alloy after radial-shear rolling* / Dobatkin S., Galkin S., Estrin Y., Serebryany V., Diez M., Martynenko N., Lukyanova E., Perezhogin V. // *Journal of Alloys and Compounds*. – Feb. 2019. – Vol. 774, № 5. – Pp. 969–979.

Найзабеков А. Б. – д-р техн. наук, проф. РИИ;

Лежнев С. Н. – канд. техн. наук, проф. РИИ;

Панин Е. А. – PhD, ст. преп. КГИУ;

Арбуз А. С. – PhD, ст. преп. НУ.

РИИ – Рудненский индустриальный институт, г. Рудный, Казахстан.

КГИУ – Карагандинский государственный индустриальный университет, г. Темиртау, Казахстан.

НУ – Назарбаев Университет, г. Астана, Казахстан.

E-mail: [Sergey\\_legnev@mail.ru](mailto:Sergey_legnev@mail.ru)

УДК: 669.017: 621.774: 621.771.2.001.57: 005

**Фролов Я. В.**  
**Дьоміна К. Г.**  
**Андрєєв В. В.**

## **ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ РЕЗУЛЬТАТІВ МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОЦІНКИ ПРОРОБЛЮВАНOSTІ СТРУКТУРИ СТАЛІ 09Г2С В ПРОЦЕСІ ПОЗДОВЖНЬОЇ ПРОКАТКИ ТРУБНОЇ ЗАГОТОВКИ Ø 250 ММ**

Як відомо, інтенсивне деформаційне пророблення початкової литої заготовки є одним із способів підвищення якості великосортного прокату. Під терміном «пророблення» або «пророблюваність» розуміється дроблення дендритної структури в процесі деформації початкового злитка [1].

Прокатка заготовок круглого перерізу діаметром від 120 мм здійснюється в різноманітних системах сортових калібрів і супроводжується значною нерівномірністю деформації, яка зумовлена формою калібрів і умовами високих осередків деформації. У свою чергу, нерівномірність розподілу деформації по висоті та ширині заготовок призводить до того, що на певній відстані від контактної поверхні зберігаються шари, які не піддаються інтенсивній деформаційній дії, тобто вони є непроробленими [2].

Аналіз зміни ступеня нерівномірності та характеру розподілу деформації в залежності від технологічних параметрів представляє особливий інтерес для вибору раціонального режиму прокатки з метою підвищення її рівномірності в об'ємі заготовки. Надалі це сприятливо позначиться на формуванні структурного стану сталі і, як наслідок, на механічних властивостях та інших показниках якості прокату [3].

Застосування математичного моделювання в обробці металів тиском (ОМТ) істотно скорочує об'єм і спрощує методику експериментальних досліджень процесів гарячої деформації [4–6]. Незважаючи на те, що використання якісної моделі дозволяє отримати попередні дані про формозміни матеріалу, температурні, кінематичні та енергосилові параметри процесу, сучасна методологія проектування технологічних процесів з позиції створення напружено-деформованого стану (НДС), сприятливого для досягнення технологічних цілей, зобов'язана враховувати також перетворення на мікрорівні матеріалу, що обробляється, в парній взаємодії з макрорівнем. Особливо гостро цей нюанс проявляється в процесах ОМТ зі свідомо високим ступенем нерівномірності [7].

Сучасний етап розвитку методів моделювання процесів ОМТ характеризується появою великої кількості робіт, в яких тим чи іншим способом робляться спроби зв'язати особливості будови матеріалів з характером їх деформації [8–11]. В даних роботах авторам вдалося концептуально визначити рівні протікання процесів пластичної деформації і експериментально зв'язати явища локалізації деформації з нерівномірністю розподілу мікроструктурних параметрів. Основним результатом математичного моделювання процесів знеміцнювання сплавів за запропонованими моделями є середній умовний діаметр зерна їх мікроструктури. Це найбільш важлива характеристика мікроструктури, яка емпірично пов'язана з механічними властивостями металів і сплавів. Однак, через протікання ряду структурних перетворень після припинення деформаційної дії в температурній області гарячої деформації розмір зерна дозволяє тільки побічно судити про її інтенсивність і локалізацію. Тому для встановлення прямого впливу гарячої деформації на мікроструктуру сталі та всебічного, глибокого аналізу НДС необхідно визначити ту структурну складову сталі, яка на мікрорівні не зазнавала б ні фазових, ні структурних перетворень і змогла б повною мірою відобразити процес деформації і течії металу.

Такою особливістю мікроструктури конструкційних сталей є хімічна неоднорідність, яка утворюється в процесі кристалізації, в результаті дендритної ліквідації легуючих і домішкових елементів. Тому в мікроструктурі вона повністю відображає обриси дендритів

(від *грец.* δένδρον – дерево), звідси і поява терміна «сліди» дендритної структури. На її властивості залишатися практично постійною в кількісному відношенні при подальшій температурній і деформаційній дії, незважаючи на значну тривалість процесу нагріву і витримки при високих температурах, але при цьому змінювати свою форму і розміри, заснований розроблений в Інституті чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України метод оцінки деформованого стану металу зі зміни параметрів колишньої дендритної структури [12, 13].

Для подальшого розвитку даного методу представляло інтерес виконати порівняльний аналіз впливу технологічних параметрів гарячої деформації на НДС металу та сліди дендритної структури. Як приклад був обраний процес гарячої деформації безперервнолитої заготовки (БЛЗ) перерізом  $335 \times 400$  мм зі сталі 09Г2С методом поздовжньої прокатки для отримання заготовки з круглим поперечним профілем  $\varnothing 250$  мм на трубозаготівельному стані 900 / 750 – 3 в умовах ПАТ «Дніпровський металургійний комбінат».

Мета даної роботи полягала в аналізі напружено-деформованого стану металу, який сформувався під час прокатки в останньому, круглому, калібрі кліті 900 трубозаготівельного стану 900 / 750 – 3, та зіставлення результатів математичного моделювання та оцінки пророблюваності структури трубної заготовки  $\varnothing 250$  мм.

Мікроструктура сталі 09Г2С в литому і деформованому стані показана на рис. 1. Вміст основних хімічних елементів в сталі 09Г2С складає: 0,09 С, 1,43 Mn і 0,55 Si (% ваг.). Оскільки принцип роботи запропонованого методу полягає у вимірюванні параметрів колишньої дендритної структури в початковому, литому, і деформованому стані, коротко розглянемо її основні параметри і дамо їх характеристику в мікроструктурі БЛЗ.

Утворену при кристалізації сталі хімічну неоднорідність характеризують такі параметри:

- коефіцієнт розподілу (коефіцієнт дендритної ліквідації) хімічного елементу;
- об'ємна частка сегрегаційних ділянок і ділянок без видимої сегрегації;
- розмір колишніх дендритів;
- щільність колишньої дендритної структури.

В роботі [14] було визначено, що коефіцієнти дендритної ліквідації  $K_d$  кремнію та марганцю в мікроструктурі низьколегованої сталі 09Г2С практично не змінюються протягом усього технологічного процесу виробництва заготовок круглого профілю. В середньому по перерізу БЛЗ  $335 \times 400$  мм і трубної заготовки  $\varnothing 250$  мм значення  $K_d$  і для кремнію, і для марганцю становлять 1,40–1,50. Це стосується і кількості сегрегаційних ділянок і ділянок без видимої сегрегації. У поверхневих шарах обох заготовок вона дорівнює 20 % / 80 %, в центральних шарах – 30 % / 70 %. При цьому в середньому по перерізу і литої, і деформованої заготовки об'ємна частка становить 25 % і 75 % для ліквідаційних мікрооб'ємів і мікрооб'ємів без ліквідації відповідно.

Таким чином, кількісна постійність хімічної неоднорідності (слідів колишньої дендритної структури) дозволила відстежити, як в процесі гарячої деформації змінилися їх форма, розміри і щільність, та на підставі металографічного аналізу зробити висновок про пророблюваність структури в об'ємі трубної заготовки  $\varnothing 250$  мм.

У реальних виробничих умовах ПАТ «Дніпровський металургійний комбінат» заготовки  $\varnothing 230 - 270$  мм отримують методом поздовжньої прокатки на трубозаготівельному стані ТЗС 900 / 750 – 3 в реверсивній кліті 900 за 5 проходів [15].

Для теоретичного дослідження процесу поздовжньої прокатки заготовки круглого профілю поперечного перерізу зі сталі 09Г2С була створена модель процесу гарячої прокатки в програмному комплексі QForm. Застосування програмного продукту QForm стало можливим завдяки угоді про використання пробної навчальної ліцензії програми QForm 8 між Micas Simulations Limited (м. Оксфорд, Великобританія) та кафедрою обробки металів тиском ім. академіка О. П. Чекмарьова НМетАУ (м. Дніпро, Україна) – agreement No. MSL2015\_10\_5 від 28.10.2015 р.

Реологічні властивості сталі 09Г2С для моделювання були прийняті відповідно до довідкових даних [16]. Температура нагріву початкової заготовки перед прокаткою (1200–1220 °С), початку (1170–1190 °С) та кінця ( $\geq 950$  °С) прокатки обрані згідно з ТІ 230–П 408-06 [17]. Розміри поперечного перерізу початкової заготовки –  $335 \times 400$  мм.

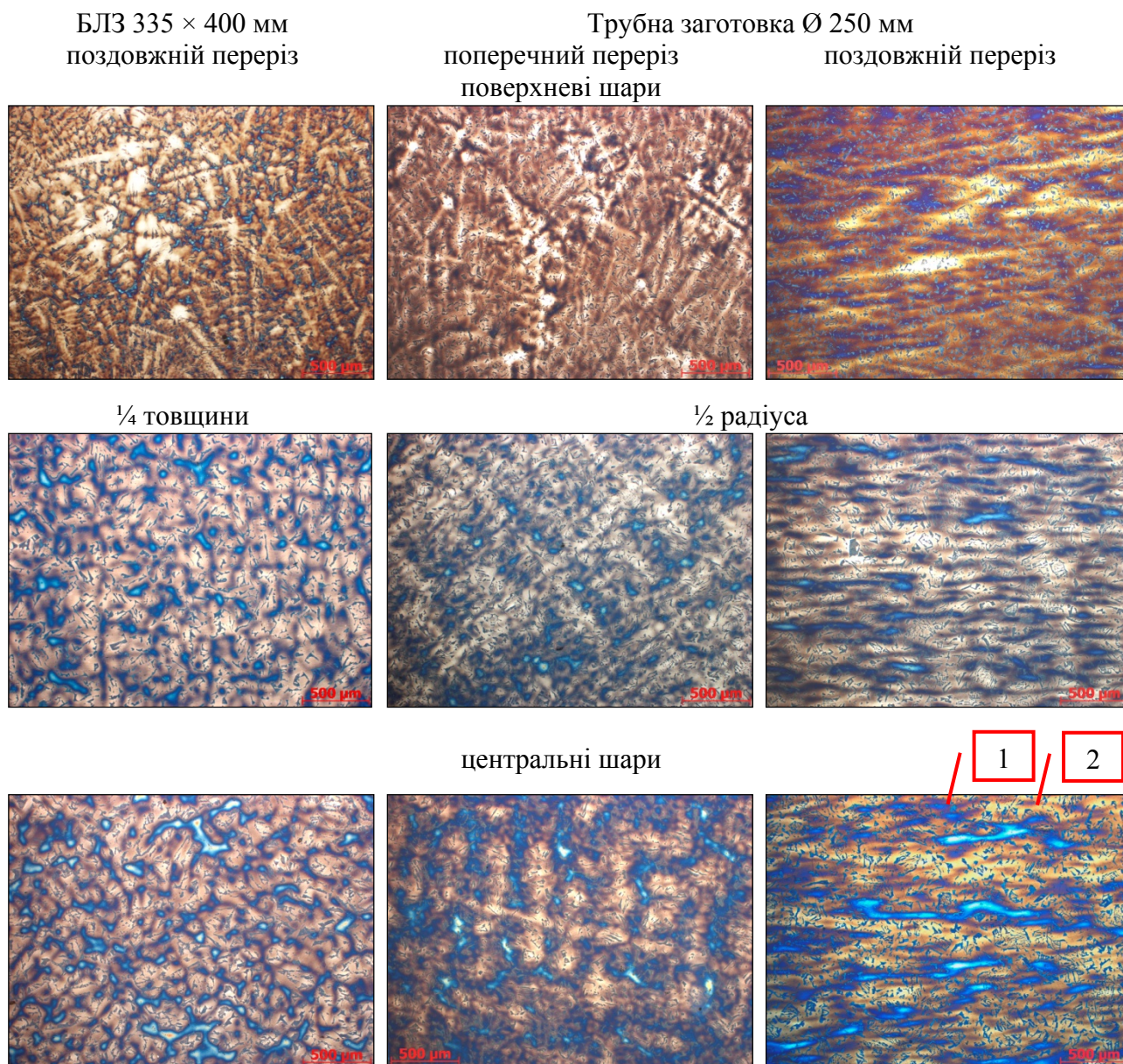


Рис. 1. Зміна слідів дендритної структури по перерізу безперервнолітої і трубної заготовок,  $\times 50$ :

1 – сегрегаційні ділянки; 2 – ділянки без видимої сегрегації

Процес прокатки в високих осередках деформації ( $l/h_{сер.} = 0,5 - 1,0$ ) характеризується вкрай нерівномірним розподілом напружень, ступенів і швидкостей деформації по висоті розкату. Тому його напружено-деформований стан слід розглядати, виділивши в певній площині і в напрямку як мінімум 3 основні зони: приконтактну, проміжну (шари, що знаходяться на відстані  $\sim 1/4$  товщини смуги) і центральну зону.

В даній роботі аналіз напруженого і деформованого стану металу, який сформувався під час прокатки в останньому, круглому, калібрі кліті 900, виконано в поперечному перерізі виходу заготовки з калібру.

На рис. 2, а показана зміна середнього нормального напруження по вертикальній осі в поперечному перерізі заготовки Ø 250 мм. В поверхневих шарах величина розтягуючого напруження досягає 45 МПа. У міру віддалення від поверхні вглиб заготовки вона різко знижується, і на відстані  $\sim 65$  % радіуса заготовки відбувається зміна напруженого стану: середнє нормальне напруження стає стискуючим. При подальшому просуванні до центру заготовки стискуюче напруження збільшується до  $-17$  МПа на відстані 25 % радіуса, а потім знижується до  $-9$  МПа.

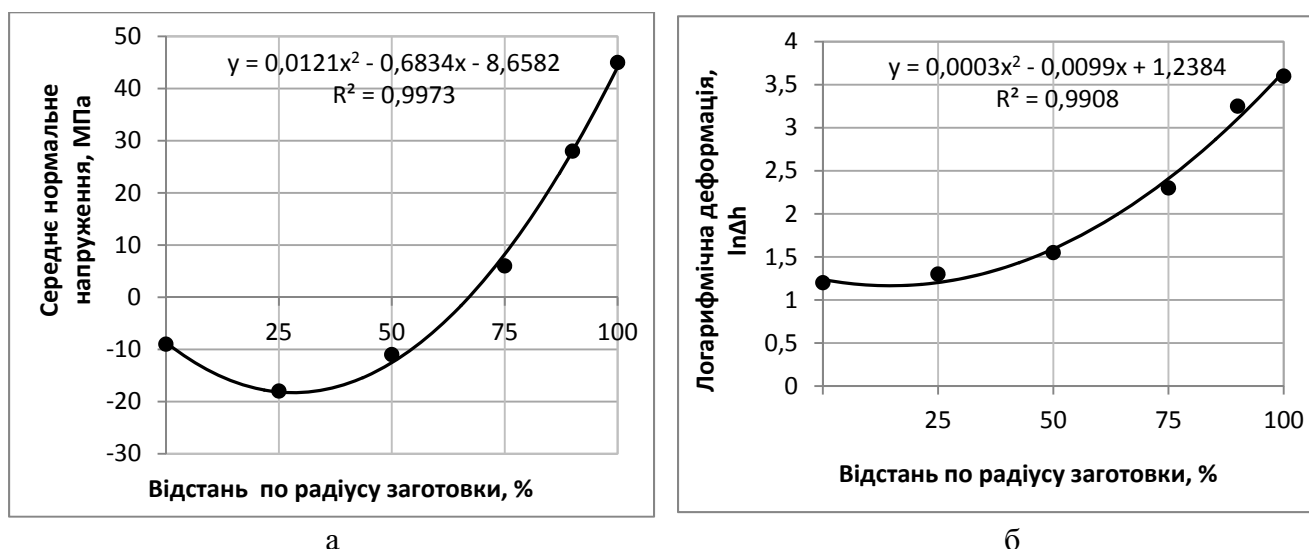


Рис. 2. Зміна середнього нормального напруження (а) і логарифмічної деформації (б) по  $\frac{1}{2}$  вертикальної осі трубної заготовки  $\varnothing 250$  мм

На рис. 1 показано, як під впливом нормального тиску прокатних валків і виникаючих розтягуючих напружень змінилася форма слідів дендритної структури в поверхневих шарах і на відстані  $\frac{1}{2}$  радіуса заготовки. Для поверхневих шарів і БЛЗ, і трубної заготовки, розташованих на відстані 100 ... 98 % радіуса заготовки, характерна наявність двох форм колишніх дендритів  $\delta$ -фериту стовпчастої і пластівчастої форми. В процесі гарячої деформації відносна зміна їх розмірів склала близько 10 %. Для цих шарів також характерно найменше ущільнення – відношення щільності слідів колишніх дендритів в деформованій структурі до такої в литій структурі (табл. 1). Це вказує на наявність зони утрудненої деформації в тонкому шарі металу, що знаходиться під контактною поверхнею.

Поява зони утрудненої деформації напряму пов'язана з виродженням зони ковзання в високому осередку деформації, коли всю його площу по контакту займає зона прилипання. Металу енергетично вигідніше, реалізувавши граничні сили тертя на контактній поверхні, загальмувати течію по її довжині. При цьому протяжність зони утрудненої деформації швидко убуває по висоті осередку [18].

Пластична деформація починає здійснюватися в приконтактному шарі, наступному за зоною прилипання. На деякій відстані від поверхні контакту розташовуються шари з інтенсивною пластичною деформацією. На рис. 1 мікроструктура сталі 09Г2С, що знаходиться в зоні інтенсивної пластичної деформації, представлена в поперечному та поздовжньому перерізі в шарах, що знаходяться на середині радіуса заготовки. При металографічному аналізі особливо яскраво інтенсивна пластична деформація слідів дендритної структури проявляється на поздовжніх шліфах зразків трубної заготовки. Тут також можна побачити динаміку зміни обрисів дендритних контурів, порівнявши цю структурну складову в литій і деформованій мікроструктурі.

Аналізуючи результати металографічного аналізу (табл. 1), можна відзначити, що вже на відстані 90 % радіуса заготовки відносна зміна середнього розміру колишніх дендритів (їх відносна деформація) становить  $\sim 40$  %. При просуванні до центральних шарів заготовки відносна деформація слідів дендритної структури плавно зростає і досягає свого максимуму  $\sim 50$  % на відстані  $\frac{1}{2}$  радіуса заготовки. Далі її величина зменшується до  $\sim 30$  та  $20$  % в шарах, розташованих на відстані 25 та 0 ... 10 % радіуса досліджуваної заготовки відповідно.

На рис. 2, б представлено графік зміни логарифмічної деформації по  $\frac{1}{2}$  вертикальної осі трубної заготовки  $\varnothing 250$  мм. Від поверхні заготовки і до її центру величина постійно знижується. До відстані 90 % радіуса це відбувається плавно, потім починається різке падіння значень висотної деформації від 3,3 до 1,3 в центрі заготовки.

Таблица 1

Зміна середнього розміру та щільності слідів дендритної структури по перерізу безперервнолітої і трубної заготовок

Розміри перерізу заготовки, мм	Відстань від центра до поверхні, %	Форма слідів дендритів	Середній розмір слідів дендритної структури $D^{1)}$ , мкм	Зміна середнього розміру дендритної структури		Щільність слідів дендритної структури, шт. / мм <sup>2</sup>	Ущільнення слідів дендритної структури $C$ , раз	Середнє по перерізу ущільнення слідів дендритної структури	Загальний коефіцієнт витяжки $\lambda$
				$\Delta D^{2)}$ , мкм	$\epsilon$ , %				
335 × 400	98...100	стовпчасті	36,36	–	–	963,08	–	–	–
		пластівчасті	109,05	–	–	107,07	–		
	90	стовпчасті	87,36	–	–	166,83	–		
	75	стовпчасті	127,08	–	–	78,84	–		
	50	стовпчасті	189,51	–	–	35,45	–		
	25	рівновісні	204,52	–	–	30,44	–		
	0...10	рівновісні	230,69	–	–	23,92	–		
Ø 250	98...100	стовпчасті	32,88	3,48	9,57	1177,73	1,23 <sup>3)</sup>	2,68	2,73
		пластівчасті	98,03	11,02	10,10	132,49			
	90	стовпчасті	51,07	36,29	41,54	488,18	2,93		
	75	стовпчасті	65,87	57,21	45,02	293,45	3,90		
	50	стовпчасті	90,50	94,01	49,61	155,46	4,38		
	25	рівновісні	138,58	56,54	27,65	66,30	2,18		
	0...10	рівновісні	189,34	41,35	17,92	35,52	1,48		

Примітки.

1. Середній розмір дендритної структури  $D$  – це сума середніх розмірів осей I-го і II-го порядку (ділянок без видимої ліквациї) та міждендритних просторів (ліквацийних ділянок).
2.  $\Delta D$  – це різниця між початковим розміром і розміром після деформації слідів дендритів в конкретному шарі.
3. В поверхньому шарі трубної заготовки величина ущільнення – це середнє арифметичне за двома значеннями.

Зіставлення даних металографічного аналізу з результатами математичного моделювання дозволило визначити ширину поширення зони інтенсивної (активної) пластичної деформації по вертикальній осі  $\frac{1}{2}$  перерізу аналізованої заготовки. Вона становить 65 мм і зосереджена в шарах, що знаходяться на відстані 40–92 % радіуса трубної заготовки  $\varnothing 250$  мм.

Крім цього, обидва методи дослідження показали, що в процесі гарячої прокатки за 5 проходів в системі калібрів прямокутник – круг центральні шари заготовки, що знаходяться на відстані 0...40 %, виявилися практично не підданими деформаційній дії, тобто по всій вертикальній осі ширина цієї зони пасивної деформації становить  $\sim 80$  % радіуса заготовки.

Таким чином, процес гарячої прокатки трубної заготовки  $\varnothing 250$  мм за 5 проходів в системі калібрів прямокутник – круг характеризується дуже високим ступенем нерівномірності деформації по висоті смуги, яка навіть в більшій мірі, ніж сили тертя на контактній поверхні, визначає напруження та деформації в осередку деформації в цілому.

Для визначення залежності ущільнення структури  $S$  в процесі деформації від загального коефіцієнта витяжки (табл.) та кількісної оцінки деформаційного пророблення металу в роботі [14] було запропоновано використовувати коефіцієнт пророблюваності слідів дендритної структури  $K$ , який визначається за формулою:

$$K = 1 - \delta_\lambda,$$

де  $\delta_\lambda$  – відхилення величини ущільнення слідів дендритної структури  $S$  від загального коефіцієнта витяжки  $\lambda$ .

Якщо  $K < 1$ , то при прокатці структура металу в цих шарах заготовки не зазнає особливої деформаційної дії. Якщо  $K > 1$ , то при прокатці структура металу заготовки в таких мікрооб'єктах знаходиться в зоні інтенсивної пластичної деформації.

Зміну коефіцієнта пророблюваності слідів дендритної структури низьколегованої сталі 09Г2С по перерізу трубної заготовки  $\varnothing 250$  мм показано на графіку (рис. 3).

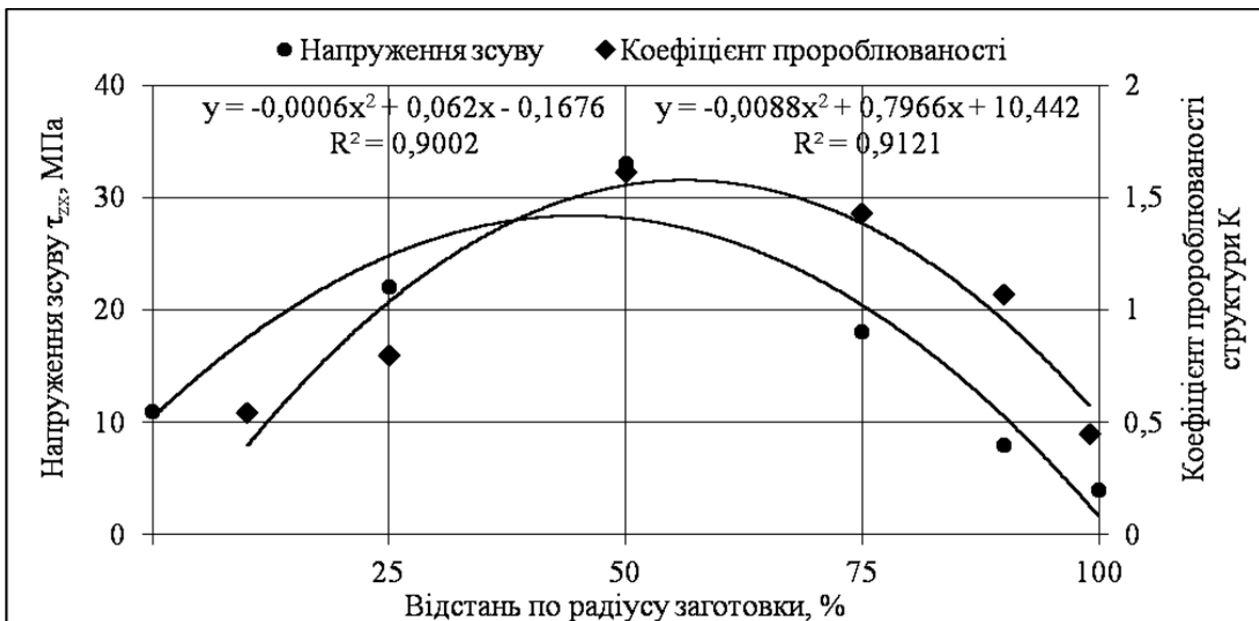


Рис. 3. Зміна напруження зсуву  $\tau_{zx}$  і коефіцієнта пророблюваності структури  $K$  по  $\frac{1}{2}$  вертикальної осі перерізу трубної заготовки  $\varnothing 250$  мм

Графік (рис. 3) демонструє, що зона інтенсивної пластичної деформації розташовується по  $\frac{1}{2}$  вертикальній осі поперечного перерізу заготовки на глибині від 90 до 40 % радіуса заготовки. Отримані дані по оцінці пророблюваності структури добре узгоджуються з характером зміни висотної логарифмічної деформації по  $\frac{1}{2}$  вертикальній осі трубної заготовки



Ø 250 мм (рис. 2, б). Центральні шари заготовки (0...40 % радіуса) після прокатки залишилися непроробленими, тобто вони зазнали тільки дію розтягуючих деформацій, і, ймовірно, їх деформація проходила в пружній області. Тобто, в зонах активної деформації метал деформується безпосередньо від дії прокатних валків. У зонах пасивної деформації метал змушений витягуватися вздовж напрямку прокатки під дією активних зон при виконанні умови нерозривності деформації.

Після аналізу стандартних параметрів деформації в програмі QForm були створені підпрограми для розрахунку тензорів напружень і деформацій. В результаті визначено, що характер зміни напруження зсуву  $\tau_{zx}$  повністю збігається з характером зміни коефіцієнта пророблюваності структури  $K$  (рис. 3). На даному графіку показано, що в зоні прилипання (100...98 % радіуса заготовки) величина  $\tau_{zx}$  характеризується мінімальними значеннями 4 МПа. На відстані 90 % радіуса заготовки вона дорівнює 8 МПа. Потім до глибини 50 % радіуса заготовки починається її різке зростання, максимальна величина досягає 32 МПа. При подальшому просуванні до центру заготовки значення  $\tau_{zx}$  знижуються та становлять 22 і 11 МПа в шарах металу, що знаходяться на відстані 25 % та 10...0 % радіуса заготовки.

Результати зіставлення значень напруження зсуву  $\tau_{zx}$  і коефіцієнта пророблюваності структури  $K$  (рис. 3) показали, що характер зміни напруження зсуву вздовж вертикальної осі  $\frac{1}{2}$  поперечного перерізу заготовки при виході з калібру якісно відповідає зміні ущільнення слідів дендритної структури. Ймовірно, в розглянутому процесі поздовжньої прокатки на деформацію слідів дендритної структури найбільший вплив зробило напруження зсуву  $\tau_{zx}$ .

Таким чином, при дослідженні впливу деформаційної дії на мікроструктуру сталі використання її структурної складової – хімічної неоднорідності, успадкованої від дендритної ліквіації кремнію і марганцю, – дозволяє виконати не тільки кількісну оцінку інтенсивності та локалізації деформації, але і якісно судити про зміну напруження зсуву по перерізу заготовки.

## ВИСНОВКИ

Створена модель процесу гарячої прокатки заготовки круглого профілю поперечного перерізу Ø 250 мм зі сталі 09Г2С, яка дозволила виконати аналіз напружено-деформованого стану металу, що сформувався під час прокатки в останньому, круглому, калібрі кліті 900 трубозаготівельного стану 900 / 750 – 3.

За допомогою моделі визначені зони активної і пасивної деформації та їх розташування в напрямку  $\frac{1}{2}$  вертикальної осі поперечного перерізу дослідженої заготовки. Показано, що глибина зони прилипання становить 12,5 мм, наступна за нею зона інтенсивної пластичної деформації розташована на відстані 50–112,5 мм від центра заготовки, в центральних шарах заготовки зосереджена зона пасивної деформації.

Результати математичного моделювання підтверджені даними металографічного аналізу. Зміна відносного розміру колишніх дендритів добре узгоджується зі зміною висотної логарифмічної деформації по перерізу трубної заготовки Ø 250 мм. Зіставлення значень напруження зсуву  $\tau_{zx}$  і коефіцієнта пророблюваності структури  $K$  показали, що характер зміни зсувного напруження уздовж вертикальної осі  $\frac{1}{2}$  поперечного перерізу заготовки при виході з калібру якісно відповідає зміні ущільнення слідів дендритної структури.

Отримані результати можуть стати підставою для розроблення практичних рекомендацій щодо вдосконалення технології виробництва великосортного прокату.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

1. *Определение степени прорабатываемости металла при деформировании* / В. Н. Лебедев, В. П. Троицкий, Ю. М. Антошенко, В. М. Коровина // *Известия вузов. Чёрная металлургия.* – 1977. – № 3. – С. 109 – 111.
2. *Теория прокатки крупных слитков* / А. П. Чекмарёв, В. Л. Павлов, В. И. Мелешко, В. А. Токарев. – М. : *Металлургия*, 1968. – 252 с.

3. Підвищення механічних властивостей прокату шляхом зміни температурно-деформаційних параметрів обробки / Я. В. Фролов, Г. В. Бергеман, А. А. Самсоненко, В. В. Андреев, О. М. Кузьміна // *Обработка металлов давлением: сб. науч. трудов. – Краматорск : ДГМА, 2018. – № 2 (47). – С. 169–172.*
4. Компьютерное моделирование процессов обработки давлением. Численные методы / В. Н. Данченко, А. А. Миленин, В. И. Кузьменко, В. А. Гринкевич. – Днепропетровск : Системные технологии, 2005. – 445 с.
5. Оспенникова О. Г. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением / О. Г. Оспенникова, М. В. Бубнов, Д. В. Капитаненко // *Авиационные материалы и технологии. – 2012. – № 5. – С. 141–147.*
6. Коноводов Д. В. Моделювання процесу поздовжньої прокатки штаб зі сплаву алюмінію системи Al-Mg-Sc / Д. В. Коноводов, В. В. Андреев, М. О. Мартинюк // *Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов. – Краматорск : ДГМА, 2018. – № 2 (47). – С. 39–45.*
7. Константинов Д. В. Мультимасштабное компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением / Д. В. Константинов, А. Г. Корчунов // *Вестник МГТУ им. И. Г. Носова. – 2015. – № 1. – С. 36–43.*
8. Воробей С. А. Прогнозирование размера зёрен аустенита при горячей деформации стали / С. А. Воробей // *Фундаментальные и прикладные проблемы чёрной металлургии : сб. научн. трудов. – Днепропетровск : Візіон. – 2008. – Вып. 18. – С. 222–232.*
9. Wen-wu HE. Simulation and analysis on microstructure evolution of large generator retaining ring during multi-fire forging / Wen-wu HE, Jian-sheng LIU, Hui-qui CHEN and Hui-guang GUO // *Advanced Materials Research. – 2010. – Vols. 97–101. – P. 176–181.*
10. Duan Xing-Wang. Microstructure evolution of multi-heat forging and numerical simulation for 316LN steel / Duan Xing-Wang, Chen Hui-Qui and Liu Jian-Sheng // *Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology. – 2014. – 7 (5). – P. 1012–1016.*
11. Finite element modeling on microstructure evolution during multi-pass hot compression for AZ31 alloys using incremental method / Zhaoyang Jin, Kai Yin, Kai Yan, Defeng Wu, Juan Liu, Zhenshan Cui // *Journal of Material Science & Technology. – 2017. – 33. – P. 1255–1262.*
12. Оценка деформированного состояния металла по изменению параметров дендритной структуры / Г. В. Левченко, Е. Г. Дёмина, С. А. Воробей, Е. Е. Нефедьева, Г. А. Мединский // *Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2009. – № 5. – С. 71–75.*
13. Дёмина Е. Г. Метод определения степени накопленной деформации в трубных и колёсных заготовках по изменению плотности «следов» дендритной структуры / Е. Г. Дёмина // *Наука і металургія. Електронне видання збірки наукових праць. – Дніпро, 2017. – Вып. 1. – С. 44–61.*
14. Анализ прорабатываемости структуры стали 09Г2С в процессе горячей прокатки непрерывнолитой заготовки / Е. Г. Дёмина, Ж. А. Дементьева, А. С. Миргородская, Д. В. Гунченко // *Наука і металургія. Електронне видання збірки наукових праць. – Вып. 2. – Дніпро, 2018. – С. 4–18.*
15. Прокатные станы. В 3-х томах. Том 1. Обжимные, заготовочные и сортопрокатные станы 500–950 / *Справочник под ред. В. Г. Антипина. – М. : Металлургия, 1992. – 432 с.*
16. Третьяков А. В. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением / А. В. Третьяков, В. И. Зюзин. – М. : Металлургия, 1973. – 224 с.
17. Прокатное производство. Производство блюмов, слябов и заготовок на блюминге «1150» и трубозаготовочном стане «900 / 750 – 3» новопрокатного цеха. Технологическая инструкция: ТИ 230-П 408 - 06. – 2006. – Введ. 2006-06-07. – Днепродзержинск : Открытое акционерное общество «Днепропетровский металлургический комбинат имени Ф. Э. Дзержинского», 2006. – 274 с.
18. Рудской А. И. Теория и технология прокатного производства / А. И. Рудской, В. А. Лунёв. – СПб. : Наука, 2008. – 527 с.

## REFERENCES

1. Opredelenie stepeni prorabatyvaemosti metalla pri deformirovanii / V. N. Lebedev, V. P. Troickij, Ju. M. Antoshenkov, V. M. Korovina // *Izvestija vuzov. Chjornaja metallurgija. – 1977. – № 3. – S. 109–111.*
2. Teorija prokatki krupnyh slitkov / A. P. Chekmarjov, V. L. Pavlov, V. I. Meleshko, V. A. Tokarev. – М. : Metallurgija, 1968. – 252 s.
3. Pidvishhennja mehanichnih vlastivostej prokatu shljahom zmini temperaturno-deformacijnih parametriv obrobki / Ja. V. Frolov, G. V. Bergeman, A. A. Samsonenko, V. V. Andreev, O. M. Kuz'mina // *Obrabotka metallov davleniem: sb. nauch. trudov. – Kramatorsk : DGMA, 2018. – № 2 (47). – S. 169–172.*
4. Komp'juternoe modelirovanie processov obrabotki davleniem. Chislennye metody / V. N. Danchenko, A. A. Milenin, V. I. Kuz'menko, V. A. Grinkevich. – Dnepropetrovsk : Sistemye tehnologii, 2005. – 445 s.
5. Ospennikova O. G. Komp'juternoe modelirovanie processov obrabotki metallov davleniem / O. G. Ospennikova, M. V. Bubnov, D. V. Kapitanenko // *Aviacionnye materialy i tehnologii. – 2012. – № 5. – S. 141–147.*
6. Konovodov D. V. Modeljuvannja procesu pozdovzhn'oi prokatki shtab zi splavu aljuminiju sistemi Al-Mg-Sc / D. V. Konovodov, V. V. Andreev, M. O. Martinjuk // *Obrabotka materialov davleniem : sb. nauch. trudov. – Kramatorsk : DGMA, 2018. – № 2 (47). – S. 39–45.*

7. Konstantinov D. V. *Mul'timasshtabnoe komp'yuternoe modelirovanie processov obrabotki metallov davleniem / D. V. Konstantinov, A. G. Korchunov // Vestnik MGTU im. I. G. Nosova. – 2015. – № 1. – S. 36–43.*
8. Vorobej S. A. *Prognozirovanie razmera zjoren austenita pri gorjachej deformacii stali / S. A. Vorobej // Fundamental'nye i prikladnye problemy chjornoj metallurgii : sb. nauchn. trudov. – Dnepropetrovsk : Vizion. – 2008. – Vyp. 18. – S. 222–232.*
9. Wen-wu HE. *Simulation and analysis on microstructure evolution of large generator retaining ring during multi-fire forging / Wen-wu HE, Jian-sheng LIU, Hui-qui CHEN and Hui-guang GUO // Advanced Materials Research. – 2010. – Vols. 97–101. – P. 176–181.*
10. Duan Xing-Wang. *Microstructure evolution of multi-heat forging and numerical simulation for 316LN steel / Duan Xing-Wang, Chen Hui-Qui and Liu Jian-Sheng // Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology. – 2014. – 7 (5). – P. 1012–1016.*
11. *Finite element modeling on microstructure evolution during multi-pass hot compression for AZ31 alloys using incremental method / Zhaoyang Jin, Kai Yin, Kai Yan, Defeng Wu, Juan Liu, Zhenshan Cui // Journal of Material Science & Technology. – 2017. – 33. – P. 1255–1262.*
12. *Ocenka deformirovannogo sostojanija metalla po izmeneniju parametrov dendritnoj struktury / G. V. Levchenko, E. G. Djomina, S. A. Vorobej, E. E. Nefed'eva, G. A. Medinskij // Metallurgicheskaja i gornorudnaja promyshlennost'. – 2009. – № 5. – S. 71–75.*
13. Djomina E. G. *Metod opredelenija stepeni nakoplennoj deformacii v trubnyh i koljosnyh zagotovkah po izmeneniju plotnosti «sledov» dendritnoj struktury / E. G. Djomina // Nauka i metalurgija. Elektronne vidannja zbirki naukovih prac'. – Dnipro, 2017. – Vip. 1. – S. 44–61.*
14. *Analiz prorabatyaemosti struktury stali 09G2S v processe gorjachej prokatki nepreryvnolitoj zagotovki / E. G. Djomina, Zh. A. Dement'eva, A. S. Mirgorodskaja, D. V. Gunchenko // Nauka i metalurgija. Ele-ktronne vidannja zbirki naukovih prac'. – Vip. 2. – Dnipro, 2018. – S. 4–18.*
15. *Prokatnye stany. V 3-h tomah. Tom 1. Obzhimnye, zagotovochnye i sortoprokatnye stany 500–950 / Spravochnik pod red. V. G. Antipina. – M. : Metallurgija, 1992. – 432 s.*
16. Tret'jakov A. V. *Mehanicheskie svojstva metallov i splavov pri obrabotke davleniem / A. V. Tret'jakov, V. I. Zjuzin. – M. : Metallurgija, 1973. – 224 s.*
17. *Prokatnoe proizvodstvo. Proizvodstvo bljumov, sljabov i zagotovok na bljuminge «1150» i trubozagotovochnom stane «900 / 750 – 3» novoprokatnogo ceha. Tehnologicheskaja instrukcija: TI 230-P 408 - 06. – 2006. – Vved. 2006-06-07. – Dneprodzerzhinsk : Otkrytoe akcionernoe obshhestvo «Dneprovskij metallurgicheskij kombinat imeni F. Je. Dzerzhinskogo», 2006. – 274 s.*
18. Rudskoj A. I. *Teorija i tehnologija prokatnogo proizvodstva / A. I. Rudskoj, V. A. Lunjov. – SPb. : Nauka, 2008. – 527 s.*

Фролов Я. В. – д-р техн. наук, проф., зав. каф. ОМТ НМетАУ;

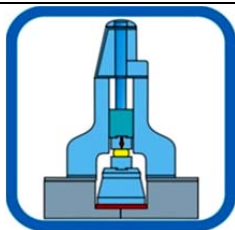
Дьоміна К. Г. – канд. техн. наук, ст. наук. співроб. ІЧМ НАНУ;

Андреев В. В. – канд. техн. наук, доц. каф. ОМТ НМетАУ.

НМетАУ – Національна металургійна академія України, м. Дніпро.

ІЧМ НАНУ – Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, м. Дніпро.

E-mail: [frolov@metal-forming.org](mailto:frolov@metal-forming.org) ; [katya20@ua.fm](mailto:katya20@ua.fm) ; [andreiev@metal-forming.org](mailto:andreiev@metal-forming.org)



## РАЗДЕЛ IV ОБОРУДОВАНИЕ И ОСНАСТКА ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

УДК 621.967.1

**Боровик П. В.**

### **ОБОСНОВАНИЕ ПРОФИЛИРОВКИ ФАСОННОГО НОЖА ДЛЯ РАЗДЕЛЕНИЯ КВАДРАТНОЙ ЗАГОТОВКИ В ГОРЯЧЕМ СОСТОЯНИИ**

Неотъемлемой составляющей технологий прокатного производства являются разделительные операции металлопроката. Процессы разделения, как известно из практики прокатки, способны оказывать существенное влияние не только на качество готового металлопроката, но и на эффективность реализации последующих технологических операций. В современных условиях решение данного типа задач возможно при условии повышения точности производимых конструкторских расчетов и увеличения степени научной обоснованности при принятии проектных и технологических решений.

В практике металлургического производства в различных технологических схемах производства сортового металлопроката широко применяют операции поперечного разделения на ножницах [1, 2]. При этом повышение требований к качеству готового металлопроката и стремление расширить технологические возможности ножниц способствуют повышению интереса в данной области [3, 4].

К основным преимуществам процесса разделения металла на ножницах следует отнести: безотходность и высокую (по сравнению с газовой резкой) скорость резки, а также высокую точность и качество реза. Это, в свою очередь, способствует расширению возможных технологических схем, в которых производители металлургических машин отдают предпочтение именно ножницам. Так один из крупнейших в Украине и мире заводов тяжёлого машиностроения ПАО «Новокраматорский машиностроительный завод» предлагает на машинах непрерывного литья сортовых заготовок (МНЛЗ), процесс поперечной резки заготовки на мерные длины, осуществлять при помощи летучих гидравлических ножниц оригинальной конструкции (рис. 1). С учетом специфики разработанных сортовых МНЛЗ, имеющих разливаемое сечение от  $100 \times 100$  до  $150 \times 150$  мм, данный процесс реализуют на ножницах поперечной резки с ножами соответствующей треугольной формы и траекторией их взаимного перемещения, наклоненной под углом  $45^\circ$  к горизонтальной плоскости.

Данная конструкция ножниц позволяет разрезать заготовки с максимальным сечением  $150 \times 150$  мм при температуре не ниже  $800^\circ\text{C}$  со скоростью до 70 мм/с и максимальной силой резки 2,4 МН.

Отличительной особенностью ножей в ножницах данной конструкции является тот факт, что угол раскрытия ножей треугольной формы (см. рис. 1, б) составляет  $\alpha = 94^\circ$ , а уклон контактных поверхностей –  $\beta = 7^\circ$ . Это позволяет снизить силу резки и повысить качество реза.

При этом качество разделения должно удовлетворять основным требованиям, предъявляемым к сортовому прокату, в частности [5]: обеспечение заданной точности по длине; формирование прямого среза; минимизация смятия концов заготовки и явления заусенцев.

Точность поперечной резки сортового проката и допустимая величина косины реза, а также методы контроля отклонения формы металлопродукции (в некоторых странах бывшего СССР, в том числе и в Украине), регламентируются рядом нормативных документов [5–8].

Качество резки сортовой заготовки характеризуется такими дефектами как заусенцы (или завал кромки) и смятие (утяжку) концов раската [9]. Очевидно, что при рациональной профилировке ножей можно добиться удовлетворения требований к качеству резки, снизить показатели брака и повысить выход годного металлопроката.

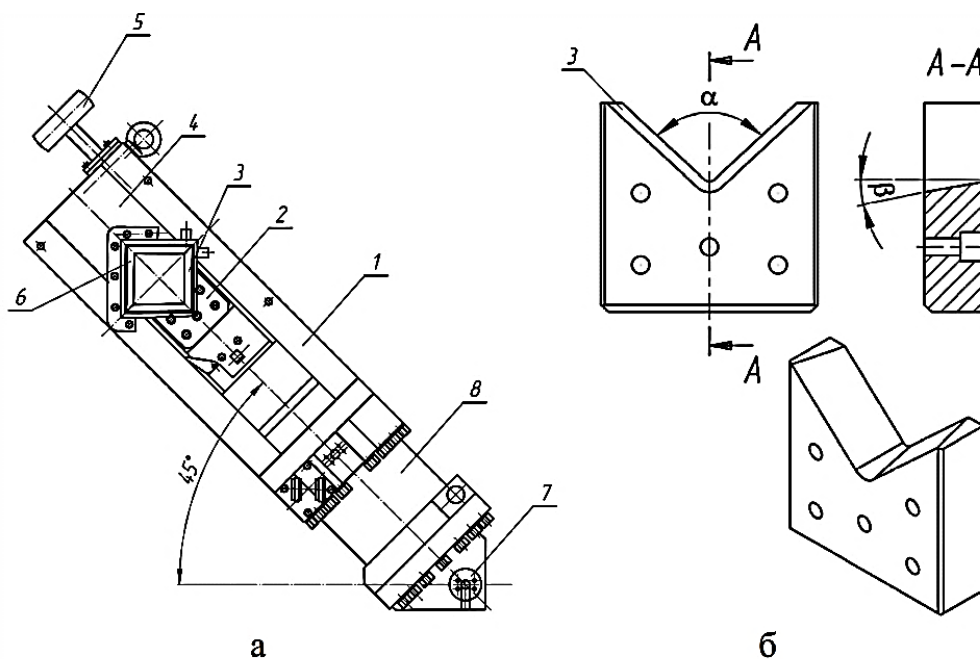


Рис. 1. Общий вид (а) ножниц летучих гидравлических конструкции НКМЗ для поперечной горячей резки на мерные длины непрерывно-литых квадратных заготовок и профилировка ножа (б):

1 – станина; 2, 4 – нижний и верхний суппорт; 3, 6 – фасонные ножи; 5 – верхний ролик; 7 – цилиндрическая направляющая; 8 – гидроцилиндр

Кроме того, учитывая, что квадратная заготовка на данных ножницах режется по диагонали, еще одним показателем качества реза является ромбичность в сечении среза, которая проявляется в виде искажения геометрической формы поперечного сечения и отклоняется от исходной квадратной за счет разности диагоналей. Величина ромбичности имеет существенное значение для последующей прокатки заготовок, поскольку от этого зависит их самоустанавливание в калибре.

Безусловно, что для определения рациональной профилировки ножа необходимы экспериментальные исследования, однако такой подход связан с целым рядом организационных и финансовых трудностей. Учитывая возможности современной вычислительной техники, а также развитие методов математического моделирования, целесообразно смещать акценты на новые подходы в исследовании различных технологических процессов обработки металлов давлением (ОМД) [10], что, в первую очередь, относится к методу конечных элементов (МКЭ). Применение МКЭ позволяет значительно расширить представление о протекании процессов и повысить степень научной обоснованности при принятии технологических и конструктивных решений. Так в работе [11] представлена трехмерная математическая модель процесса поперечного разделения на ножницах непрерывнолитых сортовых заготовок в горячем состоянии, позволяющая адекватно отображать энергосиловые и геометрические параметры процесса и наиболее полно учесть геометрические особенности режущего инструмента.

Цель данной работы заключалась в теоретическом обосновании профилировки фасонного ножа для разделения квадратной заготовки в горячем состоянии путем математического моделирования на базе метода конечных элементов.

Для достижения указанной цели использовали трехмерную математическую модель процесса поперечного разделения на ножницах непрерывнолитых сортовых заготовок в горячем состоянии, представленную в работе [11].

Данная математическая модель (рис. 2, а) была разработана на базе конечно-элементного программного комплекса Abaqus [12] и состоит из двух абсолютно жестких недеформируемых тел – верхний и нижний фигурный ножи, а также деформируемого бруса, моделирующего разделяемую заготовку квадратного сечения.

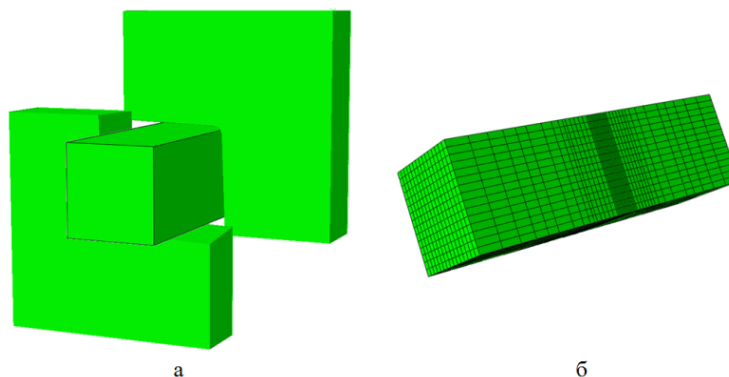


Рис. 2. Общий вид модели (а) и заготовки с нанесенной сеткой (б) [11]

При этом по аналогии с реальной конструкцией ножниц движение сообщается нижнему ножу, тогда как верхний нож остается неподвижным.

Деформируемый брус представляет собой сетку (см. рис. 2, б) из изопараметрических шестигранных восьмиузловых линейных элементов с редуцированной схемой интегрирования, имеющих свойства сплошной деформируемой среды, а сетка имеет сгущение в очаге резки.

Учитывая, что процесс резки сопровождается большими пластическими деформациями, в ходе математического моделирования использовалась процедура адаптации внутренней сетки в формулировке Лагранжа-Эйлера [10, 12], тогда как поведение узлов на поверхности заготовки описывалось формулировкой Лагранжа. Инструменты моделировались как дискретные недеформируемые поверхности.

В основу модели контактного взаимодействия между заготовкой и инструментами положен закон трения Амонтона-Кулона.

На торцевые поверхности бруса накладывалось ограничение по их перемещению вдоль продольной оси бруса, что близко к условиям разделения длинномерных непрерывнолитых заготовок.

Разрушение материала моделировалось методом исключения элементов из расчета, после исчерпания ресурса пластичности в соответствии с диаграммой пластичности [10].

При построении кривых текучести материала использовали методику [13], позволяющую учитывать влияние температуры, степени и скорости деформации, а также химического состава материала заготовки на сопротивление деформации.

Для оценки влияния профилировки ножей на формообразование заготовки в зоне реза были выполнены симуляции процесса с ножами различной конфигурации. В частности, угол в вершине ножей принимали равным  $\alpha = 86; 90; 94$  и  $98^\circ$ , а уклон контактных поверхностей  $\beta = 0; 3,5; 7$  и  $10,5^\circ$ .

Симуляция процесса производилась для условий резки заготовки сечением  $120 \times 120$  мм из стали 20 при температуре  $970^\circ\text{C}$  со скоростью  $70$  мм/с, что соответствовало производственным данным.

В результате были получены профили формы торцевой поверхности заготовки после порезки, которые подтверждают, что формообразование торцевой поверхности существенно зависит от конфигурации ножа.

При обработке полученных результатов моделирования производились замеры геометрических параметров торцевой поверхности после порезки по схеме, представленной на рис. 3. Результаты замеров соответствующих параметров приведены в табл. 1.

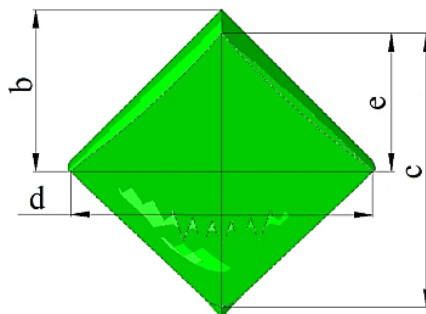


Рис. 3. Схема замеров геометрических параметров торцевой поверхности заготовки после порезки на ножницах

Таблица 1

Результаты замеров геометрических параметров по схеме на рис. 3

№	$\alpha$	$\beta$	b	d	c	e
1	86	0	83,34	159,87	155,08	70,36
2		3,5	80,8	159,24	153,41	69,22
3		7	78,03	158,25	150,28	66,21
4		10,5	75,66	157,85	147,78	64,46
5	90	0	86,01	160,38	154,04	74,87
6		3,5	84,06	159,66	150,69	72,08
7		7	81,81	159,02	148,39	69,93
8		10,5	79,40	158,47	146,14	67,52
9	94	0	88,68	160,88	150,20	75,90
10		3,5	87,04	160,56	148,24	74,07
11		7	84,96	160,63	146,77	72,63
12		10,5	83,15	159,10	144,50	70,58
13	98	0	93,68	164,09	150,14	79,02
14		3,5	91,39	162,26	146,92	76,72
15		7	89,06	160,64	145,44	75,42
16		10,5	86,89	159,73	142,86	73,64

В ходе обработки данных моделирования были получены три относительных параметра, два из которых характеризуют смятие (утяжку) концов раската  $k_b$  и  $k_e$ , и еще один – ромбичность  $k_d$  торцевой поверхности:

$$k_b = \frac{b}{\sqrt{2}h}; \quad k_e = \frac{e}{c}; \quad k_d = \frac{d}{c}, \quad (1)$$

где  $\sqrt{2}h$  – исходная диагональ квадратной заготовки со стороной  $h$ .

Затем, используя метод наименьших квадратов [14], были получены уравнения регрессии параметров, в функции углов  $\alpha$  и  $\beta$ :

$$k_b = 6,27 \cdot 10^{-2} + 4,95 \cdot 10^{-3} \cdot \alpha - 8,69 \cdot 10^{-3} \cdot \beta + 5,36 \cdot 10^{-5} \cdot \alpha \cdot \beta, \quad (2)$$

$$k_e = -4,18 \cdot 10^{-2} + 5,81 \cdot 10^{-3} \cdot \alpha - 8,55 \cdot 10^{-3} \cdot \beta + 7,48 \cdot 10^{-5} \cdot \alpha \cdot \beta, \quad (3)$$

$$k_d = 0,542 + 5,62 \cdot 10^{-3} \cdot \alpha + 1,59 \cdot 10^{-2} \cdot \beta - 1,39 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha \cdot \beta. \quad (4)$$

Разница в значениях параметров по результатам симуляций и рассчитанных по моделям (2)–(4) составила менее 1,1 %, что указывает на адекватность полученных моделей.

Исходя из требований качества реза для введенных параметров, желаемыми значениями следует считать:

$$k_b = 0,5; \quad k_e = 0,5; \quad k_d \rightarrow 1. \quad (5)$$

Совместное решение уравнений (2) и (3) при значениях коэффициентов  $k_b$  и  $k_e$  соответствующих (5), позволило определить рациональные значения углов конфигурации ножа, которые составили  $\alpha = 95,6^\circ$  и  $\beta = 10^\circ$ . При этих значениях углов профилировки ножа ромбичность составила  $k_d = 1,05$ , что удовлетворяет условию (5). На рис. 4 представлены графические зависимости между углами  $\alpha$  и  $\beta$ , полученные на основании уравнений (2)–(4) с условиями (5), причем для уравнения (4) брали  $k_d = 1,05$ . Как видно из рис. 4, все три зависимости пересекаются в точке с координатами  $\alpha = 95,6^\circ$  и  $\beta = 10^\circ$ .

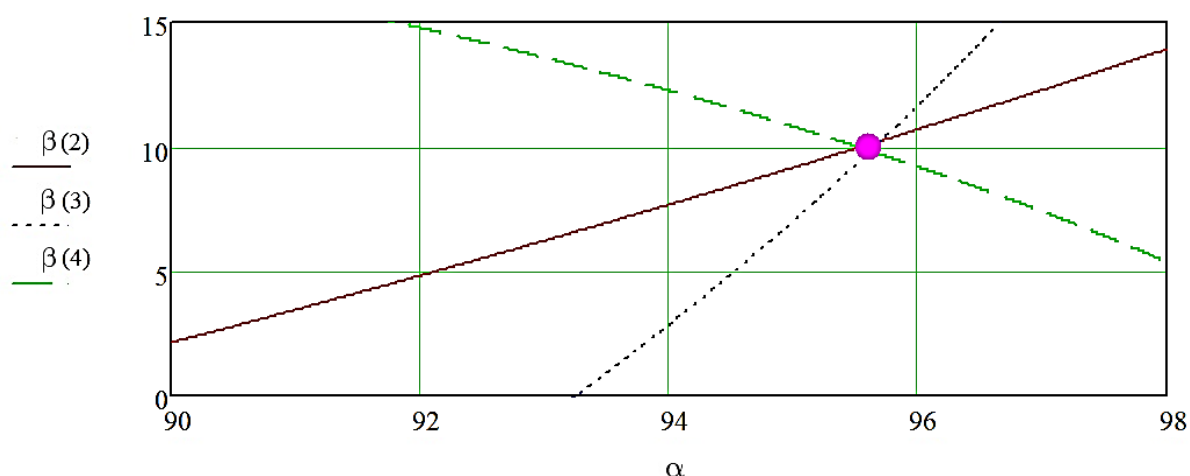


Рис. 4. Графические зависимости между углами  $\alpha$  и  $\beta$ , полученные на основании уравнений (2)–(4) при  $k_b = 0,5$ ,  $k_e = 0,5$  и  $k_d = 1,05$

Для оценки правильности полученных значений углов профилировки ножа моделировали процесс разделения заготовки при данных величинах. Вид сбоку разделенных частей заготовки и профиль формы торцевой поверхности заготовки после порезки, полученные по результатам моделирования, представлены на рис. 5.

Анализ полученных результатов подтверждает высокую степень сходимости результатов моделирования МКЭ и расчетных показателей по уравнениям регрессии (2)–(4). Таким образом, можно утверждать, что полученный алгоритм расчета показателей качества процесса резки непрерывнолитой горячей квадратной заготовки фасонными ножами на угол позволяет определить рациональные значения углов профилировки ножей и обеспечить необходимые требования к качеству реза.



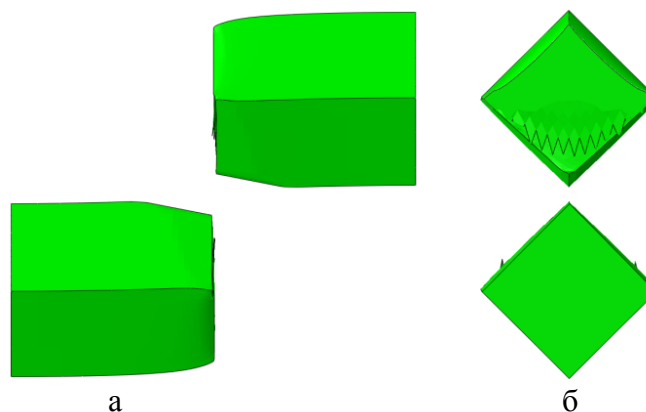


Рис. 5. Вид сбоку (а) разделенных частей заготовки и профиль формы (б) торцевой поверхности заготовки после порезки, полученные по результатам моделирования при  $\alpha = 95,6^\circ$  и  $\beta = 10^\circ$

### ВЫВОДЫ

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

– процесс разделения металла на ножницах следует считать более эффективным, поскольку он обладает безотходностью и имеет более высокую скорость резки, а также точность и качество реза в сравнении с другими способами;

– для повышения степени научной обоснованности при принятии технологических и конструктивных решений процессов резки на ножницах целесообразно применять математическое моделирование на базе метода конечных элементов;

– получены уравнения регрессии основных показателей качества при разделении непрерывнолитой горячей квадратной заготовки фасонными ножами на угол, которые позволяют обосновать рациональные значения углов профилировки ножей и обеспечить необходимые требования к качеству реза.

Результаты работы могут быть рекомендованы к использованию при принятии проектно-конструкторских и технологических решений в вопросах горячего разделения непрерывнолитой квадратной заготовки фасонными ножами на угол.

### СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Иванченко Ф. К. *Розрахунок машин і механізмів прокатних цехів : навч. посіб.* / Ф. К. Иванченко, В. М. Гребеник, В. І. Ширяєв. – К. : Вища шк., 1995. – 455 с. : іл.
2. Лукашин Н. Д. *Конструкция и расчет машин и агрегатов металлургических заводов: учебник для вузов* / Н. Д. Лукашин, Л. С. Кохан, А. М. Якушев. – М. : ИКЦ «Академкнига», 2003. – 456 с. : ил.
3. Трусковский В. И. *Развитие и совершенствование способов и механических схем резки сортового проката* / В. И. Трусковский, Р. А. Закиров // *Наука и технологии. Избр. тр. Российской школы. Серия «Технологии и машины обработки давлением»*. – М. : РАН, 2005. – С. 129–133.
4. Трусковский В. И. *Ножницы для резки сортового проката и толстостенных труб* / В. И. Трусковский, В. Г. Шеркунов // *Металлург*. – 2012. – № 11. – С. 63–66.
5. *Прокат сортовой і фасонний із сталі вуглецевої звичайної якості. Загальні технічні умови : ДСТУ 4484:2005 / ГОСТ 535-2005. – Чинний від 2005-11-25.* – К. : Держспоживстандарт України, 2005. – 14 с. – (Держспоживстандарт України).
6. *Прокат сортовий сталевий гарячекатаний квадратний. Сортамент : ДСТУ 4746:2007 / ГОСТ 2591-2006. – Чинний від 2007-02-26.* – К. : Держспоживстандарт України, 2007. – 6 с. – (Держспоживстандарт України).
7. *ГОСТ 8559-75 Сталь калиброванная квадратная. Сортамент. – Введ. 1976-01-01.* – М. : Госстандарт СССР, 1975. – 5 с. – (Государственный комитет СССР по управлению качеством продукции и стандартам).
8. *Металопродукція. Методи вимірювання відхилів форми : ДСТУ 6026:2008 / ГОСТ 26877-2008. – Чинний від 2013-01-01.* – К. : Держспоживстандарт України, 2008. – 23 с. – (Держспоживстандарт України).
9. *ГОСТ 21014-88. Прокат черных металлов. Термины и определения дефектов поверхности. – Введ. 1990-01-01.* – М. : Госстандарт СССР, 1989. – 60 с. – (Государственный комитет СССР по управлению качеством продукции и стандартам).
10. Боровик П. В. *Новые подходы к математическому моделированию технологических процессов обработки давлением : монография* / П. В. Боровик, Д. А. Усатюк. – Алчевск : ДонДТУ, 2011. – 299 с.

11. Боровик П. В. 3D-модель процесса поперечного разделения на ножницах непрерывнолитых сортовых заготовок / П. В. Боровик, П. А. Петров // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск, 2013. – Вып. 41. – С. 151–155.

12. Боровик П. В. Теоретичні дослідження процесів обробки металів тиском на основі методу скінчених елементів : навч. посіб. / П. В. Боровик. – Алчевськ : ДонДТУ, 2012. – 170 с.

13. Боровик П. В. Выбор метода расчета механических свойств при моделировании процесса горячей резки на ножницах / П. В. Боровик // Актуальные вопросы современной техники и технологии : сб. докладов IX-й Международной научной конференции (г. Лунецк, 27 октября 2012 г.). / Отв. ред. А. В. Горбенко. – Лунецк : Изд. центр «Гравис», 2012. – С. 45–52

14. Львовский Е. Н. Статистические методы построения эмпирических формул : учеб. пособ. для вузов / Е. Н. Львовский. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Высш. шк., 1988. – 239 с.

## REFERENCES

1. Ivanchenko F. K. Rozrahunok mashin i mehanizmiv prokatnih cehiv : navch. posib. / F. K. Ivanchenko, V. M. Grebenik, V. I. Shirjaev. – K. : Vishha shk., 1995. – 455 s. : il.

2. Lukashin N. D. Konstrukcija i raschet mashin i agregatov metallurgicheskikh zavodov: uchebnyk dlja vu-zov / N. D. Lukashin, L. S. Kohan, A. M. Jakushev. – M. : IKC «Akademkniga», 2003. – 456 s. : il.

3. Truskovskij V. I. Razvitie i sovershenstvovanie sposobov i mehanicheskikh shem rezki sortovogo prokata / V. I. Truskovskij, R. A. Zakirov // Nauka i tehnologii. Izbr. tr. Rossijskoj shkoly. Serija «Tehnologii i mashiny obrabotki davleniem». – M. : RAN, 2005. – S. 129–133.

4. Truskovskij V. I. Nozhnicy dlja rezki sortovogo prokata i tolstostennyh trub / V. I. Truskovskij, V. G. Sherkunov // Metallurg. – 2012. – № 11. – S. 63–66.

5. Prokat sortovij i fasonnij iz stali vuglecevoj zvizhajnoj jakosti. Zagal'ni tehnicni umovi : DSTU 4484:2005 / GOST 535-2005. – Chinnij vid 2005-11-25. – K. : Derzhspozhivstandart Ukraïni, 2005. – 14 s. – (Derzhspozhivstandart Ukraïni).

6. Prokat sortovij stalevij garjachekatanij kvadratnij. Sortiment : DSTU 4746:2007 / GOST 2591-2006. – Chinnij vid 2007-02-26. – K. : Derzhspozhivstandart Ukraïni, 2007. – 6 s. – (Derzhspozhivstandart Ukraïni).

7. GOST 8559-75 Stal' kalibrovannaja kvadratnaja. Sortiment. – Vved. 1976-01-01. – M. : Gosstandart SSSR, 1975. – 5 s. – (Gosudarstvennyj komitet SSSR po upravleniju kachestvom produkcii i standartam).

8. Metaloprodukcija. Metodi vimirjuvannja vidhiliv formi : DSTU 6026:2008 / GOST 26877-2008. – Chinnij vid 2013-01-01. – K. : Derzhspozhivstandart Ukraïni, 2008. – 23 s. – (Derzhspozhivstandart Ukraïni).

9. GOST 21014-88. Prokat chernyh metallov. Terminy i opredelenija defektov poverhnosti. – Vved. 1990-01-01. – M. : Gosstandart SSSR, 1989. – 60 s. – (Gosudarstvennyj komitet SSSR po upravleniju kachestvom produkcii i standartam).

10. Borovik P. V. Novye podhody k matematicheskomu modelirovaniju tehnologicheskikh processov ob-rabotki davleniem : monografija / P. V. Borovik, D. A. Usatjuk. – Alchevsk : DonDTU, 2011. – 299 s.

11. Borovik P. V. 3D-model' processa poperechnogo razdelenija na nozhnicah nepreryvnolityh sortovyh zagotovok / P. V. Borovik, P. A. Petrov // Sbornik nauchnyh trudov DonGTU. – Alchevsk, 2013. – Вып. 41. – С. 151–155.

12. Borovik P. V. Teoretichni doslidzhennja procesiv obrobki metaliv tiskom na osnovi metodu skinchenih elementiv : navch. posib. / P. V. Borovik. – Alchevs'k : DonDTU, 2012. – 170 s.

13. Borovik P. V. Vybor metoda rascheta mehanicheskikh svojstv pri modelirovanii processa gorjachej rezki na nozhnicah / P. V. Borovik // Aktual'nye voprosy sovremennoj tehniki i tehnologii : sb. dokladov IX-j Mezhdunarodnoj nauchnoj konferencii (g. Lipeck, 27 oktjabrja 2012 g.). / Otiv. red. A. V. Gorbenko. – Lipeck : Izd. centr «Gravis», 2012. – S. 45–52

14. L'vovskij E. N. Statisticheskie metody postroenija jempiricheskikh formul : ucheb. posob. dlja vuzov / E. N. L'vovskij. – 2-e izd., pererab. i dop. – M. : Vyssh. shk., 1988. – 239 s.

Боровик П. В. – канд. техн. наук ВНУ им. В. Даля.

ВНУ им. В. Даля – Восточноукраинский национальный университет имени Владимира Даля, г. Северодонецк.

E-mail: [borovikpv@ukr.net](mailto:borovikpv@ukr.net)

Статья поступила в редакцию 21.02.2019 г.

УДК 621.979

**Корчак О. С.  
Біленець К. Є.**

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ТРИБОТЕХНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ СИЛОВИХ ЦИЛІНДРІВ ГІДРАВЛІЧНИХ ПРЕСІВ НА БАЗІ ІНЖЕНЕРНОЇ МЕТОДИКИ ОЦІНКИ ЇХ РЕСУРСУ БЕЗВІДМОВНОЇ РОБОТИ**

У сучасних гідравлічних пресах відмови через зношування базових елементів систем керування та їх виконавчих механізмів можуть досягати 80–90 % від загальної кількості всіх відмов [1]. При роботі силових циліндрів пресів відмови можуть наступати як наслідок [2]:

- зношення поверхонь до граничного стану;
- значної зміни коефіцієнта тертя та різкого його збільшення аж до схоплювання або заїдання у фрикційних і антифрикційних парах;
- кавітаційного руйнування;
- похибок монтажу тощо.

Слід зазначити, що явища, які відбуваються в парах тертя та гідравлічних елементах силових циліндрів, будуть впливати як на безвідмовність, так і на довговічність експлуатації не тільки самих циліндрів, а й деталей, що сполучаються з ними у відповідних вузлах преса [3]. У загальному випадку відмови внаслідок зношення визначаються наступними характеристиками зношування [4]:

- станом контактуючих поверхонь;
- наявністю змащувального матеріалу або іншого середовища;
- навантаженням;
- рівнем перепадів тисків;
- характером взаємних переміщень тощо.

Метою даної роботи є підвищення ресурсу безвідмовної роботи силових циліндрів гідравлічних пресів на основі дослідження їх триботехнічних властивостей, а також розробка заходів зниження загального рівня їх зношення.

Пропонована робота є продовженням досліджень, спрямованих на підвищення ресурсу безвідмовної роботи базових вузлів гідравлічних пресів та опублікованих у попередніх статтях [5, 6] зазначених авторів, тому залежність відмов гідравлічних циліндрів від характеристик їх зношування в даній статті не розглядаються. Однак, слід зазначити, що попередні дослідження підтверджують, що найбільш визначальними з факторів зношення є наступні:

- тиск сполучення поверхонь тертя та швидкість їх відносного переміщення у вузлах ущільнень силових гідроциліндрів [7], для яких після припрацьовування та до граничного зносу швидкість зношення не залежить від часу, тобто є постійною величиною;
- рівень перепадів тиску та пов'язані з ним кавітаційні явища для корпусів і плунжерів силових гідроциліндрів [8], для яких швидкість зношення з часом змінюється з можливим переходом зносу у руйнування внаслідок одночасного розвинення яскраво виражених зон кавітаційного роз'їдання та тріщин від втомленості при циклічному навантаженні гідравлічних елементів високим тиском робочої рідини [9].

Дослідження ресурсу безвідмовної роботи силових циліндрів, так й інших базових вузлів гідравлічних пресів доцільно здійснювати на базі інженерної методики оцінки їх триботехнічних властивостей [2].

Для проведення розрахунку ресурсу деталей машин спочатку визначається тривалість випробувань  $t_B$ :

$$t_B = \frac{T_H \cdot \varepsilon_H}{K_n (\delta_E - \delta_B) \cdot \varepsilon_n}, \quad (1)$$

де  $T_H$  – нормативний ресурс роботи деталі, год;

$\varepsilon_H$  – помилка вимірювання зношення, мкм;

$\varepsilon_n$  – прийнята помилка прогнозування ресурсу, мкм;

$\delta_E$  – граничне відхилення розміру деталі при експлуатації, мкм;

$\delta_B$  – відхилення розміру деталі перед початком випробувань, мкм;

$K_n$  – коефіцієнт прискорення випробувань, визначається по залежності:

$$K_n = \frac{K_B \cdot N_B}{K_E \cdot N_E}, \quad (2)$$

де  $K_B$  – коефіцієнт використання часу при випробуваннях;

$K_E$  – коефіцієнт використання часу при експлуатації;

$N_B$  – число циклів за хвилину при випробуваннях,  $\text{хв}^{-1}$ ;

$N_E$  – число циклів за хвилину при експлуатації у виробничих умовах,  $\text{хв}^{-1}$ .

Підставивши значення параметрів в формулу (1), отримуємо час випробування деталі на зношення.

Для розрахунку ресурсу довговічності по зношуванню необхідно спочатку визначити швидкість зношення деталі:

$$V_3 = \frac{W_B - W_O}{t_B - t_O}, \quad (3)$$

де  $W_B$  – лінійне зношення за час випробувань, мкм;

$W_O$  – лінійне зношення за період обкатування, мкм;

$t_B$  – час випробувань, визначається за формулою (1), год;

$t_O$  – час обкатування деталі, задається на основі експериментальних даних, год.

Далі визначається ресурс безвідмовної роботи деталі, год:

$$T = \frac{\delta_E - W_O}{V_3} + t_O. \quad (4)$$

При дослідженні ресурсу безвідмовної роботи базових вузлів гідравлічних пресів та послідуєчій розробці відповідних заходів для зменшення зношення силових циліндрів необхідно базові вузли машини – силові циліндри та елементи станини – розглядати не окремо один від одного, а застосовувати системний підхід, який передбачає врахування їх взаємодії та взаємного впливу під час промислової експлуатації.

Зазначені базові елементи гідравлічних пресів взаємопов'язані між собою

- як конструктивно – робочі циліндри встановлені у верхню нерухому поперечину та своїми плунжерами спираються на рухому поперечину, а колони своїми кінцями затиснуті у верхню нерухому поперечину та взаємодіють з рухомою поперечною по напрямним;

- так і функціонально – під час навантаження гідравлічного преса при реалізації технологічних процесів формозмінення заготовки замикання зусиль, що розвиваються, відбувається саме на станині преса, до складу якої входять всі ці базові вузли.

Таким чином, за результатами досліджень триботехнічних властивостей базових вузлів на базі інженерної методики оцінки їх ресурсів зношення відповідно до формул (1)–(4) побудовані чотири групи кривих, що являють собою залежності

- коефіцієнта прискорення випробувань  $K_n$ ;
- тривалості випробувань  $t_B$ ;

- швидкості зношення деталі  $V_3$ ;
- ресурсу безвідмовної роботи деталі  $t$  від зусилля гідравлічного пресу ( $P_n$ ), та наведені на рис. 1–4.

Для отримання даних було використано основні параметри кувальних гідравлічних пресів ряду зусиль 30 МН, 50 МН, 63 МН, 100 МН і 150 МН, які знаходяться у промисловій експлуатації на підприємствах ПрАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» та ПАТ «Енергомашспецсталь» (м. Краматорськ).

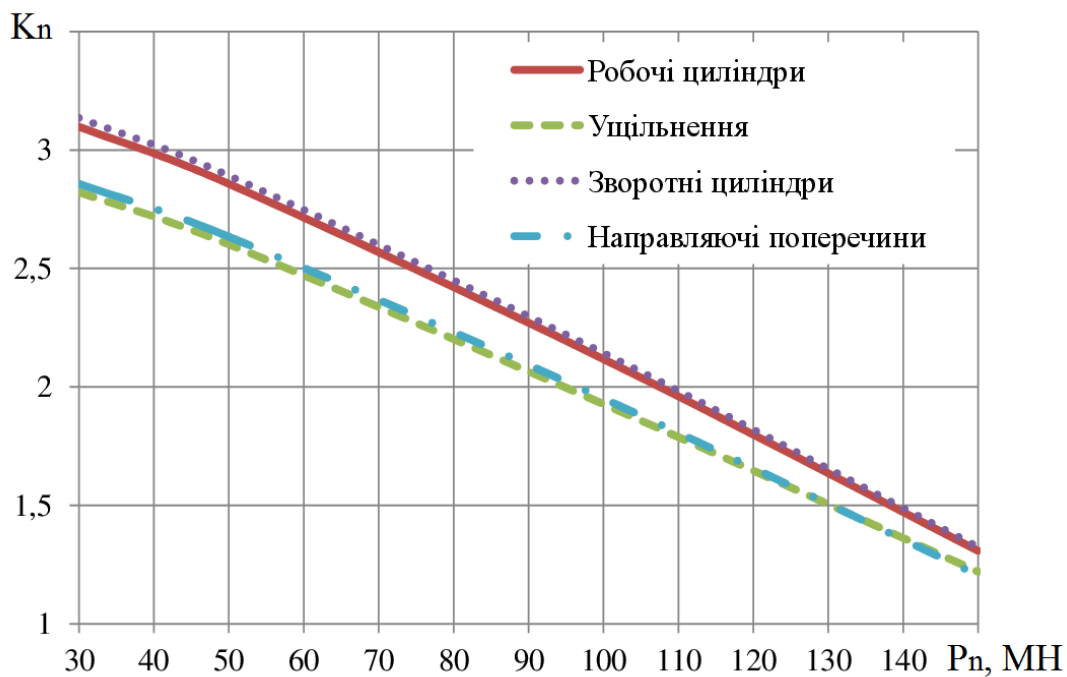


Рис. 1. Діаграма залежності коефіцієнта прискорення випробувань від зусилля преса

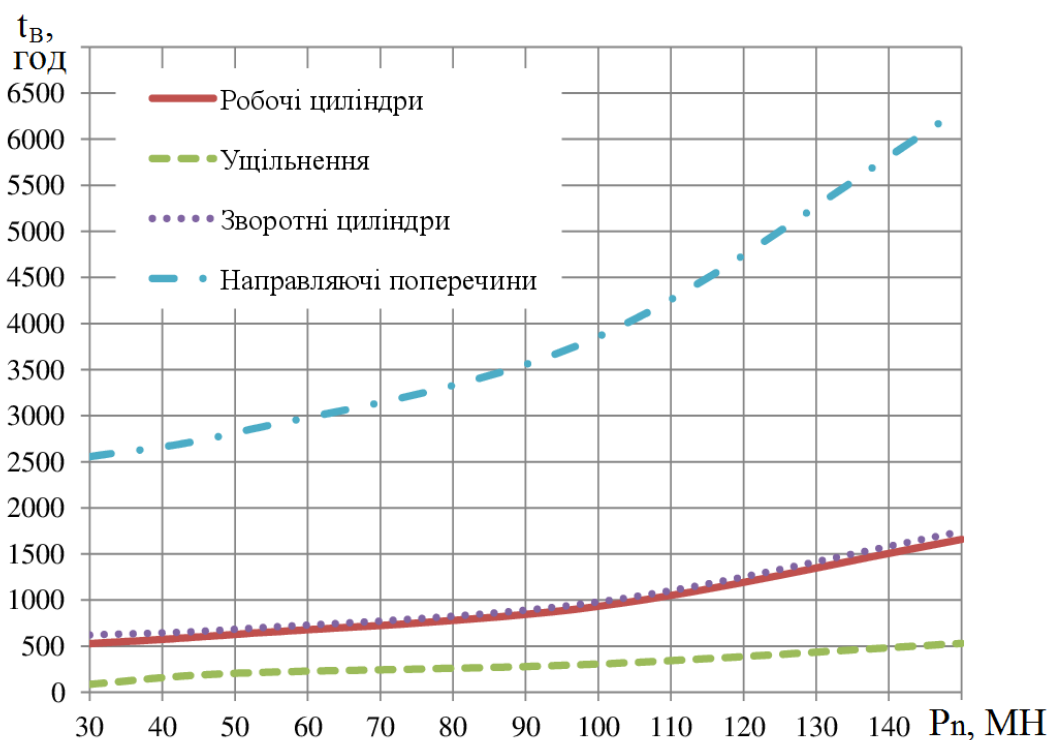


Рис. 2. Діаграма залежності тривалості випробувань від зусилля преса

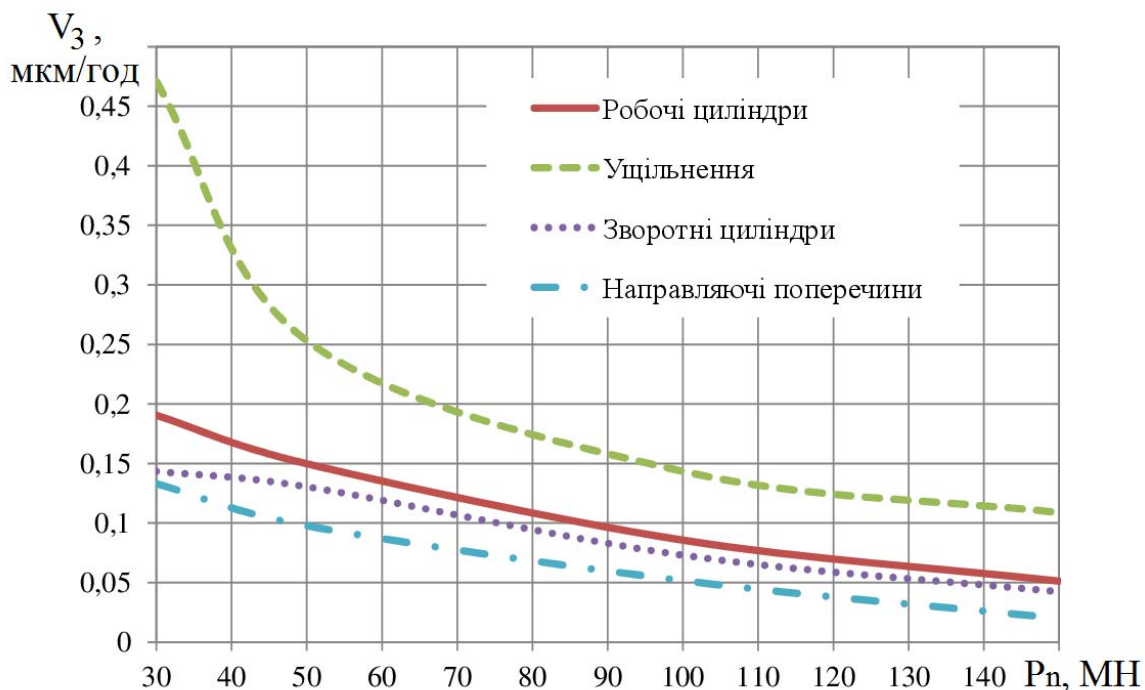


Рис. 3. Діаграма залежності швидкості зношення деталі від зусилля преса

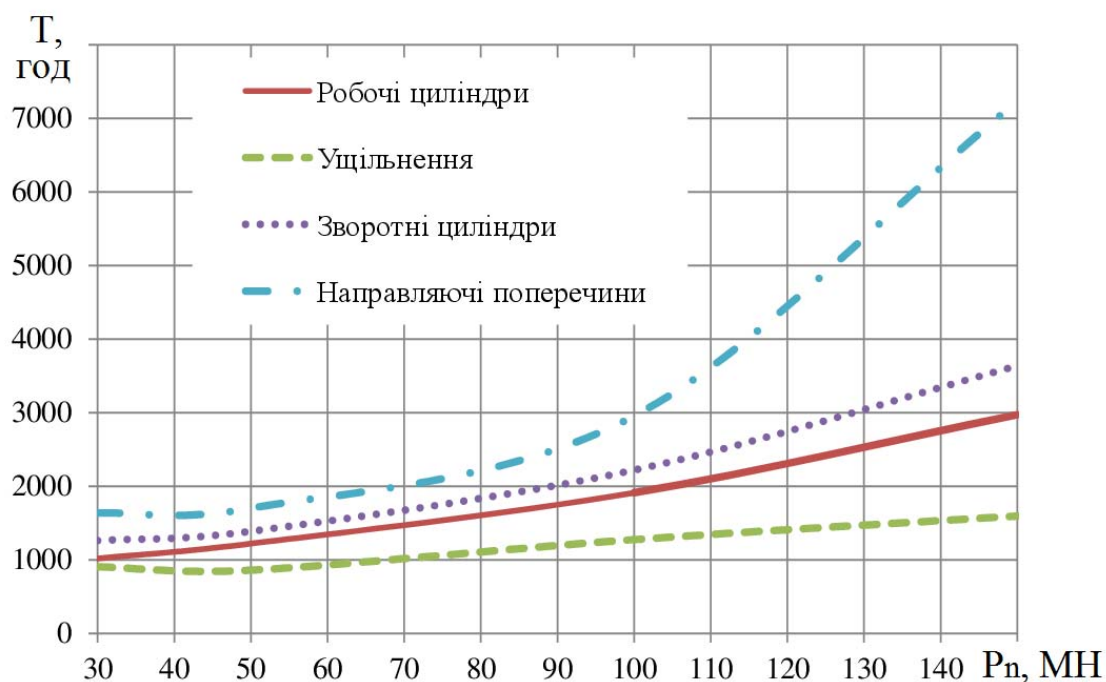


Рис. 4. Діаграма залежності ресурсу безвідмовної роботи деталі від зусилля преса

Аналіз отриманих діаграм (рис. 1–4) показує наступне.

Зі збільшенням зусилля преса коефіцієнт прискорення випробувань робочого і зворотного циліндрів, ущільнення і направляючих рухомої поперечини зменшується, що говорить о зниженні тривалості прискорених випробувань в режимі експлуатації (рис. 1).

Зі збільшенням зусилля преса тривалість випробування робочого і зворотного циліндрів збільшується і це говорить про підвищення залежності безвідмовної роботи пресу. Незначно підвищується час випробування роботи ущільнень, а направляючих рухомої поперечини – навпаки. Час до граничного зношення не залежить від швидкості зношення (рис. 2).

Зі збільшенням зусилля преса швидкість зношення робочого і зворотного циліндрів, направляючих рухомої поперечини зменшується, що показує, що швидкість в середньому постійна, а при роботі ущільнень пресів із зусиллям до 63 МН підвищується швидкість зношення. Слід розуміти, що після припрацювання швидкість зношення зменшується, а при роботі вібрацій, температури тощо – збільшується (рис. 3).

Зі збільшенням зусилля преса ресурс безвідмовної роботи робочого і зворотного циліндрів та ущільнення збільшується, що говорить про залежність від потужності пресу. Направляючі рухомої поперечини мають великий стрибок вгору при зусиллях пресу понад 100 МН, що свідчить про значне зношення від тертя ковзанням (рис. 4).

Зазор між плунжером та внутрішньою порожниною корпусу робочого циліндра встановлюється, виходячи з умов його вільного переміщення в корпусі та відсутності перетискання робочої рідини в цьому зазорі. Внутрішня порожнина корпусу схильна кавітаційно зношуватися. Крім того в зазначеному зазорі розміщено напрямну втулку, яка запобігає перекосу плунжера при переміщенні рухомої поперечини. Антифрикційні властивості втулки та можливість підведення до неї системи змащення дозволяють значно подовжити строк експлуатації плунжера, особливо, коли до складу матеріалу втулки входить мідь. В цьому випадку окрім зниження тертя створюються умови для виникнення вибіркового переносу [2]. Експлуатаційні умови сполучення «плунжер – напрямна втулка» порушуються, як правило, з причини виникнення корозійного та абразивного зношення. Перший вид зношення розвивається внаслідок старіння робочих рідин, а другий – внаслідок їх недостатньої фільтрації. Тому якість робочої рідини має вирішальне значення при запобіганні зношенню пар тертя силових циліндрів. Крім того, ресурс безвідмовної роботи силових циліндрів залежить від застосованих конструкцій трубних з'єднань, які сполучають циліндри з джерелами високого та низького тисків. Низька довговічність й надійність трубних з'єднань внаслідок підвищеного зношення ущільнювальних елементів, їх ненадійної фіксації та виникнення витоків внаслідок перепадів тисків в трубопроводі, коливальних та гідроударних явищ призводять до передчасних відмов силових циліндрів. Тому при конструюванні трубних з'єднань намагаються зменшити ступень їх кавітаційного зносу та подовжити термін експлуатації.

Загалом рекомендації зі збільшення ресурсу безвідмовної роботи силових циліндрів та пов'язаних з ними базових вузлів гідравлічних пресів можна узагальнити за допомогою нижче наведеної схеми (рис. 5).

## ВИСНОВКИ

1. Проведеними в роботі дослідженнями встановлено, що зі збільшенням зусилля гідравлічного преса:

- коефіцієнт прискорення випробувань робочого і зворотного циліндрів, ущільнення і направляючих рухомої поперечини зменшується;
- тривалість випробування робочого і зворотного циліндрів збільшується, незначно підвищується час випробування роботи ущільнень, а направляючих рухомої поперечини – навпаки зменшується;
- швидкість зношення робочого і зворотного циліндрів, направляючих рухомої поперечини зменшується – це показує, що швидкість в середньому постійна, а при роботі ущільнень пресів із зусиллям до 63 МН підвищується швидкість зношення;
- ресурс безвідмовної роботи робочого і зворотного циліндрів та ущільнення збільшується, а направляючі рухомої поперечини мають великий стрибок вгору при зусиллях пресу понад 100 МН, що свідчить про значне зношення від тертя ковзанням.

2. Розробка заходів постійного автоматичного контролю та запобігання наближення роботи гідравлічного преса до аварійної границі є вирішальним фактором забезпечення безвідмовної роботи його базових вузлів при умові раціонального їх проектування та відповідності показників роботи заданим експлуатаційним характеристикам.

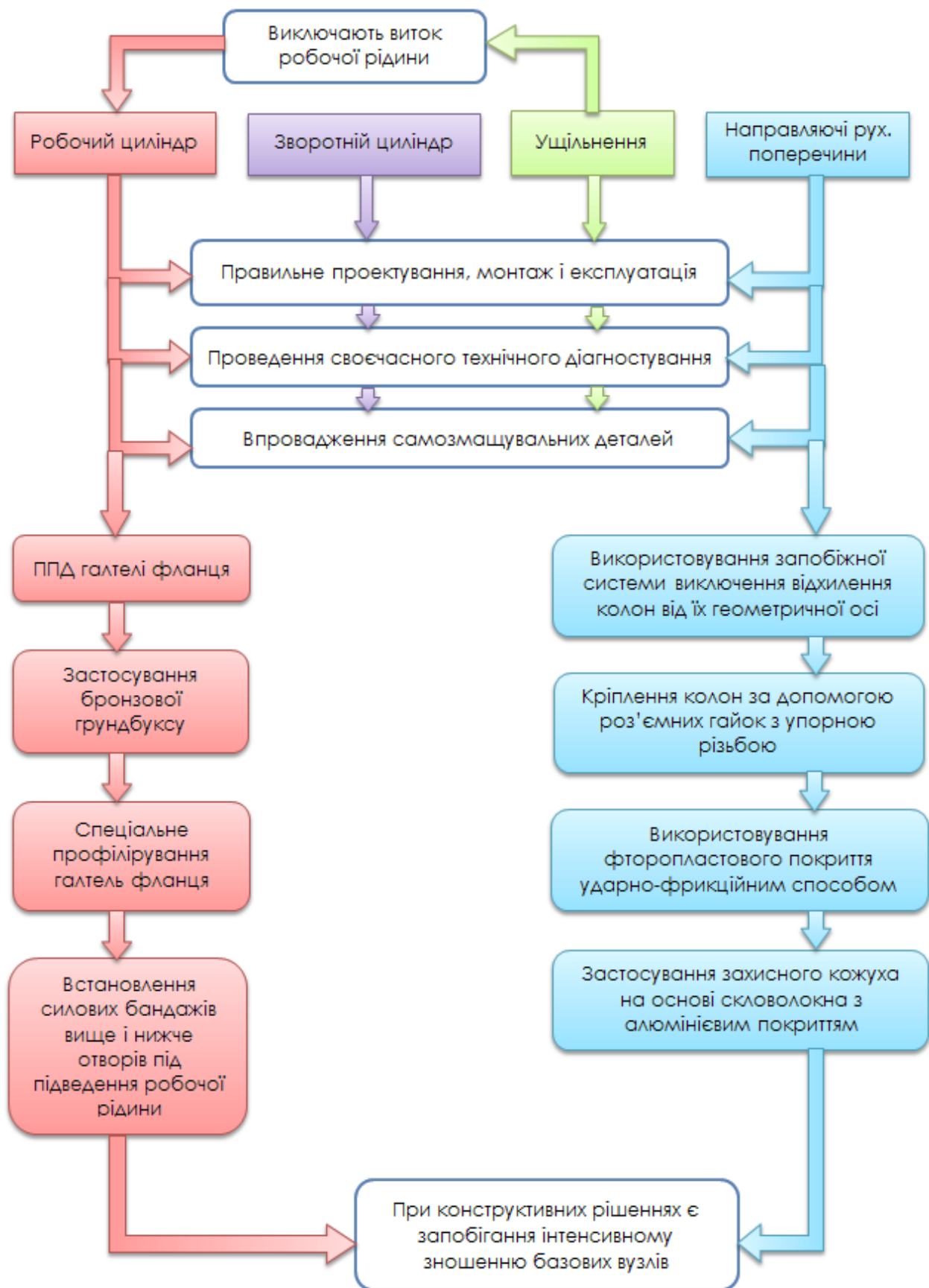


Рис. 5. Рекомендації зі збільшення ресурсу безвідмовної роботи силових циліндрів та пов'язаних з ними базових вузлів гідравлічних пресів



## СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

1. Анализ отказов, предупреждение разрушений и восстановление базовых деталей мощных гидравлических прессов / Н. П. Коркин, Д. А. Кулагин, А. П. Моисеев, И. А. Сурков // *Технология легких сплавов*. – № 1–2. – 2006. – С. 181–189.
2. Трение, износ и смазка (трибология и триботехника) / А. В. Чичинадзе, С. М. Берлинер, Э. Д. Браун, Н. А. Буше ; под ред. А. В. Чичинадзе. – М. : Машиностроение, 2003. – 576 с.
3. Сурков А. И. Обеспечение прочностной надежности базовых деталей мощных гидравлических прессов на стадиях проектирования и эксплуатации / А. И. Сурков, А. Н. Курович, И. А. Сурков // *Тяжелое машиностроение*. – № 5. – 2003. – С. 35–37.
4. Гойдо М. Е. Технические решения для улучшения характеристик работы гидравлических прессов / М. Е. Гойдо, В. В. Бодров, Р. М. Багаутдинов // *Заготовительные производства в машиностроении*. – М. : Машиностроение, 2015. – № 4. – С. 25–32.
5. Корчак О. С. Розвиток методів збільшення ресурсу безвідмовної роботи базових вузлів гідравлічних пресів / О. С. Корчак, К. Є. Біленець // *Вісник ДДМА*. – 2018. – № 2 (44). – С. 125–128.
6. Корчак О. С. Дослідження умов експлуатації та причин виникнення зношення в силових циліндрах гідравлічних пресів / О. С. Корчак, М. І. Нагієв, К. Є. Біленець // *Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов*. – Краматорск : ДГМА, 2018. – № 2 (47). – С. 173–175.
7. Новиков В. И. Повышение надежности работы деталей, отвечающих за перемещение подвижной поперечины в гидравлическом ковочном прессе / В. И. Новиков, В. И. Кадощников, Е. В. Куликова // *КШП. ОМД*. – № 2. – 2012. – С. 24–28.
8. An investigation of highly pressurized transient fluid flow in pipelines / Z. Ouchiha, J. C. Loraud, A. Ghezal, M. Kessal and other // *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. – Elsevier, 2012. – Vol. 92. – P. 106–114.
9. Vullo V. *Circular Cylinders and Pressure Vessels : Stress Analysis and Design*. – Switzerland: Springer International Publishing, 2014. – 409 p.

## REFERENCES

1. Analiz otkazov, preduprezhdenie razrushenij i vosstanovlenie bazovyh detalej moshhnyh gidravlicheskih pressov / N. P. Korokin, D. A. Kulagin, A. P. Moiseev, I. A. Surkov // *Tehnologija legkih splavov*. – № 1–2. – 2006. – S. 181–189.
2. Trenie, iznos i smazka (tribologija i tribotehnika) / A. V. Chichinadze, S. M. Berliner, Je. D. Braun, N. A. Bushe ; pod red. A. V. Chichinadze. – M. : Mashinostroenie, 2003. – 576 s.
3. Surkov A. I. Obespechenie prochnostnoj nadezhnosti bazovyh detalej moshhnyh gidravlicheskih pressov na stadijah proektirovaniya i jekspluatacii / A. I. Surkov, A. N. Kurovich, I. A. Surkov // *Tjzheloe mashinostroenie*. – № 5. – 2003. – S. 35–37.
4. Gojdo M. E. Tehnicheskie reshenija dlja uluchshenija harakteristik raboty gidravlicheskih pressov / M. E. Gojdo, V. V. Bodrov, R. M. Bagautdinov // *Zagotovitel'nye proizvodstva v mashinostroenii*. – M. : Mashinostroenie, 2015. – № 4. – S. 25–32.
5. Korchak O. S. Rozvytok metodiv zbil'shennja resursu bezvidmovnoi' roboty bazovyh vuzliv gidravlichnyh presiv / O. S. Korchak, K. Je. Bileneec' // *Visnyk DDMA*. – 2018. – № 2 (44). – S. 125–128.
6. Korchak O. S. Doslidzhennja umov ekspluatacii' ta prychnyn vynykennja znoshennja v sylovyh cylindrah gidravlichnyh presiv / O. S. Korchak, M. I. Nagijev, K. Je. Bileneec' // *Obrabotka materyalov davlenyem : sb. nauch. trudov*. – Kramatorsk : DGMA, 2018. – № 2 (47). – S. 173–175.
7. Novikov V. I. Povyshenie nadezhnosti raboty detalej, otechajushhij za peremeshhenie podvizhnoj poperechiny v gidravlicheskom kovochnom presse / V. I. Novikov, V. I. Kadoshnikov, E. V. Kulikova // *KShP. OMD*. – № 2. – 2012. – S. 24–28.
8. An investigation of highly pressurized transient fluid flow in pipelines / Z. Ouchiha, J. C. Loraud, A. Ghezal, M. Kessal and other // *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. – Elsevier, 2012. – Vol. 92. – P. 106–114.
9. Vullo V. *Circular Cylinders and Pressure Vessels : Stress Analysis and Design*. – Switzerland: Springer International Publishing, 2014. – 409 p.

Корчак О. С. – д-р техн. наук, доц. ДДМА;

Біленець К. Є. – магістр ДДМА.

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ.

E-mail: helen\_korchak@ukr.net

Стаття надійшла до редакції 11.01.2019 р.

УДК 621.777.01

**Минков К. А.**  
**Минков А. Н.**  
**Мартынов С. В.**  
**Калинов А. М.**

## **МОБИЛЬНЫЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ РЕГУЛИРУЕМОЙ ВОДО-ВОЗДУШНОЙ ЗАКАЛКИ КУЗНЕЧНОЙ ОСНАСТКИ**

Проблема повышения эксплуатационной стойкости крупных штампов для горячего деформирования является одной из актуальных в современном машиностроении. Это обусловлено их высокой стоимостью и трудоемкостью изготовления.

К числу наиболее распространенных сталей, используемых для изготовления штампов, относятся теплостойкие легированные инструментальные стали марок 5ХНМ и 4Х5МФС. Эти стали должны удовлетворять следующим характеристикам: твердость HRC 40...45, KCU = 30...45 Дж/см<sup>2</sup>, что достигается получением структуры троосто-сорбита, упрочненной карбидами с карбидной неоднородностью не более 4 балла по шкале 5 ГОСТ 801 [1, 2]. Для достижения требуемых характеристик выполняется закалка с последующим отпуском [1, 3–5]. Наиболее сложной задачей является выбор охлаждающих сред при закалке, так как при охлаждении штампов требуется создание температурных полей, отличающихся как для разных температурных интервалов в процессе охлаждения, так и для различных частей штампов [1, 6].

При закалке штампов в качестве охлаждающей среды обычно используется масло. Несмотря на широкое применение, закалка в масло имеет значительные недостатки: недостаточная охлаждающая способность в интервале температур перлитного превращения, высокая стоимость. Возникающие в объеме изделия значительные температурные и структурные градиенты приводят к появлению остаточных напряжений и деформаций. Использование масла связано с высокой пожароопасностью, загазованностью помещений и т. д. Наносится существенный вред экологии [3]. Кроме этого, следует учитывать высокую стоимость масла, необходимость его регенерации и последующей утилизации.

В настоящее время для охлаждения крупногабаритных деталей все большее распространение приобретают водно-воздушные охладительные установки [4–8]. Конструкция и параметры устройства водо-воздушного охлаждения позволяют осуществить обработку по стандартной технологии закалки с отпуском с интенсивностью охлаждения как в существующих закалочных средах (масло, вода), так и реализовать новые, высокоэффективные технологии, такие как:

– закалка с регулируемым охлаждением. Такая технология обеспечит существенно более высокий уровень механических и служебных характеристик при более низком уровне как текущих, так и остаточных напряжений.

– закалка с самоотпуском. Применение такой технологии позволяет исключить необходимость проведения операции отпуска деталей после закалки. При проведении закалки с самоотпуском достигается более высокий по сравнению с существующими технологиями уровень механических свойств [9, 10].

Целью работы является анализ существующих технологий упрочнения штамповой оснастки с целью ее усовершенствования, а также разработки и внедрения оборудования для ее реализации.

Использование водо-воздушного охлаждения позволяет получить широкий диапазон скоростей охлаждения как выше достигаемых при закалке в водяных баках, так и значительно ниже тех, которые достигаются при использовании масляных баков. Охлаждающая способность водо-воздушной смеси зависит главным образом от соотношения давления воды

и воздуха, в зависимости от которого для определенной конструкции форсунки могут быть два состава предельных смесей. Первый состав: расход воды такой, при котором давление воздуха не распыляет воду до частиц размером меньше критической величины. В этом случае частицы воды не успевают полностью испариться, отвод пара затруднен и вследствие этого охлаждающая способность смеси снижается. Второй состав: расход воды незначителен, и давление воздуха настолько увеличивает кинетическую энергию частиц воды, что приводит [11] к сокращению времени контакта частиц воды с раскаленной поверхностью. Соответственно, охлаждающая способность водо-воздушной смеси также снижается. Таким образом, правильным подбором соотношения давления воды и воздуха можно обеспечить требуемый режим охлаждения изделий.

Водно-воздушная установка, которая эксплуатируется в термическом цехе штампового производства Минского автозавода с 1996 г, позволяет обрабатывать штампы размером от  $100 \times 100 \times 100$  мм до  $1500 \times 1000 \times 1000$  мм и массой до 8000 кг. Габариты установки  $6200 \times 2000 \times 3500$  мм, а размеры рабочей зоны  $2500 \times 2000 \times 2500$  мм. Охлаждение гравюры и хвостовика штампа ведется с различными скоростями, которые обеспечивают заданную твердость в двух зонах. Время закалочного охлаждения 1 штампа от 2 до 20 мин в зависимости от размеров. Стоимость закалочной установки от 30 до 70 тыс. долларов США в зависимости от размеров обрабатываемых штампов [9, 10].

Еще одна установка описана в работе [12] и предназначена для регулируемой водо-воздушной закалки изделий с вертикальной осью вращения. Такие изделия используются в качестве рабочего инструмента размольных устройств. Орошение поверхности водо-воздушной смесью ведется при помощи двухфазных форсунок, к которым осуществлен подвод воды и воздуха, и в которых эта смесь подготавливается. Форсунки установлены в 4-х вертикальных стойках в несколько рядов по высоте. Регулировка давления воды и воздуха осуществляется при помощи специальных кранов вручную. Установка имеет поворотную платформу, использование которой обеспечивает хорошую равномерность орошения поверхности в процессе закалки.

Необходимо отметить, что внедрение таких установок, принимая во внимание их достаточно высокую стоимость, рентабельно лишь при серийном изготовлении. Поэтому главной задачей является разработка мобильного сборно-разборного стенда, не требующего постоянных площадей. Такая установка позволяет в определенных случаях отказаться от строительства дорогостоящих стационарных установок.

В работе [13] описана мобильная установка для водо-воздушного охлаждения крупногабаритных штампов. Поставленная задача решается за счет того, что стенд оснащен двумя трубчатыми конструкциями сферической формы, какие раздвигаются при загрузке штампа и сдвигаются при его охлаждении и предназначены для подачи воды и воздуха, а также для крепления установочных блоков системы водо-воздушного охлаждения.

Используя опыт, полученный при создании вышеописанных устройств, было принято решение пойти дальше в усовершенствовании процесса регулируемой водо-воздушной закалки, а именно, используя концепцию мобильной закалочной установки, усовершенствовать ее, разработать и внедрить технологию регулируемого водо-воздушного охлаждения с использованием специального компьютерного обеспечения. Этот фактор, а также наличие несущего каркаса и защитного кожуха, является принципиальным отличительным признаком от установки [13].

Для реализации поставленной задачи были выбраны производственные площади и мощности ПАО «Русполимет», г. Кулебаки, Нижегородской области. Разработка специального программного обеспечения велась специалистами Нижегородского Государственного технического университета им. Р. А. Алексеева.

Сборно-разборный стенд для водо-воздушной закалки штампов (рис. 1) и других элементов оснастки, собранных в садку на специальных поддонах, размещается на опорной раме (1), изготовленной из швеллеров, и устанавливается в поддоне, предназначенном для сбора отработанной воды. Одним из элементов опорной рамы являются направляющие рельсы,

на которых установлены две половины несущей конструкции 3 цилиндрической формы. Каждая из конструкций передвигается на трех роликах по направляющим рельсам одна навстречу другой и имеет отдельные системы подводящих труб для контура воды 6 и контура воздуха 5. На трубах размещены установочные блоки 2 для водо-воздушных форсунок.

*СТЕНД ДЛЯ ВОДО-ВОЗДУШНОЙ ЗАКАЛКИ*

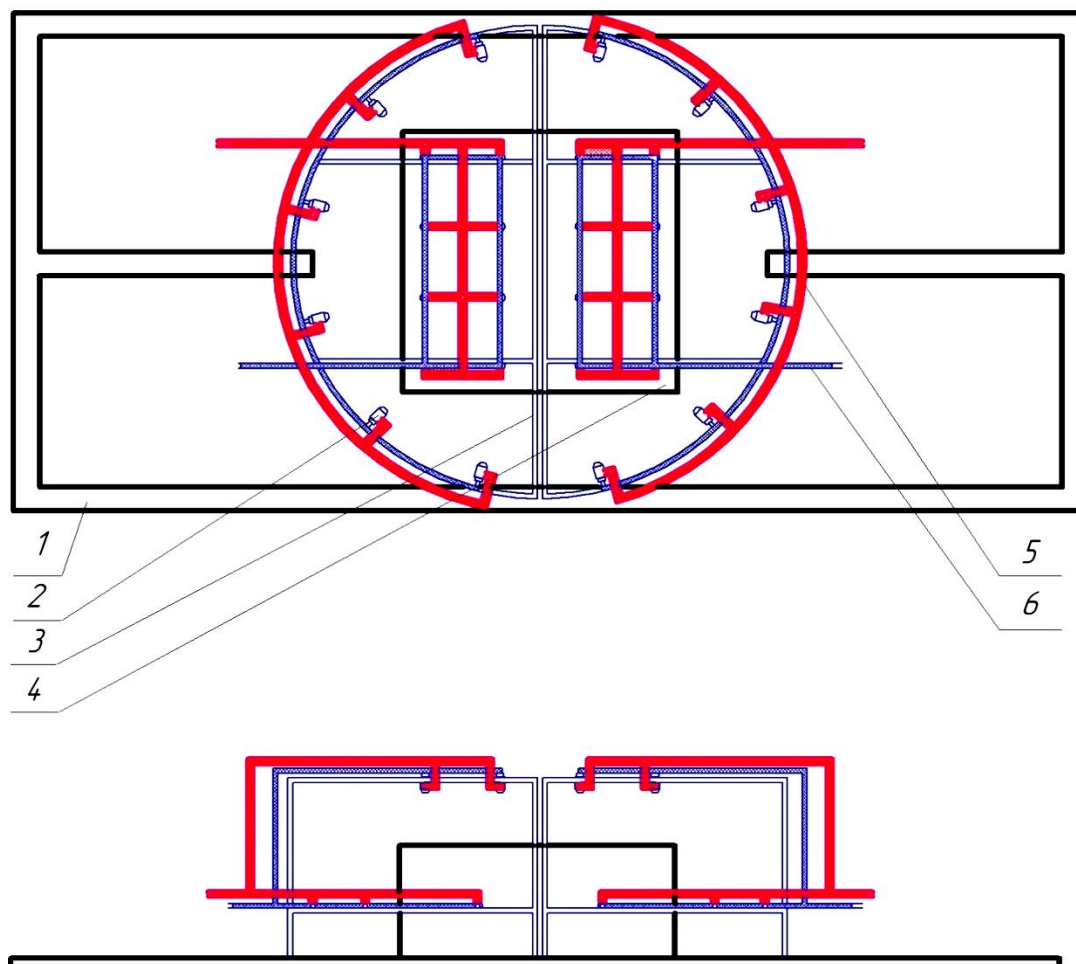


Рис. 1. Стенд для водо-воздушной закалки штампов

Нагретый штамп 4 после выгрузки из печи устанавливается на каркас несущего поддона. Далее обе трубчатые конструкции стенда сдвигаются по направляющим рельсам одна к другой, образуя закрытый сверху цилиндр, в центре которого расположен закаливаемый штамп. Охлаждение штампа осуществляется с помощью водо-воздушных форсунок, размещенных на несущей конструкции, к которым по отдельным трубам подведены вода и воздух. Изнутри установка обшита защитным экраном из листовой нержавеющей стали, выполняющим функцию защиты электроприборов и электропроводки стенда от высоких температур, а также функцию пароуловителя. Всего в конструкции задействовано 28 форсунок, разделенных на 2 дискретно управляемых контура: верхний (16 форсунок) и нижний (12 форсунок). Плюс к этому 4 форсунки нижнего контура, расположенные напротив ребер штампа, имеют запорные клапана, перекрывающие подачу воды к ним в нужное время. Выбор такого количества форсунок в верхний контур обусловлено достаточным перекрытием их факелов, обеспечивающее равномерное орошение рабочей поверхности штампа. Регулировка интенсивности охлаждения производится при помощи специального программного обеспечения по заданной заранее программе с возможностью изменения скорости охлаждения непосредственно в процессе закалки. Возможность изменения плотности орошения нижнего контура дает

возможность реализации градиентной по высоте закалки, обеспечивающей хорошее распределение остаточных напряжений по сечению штампа. Контроль температуры поверхности металла в процессе охлаждения ведется при помощи стационарного тепловизора, подключенного к компьютеру для фиксации изменения состояния температуры в процессе охлаждения. Также в процессе охлаждения происходит он-лайн фиксация давления воды и воздуха на входе в контуры.

Использование специальной оснастки дает возможность закаливать в установке и другие элементы оснастки, используемые в кольцепрокатном производстве: дорн-валы, наконечники прошивной, небольшие бандажи и др.

На эскизах намеренно не указаны габаритные размеры установки. Это сделано с той целью, чтобы показать, что данную установку можно привязать как к конкретной печи с ограничениями по размеру рабочего пространства, так и к конкретной номенклатуре закаливаемых изделий

В качестве основного охладителя при регулируемой закалке деталей в водно-воздушных установках используется распыленная вода, охлаждающая способность которой зависит главным образом от ее удельного расхода, определяемого конструкцией форсунки, давлением воды на ее входе и расстоянием между форсункой и охлаждаемой поверхностью. Для комплектации разработанной установки первоначально использовали центробежную форсунку, формирующую распыленную воду в виде конусообразного полного факела. Конструкция форсунки включает корпус и вкладыш с центральным осевым отверстием и нарезанными по его внешней цилиндрической поверхности винтовыми каналами и позволяет использовать в качестве охладителя также и только распыленную воду.

Для расширения технологических возможностей на базе указанной форсунки была разработана водо-воздушная форсунка [14], которая позволяет использовать в качестве охладителей распыленную воду, водо-воздушные смеси и сжатый воздух. Основными элементами форсунки являются внутреннее (1) и внешнее (2) сопла. Внутреннее сопло имеет форму цилиндра с выходной конической частью. На внешней поверхности цилиндрической части внутреннего сопла нарезаны винтовые каналы для прохода компрессорного воздуха (рис. 2). Во внутреннее сопло устанавливается цилиндрический вкладыш с выступающей конической частью, на выходе из которой образуется камера смешивания. На внешней цилиндрической поверхности вкладыша вырезаны винтовые каналы для прохода потока воды и его ускорения. По всей длине вкладыша просверлен центральный осевой канал переменной сечения, сужающийся в конической части.

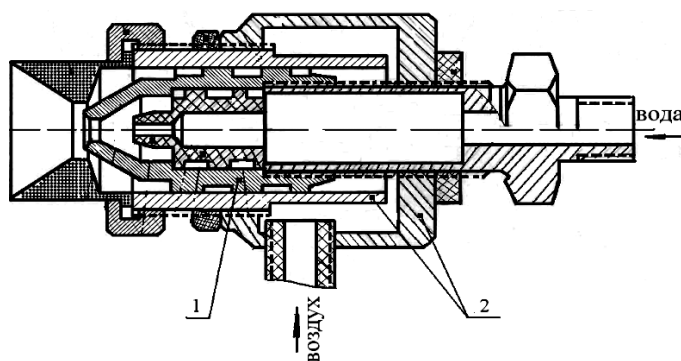


Рис. 2. Распылительная водо-воздушная форсунка

Вода подается во вкладыш внутреннего сопла и разделяется на два потока. Первый поток проходит по осевому каналу и ускоряется за счет уменьшения его проходного сечения в выступающей конической части. Второй поток проходит по винтовым каналам, нарезанным на внешней цилиндрической поверхности вкладыша, ускоряется и взаимодействует с первым потоком в камере смешивания. При этом происходит интенсивное дробление водяного потока.

Дальнейшее измельчение капель воды происходит при встрече водяного потока с потоком компрессорного воздуха, который поступаая в форсунку, проходит по винтовым каналам на внешней поверхности внутреннего сопла и ускоряется. На выходе из диффузора этот поток взаимодействует с водяным потоком, в результате чего образуется дисперсная водо-воздушная смесь.

Для разработки технологии регулируемого охлаждения необходимы данные, характеризующие качество распыления воды применяемой форсункой. Были определены основные технологические характеристики, а именно, удельный расход воды и диаметр факела в зависимости от давления воды и воздуха, а также от расстояния между форсункой и охлаждаемой поверхностью. Исследования проводили на специально разработанном стенде [15], позволяющем определять удельный расход распыленной воды в любой точке факела, создаваемого форсункой. Кроме того опытным путем были получены оптимальные для штамповой стали значения коэффициента теплоотдачи, необходимые для разработки и корректировки интенсивности охлаждения в процессе закалки.

## ВЫВОДЫ

Разработана и изготовлена мобильная водо-воздушная установка для регулируемой закалки штампов и элементов оснастки размером до  $1000 \times 1000 \times 700$  мм и массой до 4000 кг.

Охлаждение гравюры и хвостовика штампа или дорн-вала ведется с различными скоростями. Это обеспечивает заданную дифференцированную твердость в различных частях штампа.

Применение регулируемого охлаждения дает возможность проводить закалку элементов оснастки, обеспечивающую приемлемые остаточные напряжения, дифференцированную твердость и структуру по высоте штампа.

Представленная конструкция отличается сравнительной простотой изготовления и управления, а также возможностью быстрого демонтажа и переноса в другое место.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Астафьев А. А. Регулируемая закалка: спрейерное и водо-воздушное охлаждение / А. А. Астафьев, Л. М. Левитан // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 1999. – № 2. – С. 9–12.
2. Закалка крупных поковок в водо-воздушной смеси / Пыиминцев И. Ю., Эйсмонт Ю. Г., Юдин Ю. В., Шабуров Д. В., Захаров В. Б. // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 2003. – № 3. – С. 24–28.
3. Гольдштейн М. И. Специальные стали : учебник для вузов / М. И. Гольдштейн, С. В. Грачев, Ю. Г. Векслер. – Москва : Металлургия, 1985. – 408 с.
4. Выбор условий охлаждения при закалке крупных поковок в охлаждающих установках / Минков А. Н., Борисов И. А., Шейко В. С., Камалов В. З., Алексеенко В. С. // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 1985. – № 6. – С. 50–52.
5. Борисов И. А. Регулируемая закалка крупных изделий в водо-воздушных охлаждающих установках / И. А. Борисов, А. Н. Минков, В. С. Шейко // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 1990. – № 2. – С. 2–4. – ISSN 0026-0819.
6. Околович Г. А. Штамповые стали для холодного деформирования металлов : монография / Г. А. Околович // *Алтайский государственный технический университет им. И. И. Ползунова*. – Изд. 2-е, перераб., доп. – Барнаул : Изд-во АлтГТУ, 2010. – 202 с.
7. Шрайдер А. В. Новые технологические возможности производства прокатных валков марки НКМЗ / А. В. Шрайдер, А. А. Дардесов, С. Н. Мотов // *Сталь*. – 2014. – № 12. – С. 72–73.
8. Борисов И. А. Технология водно-воздушного охлаждения при термической обработке крупногабаритных деталей / И. А. Борисов, Л. Ф. Голанд, И. Г. Жигалкин // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 1996. – № 12. – С. 2–5.
9. Ресурсосберегающий технологический процесс термической обработки крупногабаритных штампов / Л. А. Глазков, М. С. Желудкевич, Д. Л. Жилинин и др. // *Вестник БНТУ*. – 2009. – № 3. – С. 31–35.
10. Установка для закалки крупногабаритных штампов водовоздушной смесью / Глазков Л. А., Желудкевич М. С., Жилинин Д. Л. и др. // *Вестник БНТУ*. – 2009. – № 3. – С. 35–38.
11. Майсурадзе М. В. Характеристики водокапельных форсунок центробежно-струйного типа, используемых для закалки сталей / М. В. Майсурадзе, Ю. В. Юдин // *Изв. вузов. Черная металлургия*. – 2008. – № 8. – С. 45–48.
12. Минков А. Н. Закалочное оборудование для водовоздушного регулируемого охлаждения массивных цилиндрических деталей с вертикальной осью вращения / А. Н. Минков, К. А. Минков // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2012. – № 5. – С. 79–81.

13. Пат. 74154 Украина, C21D 1/06. Стенд для водно-повітряного гартування крупних штампів для гарячого деформування / Мінков О. М., Мінков К. О., Дема М. І. – № 201201476 ; заявл.13.02.12 ; опубл. 25.10.12, Бюл. № 20.

14. Пат. 55893 Украина, C21 D1/62. Пристрій для водно-повітряного охолодження виробів / Мінков О. М., Мінков К. О., Дема М. І. – № 201008213 ; заявл.01.07.10 ; опубл. 27.12.10, Бюл. № 24.

15. Пат. 51923 Украина, B05 B12/08. Стенд для випробувань водно-повітряних форсунок / Мінков О. М., Мінков К. О., Дема М. І. – № 20100421 ; заявл.18.01.10 ; опубл. 10.08.10, Бюл. № 15.

## REFERENCE

1. Astaf'ev A. A. Reguliruemaja zakalka: sprejernoje i vodo-vozdushnoje ohlazhdenie / A. A. Astaf'ev, L. M. Levitan // *Metallovedenie i termicheskaja obrabotka metallov*. – 1999. – № 2. – S. 9–12.

2. Zakalka krupnyh pokovok v vodo-vozdushnoj smesi / Pyshmincev I. Ju., Jejsmond Ju. G., Judin Ju. V., Shaburov D. V., Zaharov V. B. // *Metallovedenie i termicheskaja obrabotka metallov*. – 2003. – № 3. – S. 24–28.

3. Gol'dshtejn M. I. Special'nye stali : uchebnik dlja vuzov / M. I. Gol'dshtejn, S. V. Grachev, Ju. G. Veksler. – Moskva : Metallurgija, 1985. – 408 s.

4. Vybor uslovij ohlazhdenija pri zakalke krupnyh pokovok v ohladitel'nyh ustanovkah / Minkov A. N., Borisov I. A., Shejko V. S., Kamalov V. Z., Alekseenko V. S. // *Metallovedenie i termicheskaja obrabotka metallov*. – 1985. – № 6. – S. 50–52.

5. Borisov I. A. Reguliruemaja zakalka krupnyh izdelij v vodo-vozdushnyh ohladitel'nyh ustanovkah / I. A. Borisov, A. N. Minkov, V. S. Shejko // *Metallovedenie i termicheskaja obrabotka metallov*. – 1990. – № 2. – S. 2–4. – ISSN 0026-0819.

6. Okolovich G. A. Shtampovye stali dlja holodnogo deformirovanija metallov : monografija / G. A. Okolovich // *Altajskij gosudarstvennyj tehničeskij universitet im. I. I. Polzunova*. – Izd. 2-e, pere-rab., dop. – Barnaul : Izd-vo AltGTU, 2010. – 202 s.

7. Shrajder A. V. Novye tehnologičeskie vozmožnosti proizvodstva prokatnyh valkov marki NKMZ / A. V. Shrajder, A. A. Dardesov, S. N. Motov // *Stal'*. – 2014. – № 12. – S. 72–73.

8. Borisov I. A. Tehnologija vodno-vozdushnogo ohlazhdenija pri termičeskoj obrabotke krupnogabaritnyh detalej / I. A. Borisov, L. F. Goland, I. G. Zhigalkin // *Metallovedenie i termicheskaja obrabotka metallov*. – 1996. – № 12. – S. 2–5.

9. Resursosberegajushhij tehnologičeskij process termičeskoj obrabotki krupnogabaritnyh shtampov / L. A. Glazkov, M. S. Zheludkevich, D. L. Zhiljanin i dr. // *Vestnik BNTU*. – 2009. – № 3. – S. 31–35.

10. Ustanovka dlja zakalki krupnogabaritnyh shtampov vodovozdushnoj smes'ju / Glazkov L. A., Zheludkevich M. S., Zhiljanin D. L. i dr. // *Vestnik BNTU*. – 2009. – № 3. – S. 35–38.

11. Majsuradze M. V. Harakteristiki vodokapel'nyh forsunok centrobezhno-strujnogo tipa, ispol'zuemyh dlja zakalki stalej / M. V. Majsuradze, Ju. V. Judin // *Izv. vuzov. Chernaja Metallurgija*. – 2008. – № 8. – S. 45–48.

12. Minkov A. N. Zakalochnoje oborudovanie dlja vodovozdushnogo reguliruemogo ohlazhdenija massivnyh cilindričeskih detalej s vertikal'noj os'ju vrashhenija / A. N. Minkov, K. A. Minkov // *Metallurgičeskaja i gornorudnaja promyšlennost'*. – 2012. – № 5. – S. 79–81.

13. Пат. 74154 Украина, C21D 1/06. Стенд для водно-повітряного гартування крупних штампів для гарячого деформування / Мінков О. М., Мінков К. О., Дема М. І. – № 201201476 ; заявл.13.02.12 ; опубл. 25.10.12, Бюл. № 20.

14. Пат. 55893 Украина, S21 D1/62. Пристрій для водно-повітряного охолодження виробів / Мінков О. М., Мінков К. О., Дема М. І. – № 201008213 ; заявл.01.07.10 ; опубл. 27.12.10, Бюл. № 24.

15. Пат. 51923 Украина, B05 B12/08. Стенд для випробувань водно-повітряних форсунок / Мінков О. М., Мінков К. О., Дема М. І. – № 20100421 ; заявл.18.01.10 ; опубл. 10.08.10, Бюл. № 15.

Мінков К. А. – вед. інж. отдела главного термиста ПАО «Русполимет»;

Мінков А. Н. – канд. техн. наук, доц.;

Мартынов С. В. – канд. техн. наук, нач. отдела кузнеч. и прокат. произв. ПАО «Русполимет»;

Калинов А. М. – вед. інж. отдела кузнеч. и прокат. произв. ПАО «Русполимет».

ПАО «Русполимет» – Публичное акционерное общество «Русполимет», г. Кулебаки, РФ.

E-mail: [km1969.69@gmail.com](mailto:km1969.69@gmail.com)

Статья поступила в редакцию 11.03.2019 г.

621.97-231.32:621.96

Чоста Н. В.

## РЕКОМЕНДАЦИИ ПО КОНСТРУИРОВАНИЮ КУЗНЕЧНО-ПРЕССОВОГО ОБОРУДОВАНИЯ С КЛИНОШАРНИРНЫМ МЕХАНИЗМОМ С ВОГНУТЫМ КЛИНОМ ДЛЯ РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ

В заготовительном производстве Украины выявилась явная диспропорция между развитием технологий и уровнем существующего оборудования для их реализации. Решение этого вопроса особенно актуально в условиях уменьшения объемов промышленного производства, стагнации экономики. Так, малым предприятиям, в условиях отсутствия оборотных средств, тяжело модернизировать существующее дорогостоящее оборудование кузнечно-прессовых производств. Поэтому такие предприятия ориентируются, в основном, на недорогое, оригинальное оборудование, которое, тем не менее, обеспечивает решение поставленных задач по повышению качества продукции и производительности труда [1, 2].

Таким оборудованием могут быть машины с клиношарнирным механизмом, которые на протяжении многих лет разрабатывались под руководством д-ра техн. наук, профессора Роганова Л. Л. [3–8]. Клиношарнирные механизмы имеют большие опорные поверхности, небольшую высоту звеньев по направлению действия рабочей силы, обеспечивают переменность соотношения между приводной и рабочей силами.

Такое оборудование может быть создано также и в результате модернизации имеющегося в распоряжении заказчика оборудования с требуемыми техническими характеристиками.

Целью данной статьи является разработка рекомендаций, с использованием номограмм, по определению рациональных параметров клиношарнирного механизма с вогнутым клином.

В общем случае, клиношарнирный механизм (рис. 1) состоит из клина 1, шарнира 2 и ползуна 3. Клин 1 имеет две рабочие поверхности, одна из которых выполнена плоской и опирается на упорную деталь, например, верхнюю поперечину пресса. Вторая рабочая поверхность клина выполнена по радиусу цилиндрической и сопрягается с выпуклой цилиндрической поверхностью шарнира 2. Шарнир 2 имеет вторую рабочую поверхность, которая также выполнена по радиусу и сопрягается с цилиндрической поверхностью ползуна 3 [8].

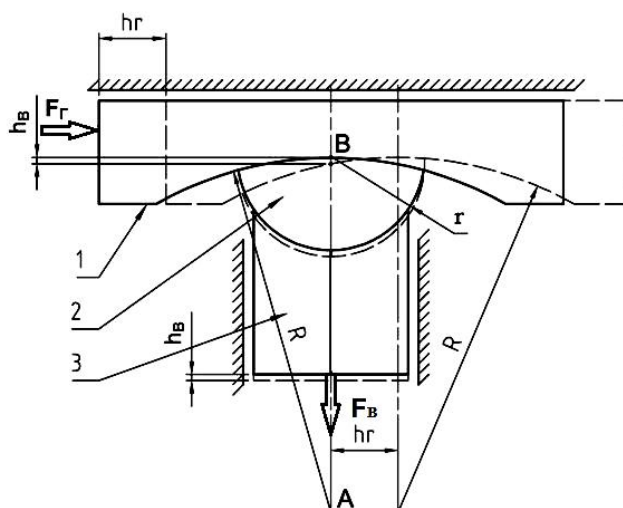


Рис. 1. Принципиальная схема клиношарнирного механизма с вогнутым клином [8]

Клиношарнирный механизм работает следующим образом. К входному звену – клину 1 прикладывается приводная (горизонтальная) сила  $F_T$ , в результате действия которой клин 1 поступательно перемещается в направляющих и своей вогнутой поверхностью радиуса  $R$



оказывает давление на соответствующую выпуклую поверхность шарнира 2. В результате шарнир 2 совершает плоское движение, действуя своей выпуклой поверхностью радиуса  $r$  на сопрягаемую вогнутую поверхность ползуна 3. При этом, если клин 1, а, следовательно, и точка А – центр окружности радиуса  $R$ , переместятся на величину хода привода клина  $h_{\Gamma}$ , то точка В шарнира 2 переместится на величину  $h_B$ . Так как точка В является общим центром окружности радиуса  $r$ , по которой сопрягаются поверхности шарнира и ползуна, то величина  $h_B$  представляет собой ход выходного звена – ползуна 3, который совершает поступательное движение вдоль направляющих.

В основу теоретических исследований клиношарнирного механизма с вогнутым клином были положены методы математического моделирования на основе положений теоретической механики, дифференциального и интегрального исчисления, аналитические и графоаналитические методы теории механизмов и машин.

В результате получены математические модели для расчетов геометрических, кинематических и силовых параметров клиношарнирного механизма с вогнутым клином.

Получено соотношение, устанавливающее связь между  $h_{\Gamma}$  и  $h_B$ :

$$h_B = R - \sqrt{R^2 - h_{\Gamma}^2}. \quad (1)$$

Зависимость между ходом клина  $h_{\Gamma}$  и углом поворота шарнира  $\varphi$  имеет вид:

$$\varphi = \arcsin \frac{h_{\Gamma}}{R}. \quad (2)$$

Кинематические параметры ползуна клиношарнирного механизма:

$$V_B = V_A \operatorname{tg} \varphi. \quad (3)$$

$$a_B = \frac{V_A^2}{R \cos \varphi} + a_A \operatorname{tg} \varphi + \frac{V_A^2}{R \cos \varphi} \operatorname{tg}^2 \varphi = \frac{V_A^2}{R \cos \varphi} (1 + \operatorname{tg}^2 \varphi) + a_A \operatorname{tg} \varphi = \frac{V_A^2}{R \cos^3 \varphi} + a_A \operatorname{tg} \varphi. \quad (4)$$

Соотношение сил между вертикальной технологической силой  $F_B$  и горизонтальной приводной силой  $F_{\Gamma}$  со стороны привода:

$$F_B = \frac{F_{\Gamma}}{\operatorname{tg}(\varphi + \rho + \psi)} = \frac{F_{\Gamma}}{\operatorname{tg}(\varphi + \operatorname{arctg} f + \arcsin(f \frac{R+r}{R}))}. \quad (5)$$

Для практического использования предложенных математических моделей клиношарнирного механизма с вогнутым клином, особенно для малых производств, результаты расчетов геометрических и силовых характеристик могут быть представлены в виде номограмм.

На рис. 2 приведена номограмма для определения рациональных параметров исследуемого механизма при  $f = 0,1$ .

С помощью данной номограммы можно по известным значениям рабочей силы на ползуне  $F_B$ , хода ползуна  $h_B$  и требуемого выигрыша в силе  $F_B/F_{\Gamma}$ , определить угол поворота шарнира  $\varphi$ , а также параметры приводного клина: радиус  $R$  и ход  $h_{\Gamma}$ . Можно также решить и обратную задачу: по известным значениям геометрических параметров приводного клина  $R$  и  $h_{\Gamma}$ , определить угол поворота шарнира  $\varphi$ , рабочий ход ползуна  $h_B$  и соотношение сил  $F_B/F_{\Gamma}$ , а затем, зная или задавая определенное значение приводной силы  $F_{\Gamma}$ , определить соответствующую рабочую силу на ползуне  $F_B$ .

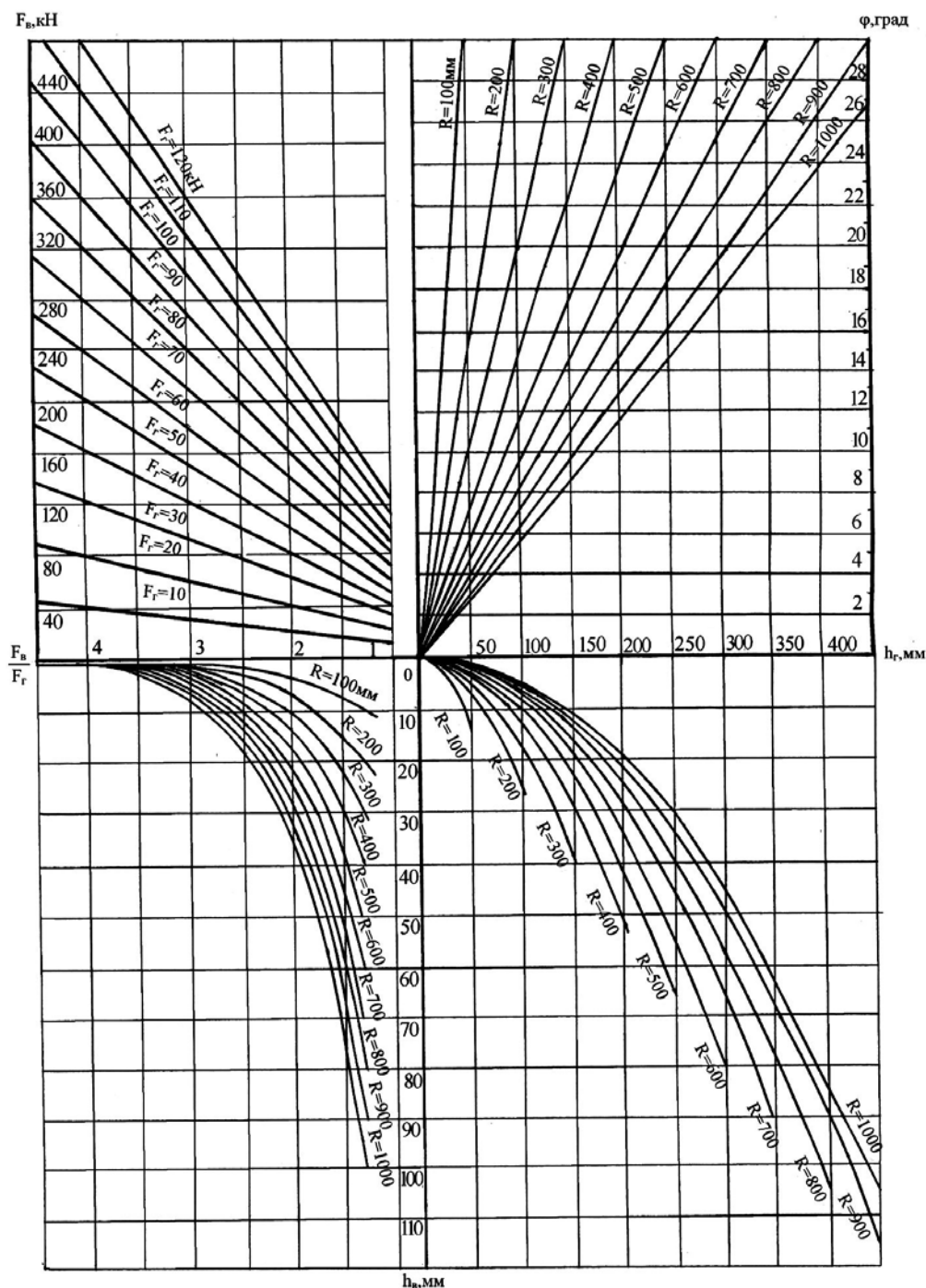


Рис. 2. Номограмма для определения рациональных параметров клиношарнирного механизма с вогнутым клином

С использованием данной номограммы разработана конструкция специализированного прессы с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином для реализации разделительных процессов усилием 200 кН (рис. 3). При силе отрезки сдвигом  $F_B = 160$  кН (заготовка диаметром  $d = 30$  мм из стали 45) и рекомендуемом ходе отрезки, при котором происходит отделение заготовки ( $h_B = 15$  мм), желаемом соотношении  $F_B/F_G = 2,5$ , имеем:  $F_G = 64$  кН,  $R = 800$  мм,  $h_G = 154$  мм,  $\varphi \cong 11,1^\circ$ .

Пресс состоит из: станины, выполненной в виде верхней 1, нижней 2 и боковых 3 поперечин, которые собираются с помощью колонн 4 и шпилек 5; клиношарнирного механизма с вогнутым клином, включающего в себя вогнутый клин 6 с приводом от гидроцилиндра 7, взаимодействующего с шарниром 8, который установлен с возможностью поворота и, в свою

очередь, контактирует с соответствующей поверхностью ползуна 9, на котором закреплен инструмент 12 для отрезки сортового проката 13. Пресс дополнительно оснащен клином 10 с постоянным углом клиновидности  $7^\circ$  с приводом от гидроцилиндра 11.

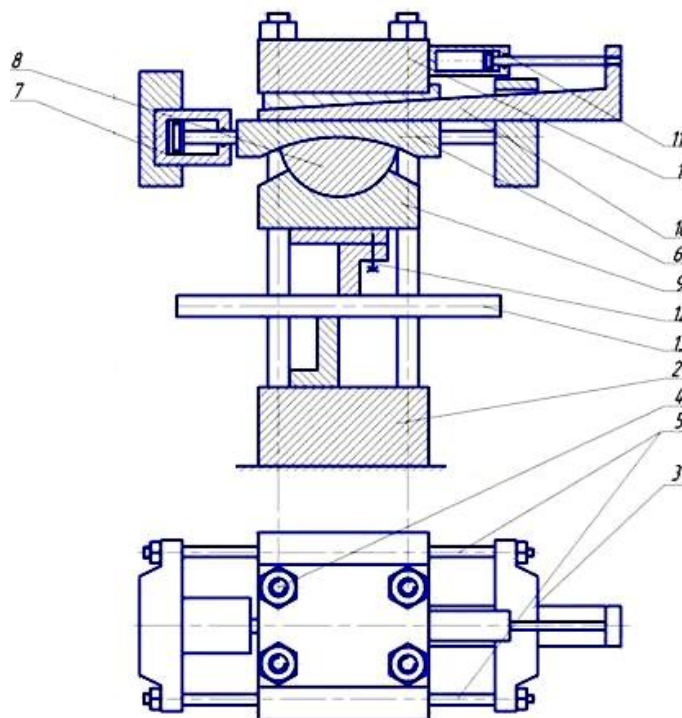


Рис. 3. Конструктивная схема прессы с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином для разделения сортового проката ( $d = 30 \text{ и } \dots$ ) отрезкой сдвигом усилием 200 кН

Разделение сортового проката отрезкой сдвигом происходит следующим образом. Под действием силы привода от гидроцилиндра 11 клин 10 перемещается горизонтально, производя ход приближения, выборку зазоров, упругую деформацию системы "пресси-инструмент-заготовка". Далее под действием силы привода от гидроцилиндра 7 вогнутый клин 6 перемещается горизонтально, воздействуя на шарнир 8, который поворачивается относительно своей оси с  $\varphi_{нач} = 0^\circ$  до  $\varphi_{кон}$  и осуществляет отрезку сдвигом заготовки 13, за счет вертикального перемещения ползуна 9 с инструментом 12.

### ВЫВОДЫ

Разработаны математические модели для расчетов геометрических, кинематических и силовых параметров клиношарнирного механизма с вогнутым клином. Для практического использования предложенных математических моделей, результаты расчетов геометрических и силовых характеристик представлены в виде номограмм.

С использованием номограмм разработана конструкция прессы с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином. Предлагаемый пресс с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином принципиально не имеет ограничений по диаметру разделяемых заготовок, поскольку такой механизм обеспечивает значительный выигрыш в силе и переменность соотношения между приводной и технологической силами. Кроме того, пресс имеет большую закрытую высоту штампового пространства, что позволяет расширить его технологические возможности за счет реализации более совершенных схем отрезки с использованием штамповой оснастки. В результате повышения жесткости предложенного клиношарнирного прессы с вогнутым клином в 1,2...1,3 раза, по сравнению с традиционными механическими прессами, уменьшается упругая деформация его деталей и привода при реализации разделительных процессов, а значит – повышается надежность работы оборудования. При этом повышается коэффициент использова-

ния оборудования по усилию – от 0,3...0,4 (из-за упругой мгновенной разгрузки прессы) до 0,7...0,8. Также повышается КПД нового прессы вследствие того, что примерно на 60 % уменьшается величина работы, расходуемой на разделение, а именно – величина работы упругой деформации машины. В целом снижается себестоимость нового прессы, по сравнению с традиционными механическими прессами для разделительных операций, в том числе и потому, что детали клиношарнирного механизма более технологичны в изготовлении.

#### СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Живов Л. И. Кузнечно-штамповочное оборудование : учебник для вузов / Л. И. Живов, А. Г. Овчинников, Е. Н. Складчиков ; под ред. Л. И. Живова. – М. : Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2006. – 560 с.
2. Кузнечно-штамповочное оборудование : учебник для машиностроительных вузов / А. Н. Банкетов, Ю. А. Бочаров, Н. С. Добринский и др. ; под ред. А. Н. Банкетова, Е. Н. Ланского. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1982. – 576 с.
3. Роганов Л. Л. Теоретические основы разработки и внедрения эффективных кузнечно-прессовых машин на базе гидроупругого привода : дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.05 / Роганов Л. Л. – Краматорск, 1988. – 506 с.
4. Харлашкин В. В. Разработка и внедрение механических прессов с клиношарнирным приводом ползуна для точной штамповки : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 / Харлашкин В. В. – Краматорск, 1986. – 188 с.
5. Трофимов В. И. Разработка винтоклинового прессы на основе клиношарнирного механизма для точной штамповки низких заготовок : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 / Трофимов В. И. – Краматорск, 1990. – 231 с.
6. Чоста Н. В. Совершенствование оборудования с клиношарнирным приводом для разделения сортового проката на мерные заготовки / Н. В. Чоста // *Обработка материалов давлением* : сб. науч. трудов. – Краматорск : ДГМА, 2017. – № 1(44). – С. 251-257.
7. Чоста Н. В. Повышение технико-экономических показателей оборудования с клиношарнирным механизмом для разделительных операций / Н. В. Чоста, В. С. Зубков // *Обработка материалов давлением* : сб. науч. трудов. – Краматорск : ДГМА, 2017. – № 2(45). – С. 161-165.
8. Чоста Н. В. Разработка нового оборудования с клиношарнирным приводом с вогнутым клином для разделительных операций / Н. В. Чоста // *Вестник Карагандинского государственного индустриального университета* : сб. науч. трудов. – Караганда : КГИУ, 2018. – № 3(22). – С. 36-45.

#### REFERENCES

1. Zhivov L. I. Kuznechno-shtampovochnoe oborudovanie : uchebnik dlja vuzov / L. I. Zhivov, A. G. Ovchinnikov, E. N. Skladchikov ; pod red. L. I. Zhivova. – M. : Izd-vo MGTU im. N. Je. Baumana, 2006. – 560 s.
2. Kuznechno-shtampovochnoe oborudovanie : uchebnik dlja mashinostroitel'nyh vuzov / A. N. Banketov, Ju. A. Bocharov, N. S. Dobrinskij i dr. ; pod red. A. N. Banketova, E. N. Lanskogo. – 2-e izd., pererab. i dop. – M. : Mashinostroenie, 1982. – 576 s.
3. Roganov L. L. Teoreticheskie osnovy razrabotki i vnedrenija jeffektivnyh kuznechno-pressovyh ma-shin na baze gidrouprugogo privoda : dis. ... d-ra tehn. nauk : 05.03.05 / Roganov L. L. – Kramatorsk, 1988. – 506 s.
4. Harlashkin V. V. Razrabotka i vnedrenie mehanicheskikh pressov s klinosharnirnym privodom polzuna dlja tochnoj shtampovki : dis. ... kand. tehn. nauk : 05.03.05 / Harlashkin V. V. – Kramatorsk, 1986. – 188 s.
5. Trofimov V. I. Razrabotka vintoklinovogo pressa na osnove klinosharnirnogo mehanizma dlja toch-noj shtampovki nizkih zagotovok : dis. ... kand. tehn. nauk : 05.03.05 / Trofimov V. I. – Kramatorsk, 1990. – 231 s.
6. Chosta N. V. Sovershenstvovanie oborudovanija s klinosharnirnym privodom dlja razdelenija sorto-vogo prokata na mernye zagotovki / N. V. Chosta // *Obrabotka materialov davleniem* : sb. nauch. trudov. – Kramatorsk : DGMA, 2017. – № 1(44). – S. 251 257.
7. Chosta N. V. Povyshenie tehniko-jekonomicheskikh pokazatelej oborudovanija s klinosharnirnym mehanizmom dlja razdelitel'nyh operacij / N. V. Chosta, V. S. Zubkov // *Obrabotka materialov davleniem* : sb. nauch. trudov. – Kramatorsk : DGMA, 2017. – № 2(45). – S. 161 165.
8. Chosta N. V. Razrabotka novogo oborudovanija s klinosharnirnym privodom s vognutym klinom dlja razdelitel'nyh operacij / N. V. Chosta // *Vestnik Karagandinskogo gosudarstvennogo industrial'nogo uni-versiteta* : sb. nauch. trudov. – Karaganda : KGIU, 2018. – № 3(22). – S. 36 45.

Чоста Н. В. – канд. техн. наук, доц. кафедры ОПМ ДГМА.

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

Статья поступила в редакцию 11.03.2019 г.

---

## АННОТАЦИИ

---

**Чигиринский В. В., Науменко Е. Г. Некоторые особенности решения плоской задачи механики сплошной среды // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

На базе метода аргумент функций получено решение плоской задачи теории упругости в классической постановке. Введены в рассмотрение аргумент функции базовых переменных. При подстановке в дифференциальные уравнения формируются операторы, определяемые этими аргумент функциями, выполняющие роль своеобразных регуляторов поиска. В результате этого поиска показаны закономерности существования решений в виде соотношений Коши-Римана и уравнений Лапласа. Сопоставлены решения плоской задачи теории упругости и пластичности, полученные одинаковым методом. Показано, что между ними существуют соответствия по принципиальным соотношениям, которые проявляют себя при решении задач методом аргумент функций. К ним относятся соотношения Коши-Римана, дифференциальные уравнения Лапласа, которым должны удовлетворять аргумент функции, входящие в состав базовых тригонометрических и экспоненциальных функций. Получение нового результата связано с усложнением задачи, за счет рассмотрения зоны деформирования в двух состояниях – упругом и пластичном, совместном их влиянии на деформированное и напряженное состояние среды. К таким комбинированным очагам деформации можно отнести зоны пластической обработки заготовок средней и большой толщины, в которых на контакте с инструментом присутствует развитая зона прилипания. Влияние контактного трения способствует ее распространению вглубь очага деформации, образуя область заторможенной деформации.

**Ключевые слова:** упругость, пластичность, плоская задача теории упругости, аргумент функции, сопоставимость решений, соотношения Коши-Римана, уравнения Лапласа, зона прилипания.

**Алюшин Ю. А. Механизмы собственных колебаний в упругих телах // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Рассмотрена энергетически изолированная система в виде упругого стержня, закрепленного между двумя абсолютно твердыми опорами. На основе энергетической модели механики получено распределение по объему и изменение во времени составляющих упругой и кинетической энергии для основных форм продольных, поперечных и крутильных колебаний. На основе анализа структуры кинематических инвариантов, ассоциируемых с энергией, получены уравнения для расчета 8 видов локальной энергии для участвующих в колебаниях частиц, в том числе 2 вида, которые не влияют на интегральную по объему тела энергию деформации. Показано, что, по аналогии со свободными колебаниями упругих тел, когда изменение геометрической структуры происходит без притока энергии через внешние границы системы, возможны изменения в микрообъемах, проявляемые в уравнениях движения и происходящие за счет внутренних источников энергии без обмена энергией с соседними частицами. Высказано предположение, что влияющие на интегральные по объему части энергии обеспечивают выполнение закона сохранения, а два других вида отражают особенности дифференциальных уравнений движения. Частицы в сечениях, через которые происходят внешние воздействия для возбуждения поперечных и крутильных колебаний, не меняют форму и объем, энергия на деформацию частиц не расходуется. Полученные результаты, в том числе по периоду и частотам колебаний, а также выполнению закона сохранения для интегральных по объему значений кинетической и упругой энергии, в дополнение к известным решениям для абсолютно твердых и деформируемых тел, можно рассматривать как дополнительные аргументы правомерности применения энергетической модели для решения различных задач механики.

**Ключевые слова:** уравнения движения, переменные Лагранжа, инварианты, энергетическая модель, собственные колебания.

**Алиева Л. И., Алиев И. С., Грудкина Н. С., Малий К. В. Моделирование процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей с фланцем // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Рассмотрены способы изготовления стержневых деталей с фланцем и осевым отростком выдавливанием. Приведены результаты моделирования процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания стержневой детали с фланцем и отростком энергетическим методом верхней оценки. Для оперативного расчета компонент приведенного давления для кинематических элементов параллельного течения металла разработаны и подготовлены зависимости для расчета приведенных давления элементов деформирования, сдвига и трения на границах модуля.

Установлено, что при комбинированном выдавливании с истечением металла в радиальном и обратном направлениях, очаги интенсивной пластической деформации сосредоточены в зонах выходных отверстий, на переходных кромках деформирующего инструмента. Между ними размещена недеформируемая жесткая зона. Кинематические параметры процесса находят из условия равновесия данной зоны. По этому условию мощности, приложенные к жесткой зоне с обеих сторон, равны. Дана также оценка закономерностям

формоизменения и развития деформированного состояния заготовки в процессе комбинированного выдавливания. Представлены графические зависимости формоизменения заготовки, которые позволяют прогнозировать получение полуфабрикатов с необходимыми геометрическими параметрами.

Дано сопоставление расчетных значений параметров формоизменения и силового режима, полученных методом конечных элементов с энергетическим методом верхней оценки и экспериментальными данными. Сравнение теоретических и экспериментальных значений давлений деформирования и скоростей течения между собой, а также с результатами, полученными методом конечных элементов, показало приемлемость полученных зависимостей для технологических расчетов силовых параметров и оценки формообразования деталей.

**Ключевые слова:** детали с фланцем и отрезком, комбинированное радиально-обратное выдавливание, деформированное состояние, метод конечных элементов, формоизменение, силы деформирования.

**Алиева Л. И., Титов А. В., Корденко М. Ю. Моделирование процессов поперечного бокового выдавливания // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Моделирование силового режима процесса бокового выдавливания методом верхней оценки позволило оценить влияние геометрических параметров и вида поля скоростей на приведенное давление деформирования. Установлено, что оптимальное число жестких элементов зависит от относительной толщины выдавливаемого отрезка. Расчетные формулы для плоского бокового выдавливания, полученные методом верхней оценки, показывают результаты, близкие аналогичным решениям для других задач плоского деформирования в процессе доштамповки и осадки, отличающихся видом разрывного поля скоростей. Получены уточненные зависимости для расчета давления деформирования в матрицах с конической и закругленной переходной кромкой. Для последнего случая применен криволинейный треугольный модуль, для которого описана методика построения и расчета компонентов приведенного давления на линиях разрыва скоростей. Метод верхней оценки позволил оценить неравномерность распределения деформаций по сечению выдавленного отрезка и рассчитать величину тепловыделения соответствующей накопленной деформации вдоль линий тока металла. Рассмотрен процесс бокового выдавливания отрезка в матрице с конической переходной кромкой и подтверждена возможность взаимной компенсации неравномерности деформаций при простых схемах выдавливания, при их взаимном сочетании или дополнении. Подбор схем выдавливания в многопереходном процессе или при комбинированном деформировании, проведенный с учетом характера распределения деформаций, может быть эффективным методом снижения неравномерности деформации заготовки.

**Ключевые слова:** боковое выдавливание, метод верхней оценки, приведенное давление, криволинейные кинематические элементы, неравномерность деформации, тепловыделение.

**Калюжный В. Л., Левченко В. Н. Использование метода баланса мощностей и инженерного метода для анализа стационарной стадии холодного обратного выдавливания с раздачей // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Методом баланса мощностей совместно с инженерным методом проведен анализ холодного обратного выдавливания с раздачей в подвижной матрице полых изделий на стационарной стадии. Использование метода баланса мощностей позволяет определить влияние трения на контактирующих поверхностях инструмента с очагом деформации и упругими объемами сдеформированной заготовки. Применение инженерного метода позволило найти напряжения в очаге деформации для последующего учета трения по Кулону при определении мощностей на преодоление сил трения. В решении учтено упрочнение металла в очаге деформации при формоизменении по степенной аппроксимации диаграммы истинных напряжений. Получены формулы для определения усилия выдавливания и удельных усилий на пуансоне и матрице, а также предела текучести сдеформированного металла. Для проверки адекватности результатов расчетов по полученным зависимостям выполнено моделирование выдавливания полых изделий конкретных размеров из стали 10 с использованием метода конечных элементов. Сравнение результатов расчетов по усилию выдавливания, упрочнению металла в очаге деформации, удельным усилиям на пуансоне показало возможность использования полученных формул для практических расчетов процесса обратного выдавливания с раздачей.

**Ключевые слова:** обратное выдавливание, полое изделие, метод баланса мощностей, инженерный метод, усилие и удельные усилия, упрочнение, метод конечных элементов, сравнение результатов расчетов.

**Титов В. А., Бень А. Н. Моделирование технологического процесса выдавливания заготовок компрессорных лопаток // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Целью работы является численное моделирование процесса выдавливания заготовок лопаток компрессоров авиационных двигателей при решении задач пластической деформации, сравнение результатов моделирования с реальными результатами.

Показан способ использования современных систем моделирования, позволяющий значительно сократить расходы и время разработки новой оснастки за счет виртуального моделирования процесса штамповки, без изготовления оснастки и загрузки кузнечно-прессового оборудования. В качестве системы моделирования процессов использовано программу QForm 2D/3D, с помощью которой можно варьировать различными параметрами процесса деформирования.

Проведено моделирование технологического процесса выдавливания заготовок компрессорных лопаток газотурбинных двигателей. Процесс выдавливания моделировался по фактическим размерам лопатки

и штамповой оснастки. По форме профиля заготовки компрессорной лопатки с учетом температурного расширения созданы модели штамповой оснастки. Рассмотрены особенности создания трехмерной модели, задания параметров модели в расчетный модуль и нанесения сетки конечных элементов. Приведены результаты компьютерного моделирования, показан характер течения металла при деформации, силовые и энергетические параметры процесса. Приведены результаты экспериментальных исследований, выполненные на серии заготовок, которые были получены с постепенным увеличением длины пера до технологических параметров.

Представлено соответствие формы выдавленной заготовки, полученной расчетным путем, внешнему виду реальной заготовки, характер заполнения полости матрицы, а также места образования возможных дефектов. Показано применение прикладных технологий для моделирования процесса деформации и изготовления штамповочного оборудования.

**Ключевые слова:** компрессорная лопатка, выдавливание, численное моделирование, пластическая деформация, трехмерная модель, перо, заготовка, газотурбинный двигатель.

**Медведев В. С., Базарова Е. В. Математическая модель формоизменения металла в черновых закрытых балочных калибрах // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Закрытые балочные калибры применяются на сортовых станах при производстве двутавровых профилей широкого сортамента. В черновых калибрах из прямоугольной заготовки за несколько проходов формируют подкаты двутавровой формы со стенкой и достаточно высокими фланцами. Для повышения точности готовых двутавровых профилей подкаты в черновых калибрах необходимо формировать с симметричными фланцами и с высотой, обеспечивающей надежное высотное обжатие фланцев в последующих контрольных калибрах и получение точных размеров по ширине полок в чистовых универсальных калибрах. Для решения этой задачи разработчик технологии должен располагать надежными методами расчета формоизменения металла в калибрах.

Целью данной работы является разработка математической модели формоизменения металла в закрытых балочных калибрах с отношением толщины стенки к высоте профиля, равным 0,2–0,4.

В результате теоретических исследований разработана математическая модель расчета интегральных характеристик формоизменения металла (коэффициентов высотной деформации полки, открытого и закрытого фланцев) в зависимости от прямого обжатия стенки, бокового обжатия фланцев и геометрических параметров очага деформации. В основу математической модели положен многофакторный теоретический эксперимент в динамической постановке с варьированием безразмерных технологических параметров прокатки (коэффициента обжатия стенки по толщине, среднего коэффициента бокового обжатия по толщине открытых и закрытых фланцев и отношения ширины стенки к ее толщине). Границы варьирования безразмерных технологических параметров прокатке выбраны по результатам анализа действующих калибровок прокатных валков. Течение металла в калибрах исследовали с использованием метода конечных элементов и программного комплекса SIMULIA/ABAQUS. Приведены графики изменения коэффициентов высотной деформации полок, открытых и закрытых фланцев от обжатия стенки, бокового обжатия фланцев и ширины стенки. Результаты моделирования обработаны классическими методами регрессионного анализа с использованием программ MathCad14 и SPSS и представлены в виде регрессионных зависимостей. Математическая модель адекватно описывает формоизменение металла в черновых закрытых балочных калибрах и ее рекомендуется использовать на практике при разработке технологии прокатки и рабочих калибровок валков для производства двутавровых профилей повышенной точности.

**Ключевые слова:** прокатка, калибровка валков, двутавровый профиль, балочный калибр, формоизменение, приращение фланцев, график, математическая модель, деформация металла.

**Ремез О. А., Огинский И. К., Кузьмина О. М. Моделирование процесса непрерывной прокатки в калибрах системы «овал-круг» // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Разработка технологии прокатки для различных групп сталей на непрерывных станах в настоящее время выполняется в отсутствие достоверных сведений о взаимосвязи высотной и поперечной деформаций в условиях переднего, заднего натяжения и совместного их действия. Недостаточно исследованным является влияние систем вытяжных калибров на параметры прокатки в непрерывных станах. Исследования параметров прокатки в калибрах системы «овал-круг» (рассмотрены на примере схемы «круг-овал» при прокатке круглой заготовки в овальном калибре) проводилось с использованием конечно-элементной программы FORGE 3D. Исследования проводились для стали 08X13, относящейся к материалам, склонным к повышенному уширению. Эта особенность течения металла при деформации изучена недостаточно, что создает трудности при разработке режимов обжатий. Результаты, представленные в статье, предназначены, в частности, для подготовки экспериментальных исследований.

Целью настоящей работы является развитие методов исследования кинематических параметров непрерывной сортовой прокатки с помощью методов компьютерного моделирования, и определения на этой основе закономерностей изменения технологических параметров при непрерывной прокатке в системе вытяжных калибров «овал-круг».

Моделирование по указанной схеме выполнялось для случаев прокатки с различными сочетаниями переднего и заднего натяжения. Исследования проводились для условий рассогласования скоростей переднего, заднего, одновременно переднего и заднего концов полосы. Диапазон относительного рассогласования скоростей (по отношению к прокатке без натяжения) составил 2,5...10 % с кратностью 2,5.

Диапазон изменения коэффициентов вытяжки составил  $\lambda = 1,043 \dots 1,529$ , он является достаточно характерным для данной системы калибров.

**Ключевые слова:** МКЭ, система калибров, реология, натяжение, коэффициент вытяжки, прокатка, уширение, марка стали, непрерывный стан.

**Герасименко А. В., Марков О. Е., Косилов М. С., Хвацинский А. С., Иванов П. П. Исследование процесса раскатки ступенчатых конусных колец // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

В работе исследован новый способ раскатки крупногабаритных конусных колец со ступенчатым профилем. Предложенный способ заключается в деформировании заготовки с уступом ступенчатым бойком. В работе предложена методика проведения исследований методом конечных элементов. Методика предназначена для определения зависимостей напряженно-деформированного состояния и формоизменения заготовки в процессе раскатки ступенчатым бойком. Переменными параметрами были относительная высота выступа ступенчатых заготовок, которая варьировалась в интервале 2,3 ... 2,4. На основе конечно-элементного моделирования были установлены: распределение интенсивности деформаций в сечении поковки после раскатки ступенчатым бойком. Определялась конусность поковок, которая образуется при раскатке по данному способу. Конечно-элементное исследование позволило установить, что раскатка ступенчатым бойком приводит к образованию конусной формы поковки. Это объясняется тем, что при обжатии уступа идет большая тангенциальная деформация кольцевой заготовки в зоне уступа, чем зоне выступа вследствие различной высоты ступенчатой заготовки. Установлено, что при раскатке заготовки с разницей относительных диаметров 0,43 при раскатке одновременно деформируются выступ и уступ. При этом диаметр уступа увеличивается интенсивнее, чем выступа, вследствие чего поковка приобретает конусную форму. Это объясняется различными степенями деформации, которые образуются в выступе и уступе. Более того, степень деформации в уступе увеличивается интенсивнее, чем в выступе. Разница в степенях деформации возникает из-за разницы в толщине стенок выступа и уступа. В результате исследований, выполненных в работе, было установлено, что раскатка ступенчатых конусных заготовок возможна, это расширяет технологические возможности процесса раскатки крупногабаритных поковок.

**Ключевые слова:** ступенчатое конусное кольцо, раскатка, ступенчатый боек, распределение деформаций, формоизменение, конусность.

**Марков О. Е., Злыгорев В. Н., Житников Р. Ю., Инчаков Е. В., Ризак П. И. Совершенствование процесса осадки четырехлучевых заготовок с углом вогнутых граней 150° // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Предложен новый способ осадки заготовок. Способ заключается в осадке заготовок с вогнутыми гранями. Разработана методика теоретических исследований. Эта методика заключалась в исследовании механизма закрытия искусственных осевых дефектов в заготовках. Исследования производились на основе метода конечных элементов. Основным параметром исследования была глубина вогнутых граней заготовки. Этот параметр варьировался в диапазоне 25 %; 20 % и 15 %. Угол вогнутых граней составлял 150°. Результатами теоретических исследований являлись распределения: деформаций и напряжений в теле заготовки в процессе осадки заготовок с вогнутыми гранями. На основе этих параметров устанавливался показатель напряженного состояния в осевой зоне заготовки. В результате теоретических исследований было установлено, что эффективной глубиной вогнутых граней является соотношение диаметров выступов и уступов, равных 15 %. Для этого соотношения происходит интенсивное закрытие осевого дефекта. Это объясняется высоким уровнем сжимающих напряжений при осадке заготовок с вогнутыми гранями. Установлена эффективная степень деформации, при которой происходит интенсивное закрытие дефектов. Установлены распределения деформаций по сечению и высоте заготовки, а также изменение показателя напряженного состояния в процессе осадки заготовок с вогнутыми гранями. Проведенные исследования позволили сделать вывод о высокой эффективности предлагаемого нового способа осадки заготовок с вогнутыми гранями.

**Ключевые слова:** вогнутые грани, осадка, напряженно-деформированное состояние, осевые дефекты, слитка, высококачественные поковки.

**Старков Н. В., Стрелковская Л. И. Экспериментальное исследование пластичности алюминиевого сплава 2024-T4 при импульсной электрогидравлической штамповке // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

В современной авиационной промышленности традиционно используется листовая прокат из алюминиевых сплавов с повышенными прочностными характеристиками. При использовании таких материалов в листовой штамповке на механических прессах часто возникает проблема, связанная с их склонностью к разрушению при относительно малой (до 10 %) степени деформации. В этой связи появилась необходимость использовать новые прогрессивные технологии и оборудование для изготовления деталей из этих сплавов.

Статья посвящена исследованию пластических свойств среднепрочного конструкционного алюминиевого сплава 2024-T4, который широко используется в самолётостроении, и технологических возможностей импульсной электрогидравлической (ЭГ) штамповки. Эта технология позволяет дозировать энергию разряда с регулированием интенсивности и точным приложением нагрузки к заданным участкам поверхности детали, использовать более простую технологическую оснастку.



В режиме многоимпульсного деформирования детали под действием высокого давления жидкости и при кратковременном его действии усиливаются релаксационные процессы с уменьшением деформационного упрочнения и остаточных напряжений в детали. За счёт этого увеличивается предельная степень пластической деформации сплава и устраняется пружинение деталей. Это даёт возможность изготавливать детали сложной формы и стабилизировать их форму и размеры в процессе импульсного нагружения. Эти качества ЭГ штамповки создают хорошие предпосылки для дальнейшего расширения сферы её использования.

Установлено, что предельная степень деформации деталей из сплава 2024-T4 в процессе вытяжки зависит от технологического процесса их изготовления. Экспериментально показано, что предельная степень деформации при импульсном высокоскоростном процессе ЭГ штамповки возрастает и для исследуемого сплава она больше, чем в 1,36 раза по сравнению с механической штамповкой на гидропрессе.

При ЭГ штамповке можно добиться высокого качества поверхности деталей, что важно для изделий, используемых в авиационной промышленности, к которым предъявляются высокие требования, особенно при плакировании штампуемых листов мягкими металлами.

**Ключевые слова:** электрогидравлический, штамповка, сплав, алюминий, деформация, деталь, технология, пресс, прочность.

**Бейгельзимер Я. Е., Кулагин Р. Ю., Саввакин Д. Г., Давиденко А. А., Дмитренко В. Ю., Оришнич Д. В. Влияние интенсивной пластической деформации на характеристики сплава системы Ti-Zr-Nb // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Сплавы системы Ti-Zr-Nb являются перспективными материалами для изготовления конструкционных деталей, работающих в химически-агрессивных средах. Благодаря ниобию модуль Юнга этих сплавов снижается с 95–110 ГПа, что характерно для сплавов циркония и титана, до 50–60 ГПа и ниже. Это позволяет приблизить его значения к соответствующей характеристике костной ткани, что необходимо для механической совместимости материалов медицинских имплантатов, а также может быть использовано в технике для изготовления упругих элементов различного назначения.

Ранее было показано, что сплавы системы Ti-Zr-Nb можно получать методом холодного прессования и вакуумного спекания порошковых смесей гидрида титана, гидрида циркония и ниобия. При использовании порошков гидридов, водород играет роль временного легирующего элемента и удаляется из металлов в процессе вакуумного нагрева, одновременно активируя диффузионно-контролируемые процессы спекания и химической гомогенизации порошковой системы, а также очищая поверхность титановых частиц от примесей (кислород, хлор, углерод). Несмотря на положительное воздействие водорода, при спекании в отсутствие деформационных процессов (без давления) не удается снизить объемную долю пор ниже 5–8 % в зависимости от состава сплавов, что негативно отражается, в первую очередь, на усталостной прочности, а также характеристиках пластичности и прочности.

В статье исследуется влияние кручения под высоким давлением на характеристики сплава 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%), полученного путем холодного прессования и вакуумного спекания порошковых смесей гидрида титана, гидрида циркония и ниобия. Показано, что интенсивная пластическая деформация приводит к следующим эффектам: обеспечивает значительное снижение как общей пористости, так и размеров отдельных пор; устраняет химическую неоднородность сплава, которая сохраняется после спекания; формирует в сплаве субмикроструктурную структуру; увеличивает твердость сплава. Полученные результаты указывают на большой потенциал метода кручения под высоким давлением при создании коррозионно и биологически совместимого сплава с высоким комплексом механических характеристик.

**Ключевые слова:** нанокристаллические металлы, фазовые превращения, микротвердость, спекание, сдвиговая деформация, кручение под высоким давлением.

**Белошенко В. А., Бейгельзимер Я. Е., Возняк Ю. В., Чишко В. В. Модификация полимерных материалов интенсивной пластической деформацией // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Обобщены результаты исследований и проведен анализ влияния интенсивной пластической деформации, реализуемой методами кручения под высоким давлением, равноканальной угловой и многоугловой экструзии, Т-образной равноканальной экструзии, винтовой и плоской винтовой экструзии, на структуру и физико-механические свойства полимерных материалов различной архитектуры. Показана эффективность применения методов обработки, основанных на использовании деформации простым сдвигом, для модификации структуры полимеров и полимерных композитов. Интенсивная пластическая деформация позволяет сформировать ориентацию в блочных образцах полимеров, которая обуславливает уникальный комплекс свойств. В частности, равноканальная многоугловая экструзия допускает в стеклообразных полимерах реализацию структурного состояния, обеспечивающего повышение их деформационно-прочностных и ударных характеристик независимо от направления нагрузки. В случае аморфно-кристаллических полимеров приводит к многократному повышению жесткости и прочности при сохранении исходной пластичности, «инварному эффекту», существенному улучшению трибологических характеристик. У полимерных композитов изменение структурных параметров наполнителей и полимерной матрицы обеспечивает дополнительные возможности в управлении их морфологией и свойствами. Обсуждаются физические механизмы выявленных эффектов структурной модификации.

**Ключевые слова:** полимерные материалы, интенсивная пластическая деформация, структура, физические и механические свойства.

**Лежнев С. Н., Волокитина И. Е., Арбуз А. С., Гайдаренко Г. А. Исследование процесса деформирования алюминиевого сплава в равноканальной угловой матрице с углом стыка каналов 45° // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Описаны всевозможные схемы интенсивной пластической деформации с помощью процесса равноканального углового прессования (РКУП), которые позволяют получить металл с ультрамелкозернистой структурой. Представлены результаты компьютерного моделирования и исследования на просвечивающем электронном микроскопе алюминиевого сплава 6060. Показано, что при равноканальном угловом прессовании в предлагаемой матрице с углом стыка каналов под углом 45° обеспечивается образование однородной субзернистой структуры размером около 0,5 мкм, что положительно влияет на механические свойства алюминиевого сплава. По результатам испытаний на растяжение получено, что уровень прочности заготовок, подвергнутых прессованию в матрице с углом стыка каналов 45°, значительно превосходит аналогичный для образцов, подвергнутых традиционному прессованию в матрице с углом 90°. Так значения предела прочности и текучести увеличиваются за шесть проходов для традиционного РКУП (в матрице с углом стыка 90°) с 250 до 462 МПа (абсолютный прирост значения предела прочности составляет 212 МПа) и с 206 до 420 МПа (абсолютный прирост значения предела текучести составляет 214 МПа). С применением матрицы с углом стыка каналов 45° предел прочности и текучести увеличиваются за шесть проходов с 250 до 505 МПа (абсолютный прирост значения предела прочности составляет 255 МПа) и с 206 до 447 МПа (абсолютный прирост значения предела текучести составляет 241 МПа), соответственно. Пластические свойства алюминиевых образцов в процессе РКУП снижаются в обоих случаях. Так экспериментальные исследования изменения относительного удлинения при испытании на растяжение показали, что уровень пластических свойств алюминия после 6 проходов падает в обоих случаях практически в 2 раза.

**Ключевые слова:** РКУП, ультрамелкозернистая структура, интенсивная пластическая деформация, алюминиевый сплав 6060.

**Карнаух С. Г. Экспериментальные исследования процесса разделения проката по схеме трехточечной холодной ломки изгибом при статико-динамическом нагружении // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Целью данной работы является экспериментальная проверка адекватности математической модели процесса разделения образцов по схеме трехточечной холодной ломки изгибом при статико-динамическом нагружении и разработка перспективных схем оборудования для реализации этого процесса. Комбинированное статико-динамическое нагружение образцов при холодной ломке изгибом положительно влияет на качество разделяемых заготовок, что подтверждает теоретические выводы. Высокое качество заготовок наблюдалось при разделении образцов из стали 50ХФА: величина отклонения траектории трещины от прямолинейности практически равна нулю, поверхность разрушения матовая, области пластической деформации в зоне поверхности излома отсутствовали. При разделении образцов из сталей 30, 40 по схеме трехточечной холодной ломки изгибом наблюдалось повышение качества заготовок по сравнению со статическим и динамическим нагружением: величина отклонения траектории трещины в среднем составила (0,8 ... 1,4) мм, на поверхности излома имелись отдельные сколы, вырывы металла, микро- и макротрещины, высота макронеровностей не превышала 0,3 мм. Анализ зависимостей высоты микронеровностей от величины статической силы показывает, что для получения заготовок высокого качества рекомендуется выбирать величину статической силы в диапазоне (40 ... 50) % от силы трехточечной холодной ломки изгибом. На основании анализа зависимости величины отклонения траектории трещины от значения предела прочности разделяемых образцов установлено, что с увеличением прочности материала повышается качество получаемых заготовок. Разработана конструкция пресс-молота с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином для разделительных операций при статико-динамическом нагружении, которая значительно расширяет технологические возможности оборудования и обеспечивает высокое качество разделяемых заготовок.

**Ключевые слова:** прокат, заготовка, разделение, ломка, качество, сила, статико-динамическое нагружение.

**Анищенко А. С., Кухарь В. В., Присяжный А. Г. Влияние радиусов кривизны и утонения на напряженное состояние оболочек при сверхпластической формовке // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Показано, что главные напряжения, в особенности тангенциальное напряжение, зависят от главных радиусов кривизны, а интенсивность напряжений зависит также и от утонения оболочек при сверхпластической формовке. Эти результаты достигнуты при сверхпластической формовке заготовок из алюминиевых сплавов AlMg5 и AlMg6 (заготовка имела переменную толщину) и модельного сплава Sn-38 %Pb сверхпластичной и несверхпластичной модификации, определяемой по величине коэффициента скоростного упрочнения, равного 0,60 и 0,25 соответственно. Для оболочек с высотой, равной радиусу их основания, тангенциальные и меридиональные напряжения для сверхпластичного сплава Sn-38 %Pb приблизительно равны (погрешность – не более 18 %). Ухудшение сверхпластических свойств сплавов вызывает превышение тангенциальных напряжений над меридиональными на 20–50 % в связи с существенным ростом меридиональных радиусов кривизны. В оболочках из заготовок переменной толщины соотношение главных напряжений, являющееся функцией относительного радиуса основания, имеет вид параболы с минимумом в местах сопряжения зон заготовки различной толщины. Погрешность отношения интенсивности напряжений в изучаемых оболочках к аналогичному показателю для формовки идеально сферической оболочки с неравномерной толщиной стенки равна 10 % для

сверхпластичного сплава Sn-38 %Pb и возрастает до 20–30 % для других сплавов. Если предположить, что оболочка имеет контур идеальной сферы и равномерное утонение стенок вдоль контура, то указанная ранее погрешность отношения интенсивности напряжений возрастает до 50–130 %.

**Ключевые слова:** сверхпластическая формовка, контур, радиус кривизны, напряжения, интенсивность, меридиональное, тангенциальное.

**Омаров Ш. А., Махмудов К. Д. Экспериментальные исследования магнитно-эластоимпульсной формовки // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Основной целью экспериментальных исследований магнитно-эластоимпульсной формовки является определение параметров разрядного контура, в частности разрядного тока, напряженности магнитного поля в зазоре между индуктором и подвижным элементом, параметров давления в эластичной среде при деформировании заготовки, а также параметров прогиба заготовки и толщиной деформации. Данные измерения должны выполняться синхронно для того, чтобы осуществить проверку корректности расчетной модели. В основу данных измерений положены методы измерения давлений, конструкции датчиков давления и их тарировка, методы измерения разрядного тока поясом Роговского, напряженности магнитного поля – индукционными датчиками. Предложена система безразмерных параметров, влияющих на коэффициент эффективности. На основе обработки экспериментальных данных получена эмпирическая зависимость коэффициента эффективности от безразмерных параметров. Предлагается измерительный стенд для комплексной проверки расчетной модели по параметрам разрядного тока, электромагнитного давления на подвижный элемент и параметры давления в эластичной среде при деформировании заготовки в процессах магнитно-эластоимпульсной формовки. При этом сделана тарировка всех измерительных преобразователей. Сопоставление математической модели по параметрам разрядного тока, среднего электромагнитного давления и давления в эластичной среде с результатами экспериментальных измерений показало, что значения погрешности прогнозирования данных параметров находятся в пределах значений точности задания параметров кривой деформационного упрочнения материала и динамического модуля объемного сжатия эластичной среды (полиуретана).

**Ключевые слова:** экспериментальные исследования, измерительный стенд, магнитно-эластоимпульсная формовка, напряженность магнитного поля, разрядный контур, кривая деформационного упрочнения, динамический модуль.

**Шевцов С. А. Анализ влияния выбора температурного режима процесса ротационной обкатки инструментом трения на герметичность днищ баллонов // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Значительное место среди промышленных изделий занимает продукция с днищем. Проведен анализ состояния вопроса об изготовлении баллонов различными способами. Достаточно часто баллоны изготавливают из нескольких частей, которые свариваются. Такой метод не гарантирует высокую надежность соединения металла днища и корпуса баллона, а также требуют значительного количества разнообразных производственных операций и оборудования, а также рассмотрены другие способы производства пустотелых изделий. Одним из методов изготовления баллонов повышенной прочности и герметичности является способ использования операции обкатки заготовки из стальной трубы инструментом трения. Этот способ целесообразен с точки зрения снижения себестоимости для крупносерийного производства. Эта технология проста в реализации, хорошо поддается автоматизации и не требует значительных капиталовложений для создания серийного производства. Но при нарушении определенных технологических схем процесса обкатки возникают дефекты, снижающие качество изделий или требующие устранения дефектов. Целью работы является установление влияния температурного режима обкатки на процесс для повышения качества днищ баллонов и емкостей из трубчатых разнотолщинных заготовок. Объектом исследований является процесс изготовления днищ баллонов повышенной прочности и герметичности ротационной обкаткой инструментом трения. Математическое моделирование процесса на основе уравнений теплопроводности с учетом напряженно-деформированного состояния заготовки позволило установить диапазоны основных параметров процесса для дальнейшего моделирования методом конечных элементов. Такими рекомендациями будут: начальная температура, относительная толщина стенок и относительная подача заготовки к инструменту трения. После моделирования были сделаны выводы, что до начала процесса обкатки оптимальной температурой нагрева заготовки является температура примерно равна  $T_{\text{ком}} = 0,8$ . Подогрев в процессе обкатки заготовки не требуется. Для тонкостенных заготовок для предотвращения эффектов переплавки и перегрева возникает необходимость охлаждения заготовки. Для толстостенных заготовок рекомендуется нагрев проводить максимально близким к температуре  $T_{\text{ком}} = 0,8$ .

**Ключевые слова:** обкатка, инструмент трения, температурный режим, баллон, метод конечных элементов.

**Каргин Б. С., Каргин С. Б., Ашихмин А. Г. Влияние формы рабочей грани пуансона и технологической смазки на энергосиловые параметры вырубki-пробивки // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Представлены результаты лабораторных исследований влияния формы рабочей грани пуансона и технологической смазки (ТС) на энергосиловые параметры вырубki-пробивки. Силовые параметры определялись по показаниям разрывной машины P20. Пуансоны имели следующую форму рабочей грани: плоский, с односторонним наклоном рабочей режущей кромки ( $\alpha = 15^\circ$ ), с двусторонним наклоном режущих кромок ( $\alpha = \alpha = 15^\circ$ ),

с рифленой рабочей боковой поверхностью (шаг  $t = 0,5$  мм и  $t = 1$  мм). Пуансоны были изготовлены из стали У8А и имели твердость HRC 56–59. Эксперименты проводились на листовых заготовках из стали Ст3сп толщиной 2 мм. Диаметр вырубленной детали 52 мм.

Установлено, что сила вырубки пуансоном с односторонним наклоном режущих кромок имела минимальное значение, которое в 2,4 раза меньше, чем при вырубке плоским пуансоном.

Установлено влияние шага рифления боковой поверхности пуансона. В частности показано, что применение пуансона с шагом рифления  $t = 0,5$  мм позволяет снизить силу вырубки на 22 % по сравнению с пуансоном, имеющим шаг рифления  $t = 1$  мм. Показано, что снижение силовых параметров на рабочие грани пуансона позволяет повысить их стойкость. Наиболее эффективной технологической смазкой оказалась ТС «Укринол-8». Ее применение позволяет на 10 % снизить силу вырубки и получить более качественную поверхность у вырубленной детали.

**Ключевые слова:** вырубка-пробивка, заготовка, деталь, пуансон, сила, технологическая смазка, режущая кромка, рифление, стойкость, себестоимость, сталь.

**Орлюк М. В., Пиманов В. В., Савченко А. В. Снижение вероятности гофрообразования при многопереходной вытяжке деталей из нержавеющей стали 08X18H10T // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

В данной работе приведены результаты исследований, выполненных на заказ коммерческой организации. Был проведен анализ возможности оптимизации традиционной технологии многопереходной вытяжки на примере конкретного осесимметричного изделия из стали 08X18H10T. Согласно рекомендациям справочной литературы для изготовления данной детали, необходима вытяжка за два перехода с прижимом заготовки на каждом. С помощью численного моделирования в программном комплексе Deform 3D исследованы особенности процесса изготовления изделия. Проверена и подтверждена возможность прогнозирования гофрообразования в среде Deform 3D путём численного моделирования первого перехода вытяжки без применения прижима. Установлено, что реализация первого перехода вытяжки без прижима заготовки невозможна. Проведено численное моделирование изготовления изделия по предложенной технологии за два технологических перехода. Определено напряженно-деформированное состояние полуфабриката на переходах вытяжки, получены графики зависимости усилия процесса от перемещения пуансона. Полученные результаты показали, что при создании более благоприятной схемы деформирования (при рациональном сочетании параметров процесса) появляется возможность реализации последующих переходов вытяжки без прижима. Повышение устойчивости фланца на последующих переходах за счет рационального распределения степеней деформации и использования оптимальной геометрии матрицы с конусно-тороидальной формой рабочей поверхности подтверждено практической реализацией разработанной технологии. Разница числовых значений усилий процессов вытяжки, полученных численным моделированием и в ходе практических экспериментов, не превышает 10 %.

**Ключевые слова:** вытяжка, прижим, коэффициент вытяжки, численное моделирование, метод конечных элементов, конусно-тороидальная матрица, полое изделие, гофрообразование.

**Михайлов О. В., Михайлов А. О., Баглюк Г. А., Штефан Е. В. Исследование уплотнения и формоизменения пористых заготовок при получении изделий с внутренней конусообразной поверхностью // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Методом компьютерного моделирования исследован процесс штамповки порошковых изделий, имеющих наклонную коническую поверхность. Штамповка осуществлялась в штампе с кольцевым коническим компенсатором. Исследованы закономерности уплотнения и формоизменения заготовок двух типов: с однородным распределением начальных свойств по объему и биметаллические.

Моделирование выполнено на основе континуального подхода. В качестве определяющих соотношений использовались соотношения теории пластичности пористого тела, представляющие собой обобщение существующих эллипсоидальных моделей. Определены формы штампуемой заготовки, а также полей плотности, напряжений и деформаций выполнено на основе метода конечных элементов.

Установлено, что деформирование заготовки происходит в несколько стадий. Вначале наблюдается радиальное течение материала от центра. Затем материал достигает поверхности матрицы и начинается вытекание в компенсатор. На заключительной стадии материал полностью заполняет полость штампа и происходит выравнивание плотности по объему штампуемого изделия.

При штамповке биметаллических заготовок, материал верхнего слоя которых более прочный, чем материал нижнего слоя, происходит выдавливание нижнего слоя из-под верхнего. Избежать этого явления можно за счет различия начальных пористостей слоев.

**Ключевые слова:** штамповка, порошковая заготовка, биметаллическая заготовка, конусообразная поверхность, пористость, теория пластичности, метод конечных элементов.

**Грибков Э. П., Бережная Е. В., Ивчик Р. С., Коваленко А. К. Исследование влияния дискретизации объема на точность расчета процесса правки листов методом конечных элементов // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Основной задачей при проектировании процессов правки является определение влияния режимов правки на энергосиловые параметры процесса и конечную кривизну листов. Наиболее точным методом моделирования процесса правки является метод конечных элементов. Основным недостатком этого метода является

большое время реализации, что затрудняет решение задач оптимизационного плана. Основной целью работы было определение минимально достаточного количества конечных элементов для получения результатов с относительно минимальным размахом своих значений по мере протекания процесса. На основе реализации конечно-элементной модели процесса правки листов проанализировано влияние дискретности разбиения объема деформируемого материала на точность и время расчета с целью снижения затрат машинного времени при решении задач оптимизационного плана для определения режимов правки. Расчетная схема представляла деформируемый лист, 11 рабочих роликов с шагом 275 мм и диаметром 260 мм. Моделирование процесса правки было выполнено для листа толщиной 10 мм, шириной 2000 мм и длиной 3200 мм. Лист был представлен в виде пластически деформируемого тела, ролики – в виде абсолютно жестких тел. Задача была решена в двухмерной плоскости и в динамической постановке. По толщине из характера самого процесса правки листы были разбиты на пять элементов. При расчете силы правки на третьем ролике и ее коэффициента вариации было установлено, что при моделировании рациональным количеством является 6000 конечных элементов или 1875 элементов на погонный метр. При этом время реализации модели составило порядка 1,17 часа (Intel Core i5, 8Gb RAM) при вариации силы правки 0,01 и погрешности расчета меньше 1 % относительно более точного решения. Именно эта дискретизация является рациональной для постановки и решения задач по оптимизации технологических настроек многороликовой правильной машины.

**Ключевые слова:** листоправильная машина, правка листов, конечно-элементная модель, рабочие ролики, технологические настройки.

**Максименко О. П., Оробцев А. Ю., Самохвал В. М., Штода М. Н., Марченко К. К. Методика исследования и анализ износа калибров валков проволочного блока // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Изучение износа валков, как основного рабочего инструмента в процессах прокатки, остается актуальной задачей, несмотря на многочисленные работы в этой области. Применение новых валковых материалов, обеспечивающих более высокую износостойкость, требует дополнительного изучения особенностей их износа и совершенствования методик измерения износа. В связи с этим, целью настоящей работы является разработка методики экспериментального изучения износа валков, на примере проволочного блока. Выполнены экспериментальные исследования износа валков проволочного блока с использованием часового индикатора и оптико-светового метода. Статистическая обработка полученных данных подтвердила однородность результатов измерений и возможность применения оптико-светового метода как более информативного. Этот метод позволяет определять износ по всему контуру ручьев валков. Исследования, выполненные при прокатке катанки диаметром 5,5 мм с использованием оптико-светового метода, позволили установить, что глубина износа ручьев валков распределена неравномерно и существенно зависит от характера изменения среднего давления металла на валки. Наиболее подвержены выработке калибры четвертой и пятой клетей, где преобладает абразивный износ. В первых двух клетях наблюдается осповидный износ. На износ калибров валков определенное влияние оказывает также величина зазора между валками. При увеличении этого зазора вероятность сваливания раската в калибре возрастает, что отражается на его выработке.

**Ключевые слова:** ручьи валков, калибры, износ, проволочный блок, оптико-световой метод.

**Найзабеков А. Б., Лежнев С. Н., Панин Е. А., Арбуз А. С. Влияние радиально-сдвиговой прокатки на микроструктуру и механические свойства технического титана // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Улучшение качества металлоизделий через улучшение микроструктуры является одним из самых главных трендов современной металлургии. Такой подход позволяет добиваться особых свойств без расхода дорогостоящих легирующих добавок. Основная идея заключается в измельчении зеренной структуры материала до размеров менее микрона. При указанных размерах зерна начинают проявляться свойства упрочнения при относительно небольшой потере пластичности. В этом случае можно говорить об ультрамелкозернистых (УМЗ) материалах. Данное направление особенно актуально для областей науки и техники, где очень жесткие требования к размеру и весу деталей при высокой их прочности. Это аэрокосмическая техника и медицина (имплантология и ортопедия). Поэтому имеет смысл проводить исследования, прежде всего, на актуальных материалах. Титан известен своей биологической инертностью, поэтому является основой для протезирования. В данной работе были проведены эксперименты на технически чистом титане по технологии, близкой к промышленной реализации. Был проведен эксперимент, в ходе которого длинномерная заготовка при температуре 500 °С прокатывалась с диаметра 30 мм до диаметра 13 мм на стане СВП-08. После чего заготовка охлаждалась водой и из нее изготавливались образцы для исследования микроструктуры и образцы для исследования механических свойств. Анализ микроструктуры показал наличие равноосной ультрамелкозернистой структуры в периферийных областях заготовки и наличие вытянутой волокнистой структуры в осевой зоне. Прочность заготовки возросла более чем в 2 раза, при этом пластичность уменьшилась не столь значительно.

**Ключевые слова:** радиально-сдвиговая прокатка, ультрамелкозернистая структура, титан, механические свойства, интенсивная пластическая деформация.

**Фролов Я. В., Дёмина Е. Г., Андреев В. В. Сопоставительный анализ результатов моделирования и оценки прорабатываемости структуры стали 09Г2С в процессе продольной прокатки трубной заготовки Ø 250 мм // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Для развития метода оценки деформированного состояния металла по изменению параметров бывшей дендритной структуры в работе выполнены анализ напряжённно-деформированного состояния, сформировавшегося при прокатке в последнем, круглом, калибре клетки 900 трубозаготовочного стана 900 / 750 – 3, и сопоставление результатов математического моделирования с оценкой прорабатываемости структуры трубной заготовки Ø 250 мм. Результаты математического моделирования и металлографического анализа показали хорошую сходимость. На основании полученных результатов определены зоны активной и пассивной деформации и их расположение в направлении  $\frac{1}{2}$  вертикальной оси поперечного сечения исследованной заготовки. Глубина зоны прилипания составляет 12,5 мм, зона интенсивной пластической деформации сосредоточена на расстоянии 50–112,5 мм от центра заготовки, центральные слои заготовки представляют собой зону пассивной деформации. Впервые показано, что изменение сдвигового напряжения  $\tau_{zx}$  полностью отображает характер изменения коэффициента прорабатываемости структуры  $K$  крупносортного проката. При исследовании влияния деформационного воздействия на микроструктуру стали использование её структурной составляющей – химической неоднородности, наследуемой от дендритной ликвиции кремния и марганца, – позволяет выполнить не только количественную оценку интенсивности и локализации деформации, но и качественно судить об изменении напряжения сдвига по сечению заготовки. Дальнейшие исследования в данном направлении позволят расширить теоретические представления о формировании напряжённно-деформированного состояния металла в высоких очагах деформации при прокатке и стать основанием для разработки практических рекомендаций по совершенствованию технологии производства крупносортного проката.

**Ключевые слова:** моделирование, продольная прокатка, высокий очаг деформации, трубная заготовка, напряжённно-деформированное состояние, сталь, дендритная структура, коэффициент прорабатываемости.

**Боровик П. В. Обоснование профилировки фасонного ножа для разделения квадратной заготовки в горячем состоянии // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Проанализированы преимущества и недостатки процесса горячего разделения непрерывнолитой квадратной заготовки на ножницах с фасонными ножами. Отмечается целесообразность проведения теоретических исследований разделительных операций на ножницах на базе метода конечных элементов. Целью данной работы являлось теоретическое обоснование профилировки фасонного ножа для разделения квадратной заготовки в горячем состоянии путем математического моделирования на базе метода конечных элементов. Представлено описание трехмерной математической модели, на базе которой выполнены теоретические исследования процесса разделения квадратной заготовки сечением  $120 \times 120$  мм из стали 20 при температуре  $970^\circ\text{C}$  со скоростью  $70$  мм/с. Для оценки влияния профилировки ножей на формообразование заготовки в зоне реза приведены результаты симуляций процесса с ножами различной конфигурации. В ходе обработки данных моделирования были получены три относительных параметра, два из которых характеризуют смятие (утяжку) концов раската, и еще один – ромбичность торцевой поверхности. По результатам исследований отмечено, что на качество поверхности реза существенное влияние оказывает профилировка ножей. Получены уравнения регрессии для всех трех параметров качества реза, позволяющие определить рациональные значения углов раскрытия и наклона режущих кромок ножей, при обеспечении необходимых параметров качества реза. Предложено угол раскрытия режущих кромок ножей принимать равным  $95,6^\circ$  при угле наклона  $7^\circ$ , что позволит обеспечить ромбичность 1,05. Результаты работы могут быть рекомендованы к использованию при принятии проектно-конструкторских и технологических решений в вопросах горячего разделения непрерывнолитой квадратной заготовки фасонными ножами на угол.

**Ключевые слова:** фасонный нож, разделение квадратной заготовки в горячем состоянии, ножницы, математическая модель.

**Корчак Е.С., Беленец Е. Е. Исследование триботехнических свойств силовых цилиндров гидравлических прессов на базе инженерной методики оценки их ресурса безотказной работы // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Целью работы является повышение ресурса безотказной работы силовых цилиндров гидравлических прессов на основе исследования их триботехнических свойств, а также разработка мер снижения общего уровня их износа. Наиболее значимыми из факторов износа являются давление сопряжения поверхностей трения и скорость их относительного перемещения в узлах уплотнений силовых гидроцилиндров, а также уровень перепадов давления и связанные с ним кавитационные явления для корпусов и плунжеров силовых гидроцилиндров. По результатам исследований ресурсов износа базовых узлов на базе инженерной методики оценки их триботехнических свойств построены четыре группы кривых, представляющих собой зависимости коэффициента ускорения испытаний, продолжительности испытаний, скорости износа деталей и ресурса безотказной работы детали от усилия гидравлического пресса. Исследованиями установлено, что с увеличением усилия гидравлического пресса: коэффициент ускорения испытаний рабочего и возвратного цилиндров, уплотнений и направляющих подвижной поперечины уменьшается; продолжительность испытания рабочего и возвратного цилиндров увеличивается, незначительно увеличивается время испытания работы уплотнений, а направляющих

подвижной перекалдины – наоборот уменьшается; скорость износа рабочего и возвратного цилиндров, направляющих подвижной поперечины уменьшается; ресурс безотказной работы рабочего и возвратного цилиндров и уплотнений увеличивается, а направляющие подвижной поперечины имеют большой скачок вверх. Разработка мероприятий постоянного автоматического контроля и предотвращения приближения работы гидравлического пресса к аварийной границе являются решающим фактором обеспечения безотказной работы его базовых узлов при условии рационального их проектирования и соответствия показателей работы заданным эксплуатационным характеристикам.

**Ключевые слова:** пресс гидравлический, цилиндр силовой, давление, жидкость рабочая, корпус цилиндра, изнашивание.

**Минков К. А., Минков А. Н., Мартынов С. В., Калинов А. М. Мобильный комплекс для регулируемой водо-воздушной закалки кузнечной оснастки // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Рассмотрена проблема повышения стойкости инструмента для горячего деформирования сталей. Рассмотрены требования к наиболее используемым для производства оснастки сталям 5ХНМ и 4Х5МФС, а также существующие традиционные способы их обеспечения. Описаны закалочные среды, применяемые при упрочнении оснастки, показаны их сильные и слабые стороны. Представлен сравнительно новый способ упрочнения – регулируемая водо-воздушная закалка, его преимущества перед объёмным погружением в среду, а также его экологическая чистота. Описаны некоторые стационарные и передвижные установки, используемые в настоящее время, а также предприятия, на которых такие установки работают. Даны их описания и принцип работы.

Описана установка, разработанная на ПАО «Русполимет». Показаны ее принципиальные отличия от подобных установок: применение компьютерного управления работой двухфазных водо-воздушных форсунок при помощи специализированного программного обеспечения, наличие запорных электроклапанов и системы пароулавливания. Дано ее описание, приведены эскизы и описан принцип работы. Преимуществом компьютерного управления авторы статьи считают возможность изменения интенсивности орошения поверхности охлаждаемого изделия непосредственно в процессе охлаждения, что особенно важно при закалке крупногабаритных штампов, так как позволяет обеспечить изотермические условия в области мартенситного превращения, предотвращая тем самым трещинообразование и поводки металла, в отличие от непрерывного охлаждения металла в процессе объёмной закалки при использовании традиционных способов. Наличие же двух дискретно регулируемых охлаждающих контуров установки позволяет получить дифференцированную твердость рабочей зоны штампа и хвостовика.

Представлено разработанное авторами устройство для получения водо-воздушной смеси высокой однородности и плотности – двухфазная водо-воздушная форсунка. Дано ее описание и преимущества перед подобными устройствами. Разработана методика определения интенсивности охлаждения с использованием специализированного стенда.

**Ключевые слова:** установка для закалки, способ упрочнения, сталь 5ХНМ, штамп, форсунка, методика.

**Чоста Н. В. Рекомендации по конструированию кузнечно-прессового оборудования с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином для разделительных процессов // Обработка материалов давлением. – 2019. – № 1 (48).**

Целью данной статьи является разработка рекомендаций по конструированию оборудования с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином для разделительных операций. Разработаны математические модели для расчетов геометрических, кинематических и силовых параметров клиношарнирного механизма с вогнутым клином. Для практического использования предложенных математических моделей результаты расчетов геометрических и силовых характеристик представлены в виде номограмм. С использованием номограмм разработана конструкция пресса с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином. Предлагаемый пресс с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином принципиально не имеет ограничений по диаметру разделяемых заготовок, поскольку такой механизм обеспечивает значительный выигрыш в силе и переменность соотношения между приводной и технологической силами. Кроме того, пресс имеет большую закрытую высоту штампового пространства, что позволяет расширить его технологические возможности за счет реализации более совершенных схем отрезки с использованием штамповой оснастки. В результате повышения жесткости предложенного клиношарнирного пресса с вогнутым клином в 1,2 ... 1,3 раза, по сравнению с традиционными механическими прессами, уменьшается упругая деформация его деталей и привода при реализации разделительных процессов, а значит – повышается надежность работы оборудования. При этом повышается коэффициент использования оборудования по усилию – от 0,3 ... 0,4 (из-за упругой мгновенной разгрузки пресса) до 0,7 ... 0,8. Также повышается КПД нового пресса вследствие того, что примерно на 60 % уменьшается величина работы, расходуемой на разделение, а именно – величина работы упругой деформации машины. В целом снижается себестоимость нового пресса, по сравнению с традиционными механическими прессами для разделительных операций, в том числе и потому, что детали клиношарнирного механизма более технологичны в изготовлении.

**Ключевые слова:** прокат, заготовка, разделение, сила, качество, коэффициент полезного действия, жесткость, клин, шарнир, ползун.

---

## АНОТАЦІЇ

---

**Чигиринський В. В., Науменко О. Г. Деякі особливості рішення плоскої задачі механіки суцільного середовища // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

На базі методу аргумент функцій отримано рішення плоскої задачі теорії пружності в класичній підстановці. Введено до розгляду аргумент функції базових змінних. При підстановці у диференційні рівняння формуються оператори, які визначаються цими аргумент функціями, та виконують роль своєрідних регуляторів пошуку. В результаті цього пошуку наведені залежності існування рішень у вигляді співвідношень Коші-Рімана та рівнянь Лапласу. Зіставлені рішення плоскої задачі теорії пружності та пластичності, які отримані однаковим методом. Показано, що поміж ними існують відповідності за принциповими співвідношеннями, які проявляють себе при рішенні задач методом аргумент функцій. До них відносять співвідношення Коші-Рімана, диференційні рівняння Лапласу, яким повинні задовольняти аргумент функції, що входять до складу базових тригонометричних та експоненціальних функцій. Отримання нового результату пов'язано з ускладненням задачі за рахунок розгляду зони деформування в двох станах: пружному і пластичному, врахування одночасного впливу цих станів на деформований та пружний стан середовища. До таких комбінованих центрів деформації можливо віднести зони пластичної обробки заготовки середньої та великої товщини, в яких при контакті з інструментом присутня розвинена зона прилипання. Вплив контактного тертя сприяє її розповсюдженню в глибину центру деформації, утворюючи область загальмованої деформації.

**Ключові слова:** пружність, пластичність, плоска задача теорії пружності, аргумент функції, порівняльність рішень, співвідношення Коші-Рімана, рівняння Лапласу, зона прилипання.

**Алюшин Ю. А. Механізми власних коливань в пружних тілах // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Розглянуто енергетично ізольована система у вигляді пружного стрижня, закріпленого між двома абсолютно твердими опорами. На основі енергетичної моделі механіки отримано розподіл за обсягом і зміна в часі складових пружної і кінетичної енергії для основних форм поздовжніх, поперечних і крутильних коливань. На основі аналізу структури кінематичних інваріантів, асоційованих з енергією, отримані рівняння для розрахунку 8 видів локальної енергії частинок, що беруть участь в коливаннях, у тому числі 2 види, які не впливають на інтегральну за обсягом тіла енергію деформації. Показано, що, за аналогією з вільними коливаннями пружних тіл, коли зміна геометричної структури відбувається без припливу енергії через зовнішні межі системи, можливі зміни в мікрооб'ємах, що проявляються в рівняннях руху і відбуваються за рахунок внутрішніх джерел енергії без обміну енергією з сусідніми частинками. Висловлено припущення, що впливаючі на інтегральні за обсягом частини енергії забезпечують виконання закону збереження, а два інших виду відображають особливості диференціальних рівнянь руху. Частинки в перетинах, через які відбуваються зовнішні впливи для порушення поперечних і крутильних коливань, не змінюють форму і об'єм, енергія на деформацію частинок не витрачається. Отримані результати, в тому числі по періоду та частотам коливань, а також виконання закону збереження для інтегральних за обсягом значень кінетичної і пружної енергії, на додаток до відомих рішень для абсолютно твердих і деформуваних тіл, можна розглядати як додаткові аргументи правомірності застосування енергетичної моделі для рішення різних задач механіки.

**Ключові слова:** рівняння руху, змінні Лагранжа, інваріанти, енергетична модель, власні коливання.

**Алієва Л. І., Алієв І. С., Грудкіна Н. С., Малій Х. В. Моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Розглянуто способи виготовлення стрижневих деталей з фланцем і осьовим відростком видавлюванням. Наведено результати моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання стрижневої деталі з фланцем і відростком енергетичним методом верхньої оцінки. Для оперативного розрахунку компонент приведенного тиску для кінематичних елементів паралельної течії металу розроблені та підготовлені залежності для розрахунку елементів приведенного тиску деформування, зсуву і тертя на межах модуля.

Встановлено, що при комбінованому видавлюванні з переміщенням металу в радіальному і зворотному напрямках, осередки інтенсивної пластичної деформації зосереджені в зонах вихідних отворів, на перехідних крайках деформуючого інструменту. Між ними розміщена недеформована жорстка зона. Кінематичні параметри процесу знаходять з умови рівноваги даної зони. За цією умовою потужності, прикладені до жорсткої зоні по обидва боки, рівні. Дана також оцінка закономірностям формозміни і розвитку деформованого стану заготовки в процесі комбінованого видавлювання. Представлені графічні залежності формозміни заготовки, які дозволяють прогнозувати отримання напівфабрикатів з необхідними геометричними параметрами.

Дано зіставлення розрахункових значень параметрів формозміни і силового режиму, отриманих методом скінченних елементів з енергетичним методом верхньої оцінки і експериментальними даними. Порівняння



теоретичних та експериментальних значень тисків деформування і швидкостей течії між собою, а також з результатами, отриманими методом скінченних елементів, показало прийнятність отриманих залежностей для технологічних розрахунків силових параметрів і оцінки формоутворення деталей.

**Ключові слова:** деталі з фланцем і відростком, комбіноване радіально-зворотне видавлювання, деформований стан, метод скінченних елементів, формозміна, сили деформування.

**Алієва Л. І., Тітов А. В., Корденко М. Ю. Моделювання процесів поперечного бокового видавлювання // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Моделювання силового режиму процесу бокового видавлювання методом верхньої оцінки дозволило оцінити вплив геометричних параметрів і виду поля швидкостей на приведений тиск деформування. Встановлено, що оптимальне число жорстких елементів залежить від відносної товщини відростка, що видавлюється. Розрахункові формули для плоского бокового видавлювання, отримані методом верхньої оцінки, показують результати, близькі аналогічним рішенням для інших завдань плоского деформування в процесі доштамповки і осадки, що відрізняються видом розривного поля швидкостей.

Отримано уточнені залежності для розрахунку тиску деформування в матрицях з кінчною і закругленою перехідною крайкою. Для останнього випадку застосований криволінійний трикутний модуль, для якого описана методика побудови і розрахунку компонентів наведеного тиску на лініях розриву швидкостей. Метод верхньої оцінки дозволив оцінити нерівномірність розподілу деформацій по перетину видавленого відростка і розрахувати величину тепловиділення відповідного накопиченої деформації уздовж ліній струму металу. Розглянуто процес бокового видавлювання відростка в матриці з кінчною перехідною крайкою і підтверджена можливість взаємної компенсації нерівномірності деформації при простих схемах видавлювання, при їх взаємному поєднанні або доповненні. Підбір схем видавлювання в багатоперехідному процесі або при комбінованому деформуванні, проведений з урахуванням характеру розподілу деформацій, може бути ефективним методом зниження нерівномірності деформації заготовки.

**Ключові слова:** бокове видавлювання, метод верхньої оцінки, приведений тиск, криволінійні кінематичні елементи, нерівномірність деформації, тепловиділення.

**Калюжний В. Л., Левченко В. М. Використання методу балансу потужностей і інженерного методу для аналізу усталеної стадії холодного зворотного видавлювання з роздачою // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Методом балансу потужностей спільно з інженерним методом проведений аналіз холодного зворотного витискування з роздачою в рухомій матриці порожнистих виробів на стаціонарній стадії. Використання методу балансу потужностей дозволяє визначити вплив тертя на контактуючих поверхнях інструменту з осередком деформації і об'ємами заготовки, що не деформуються. Застосування інженерного методу дозволило знайти напруження в осередку деформації для подальшого врахування тертя по Кулону при визначенні потужностей на подолання сил тертя. У рішенні враховано зміцнення металу у осередку деформації при формоутворенні по ступеневій апроксимації діаграми істинних напружень. Отримані формули для визначення зусилля видавлювання і питомих зусиль на пуансоні і матриці, а також межі текучості здеформованого металу. Для перевірки адекватності результатів розрахунків по отриманих залежностях виконано моделювання видавлювання порожнистих виробів конкретних розмірів із сталі 10 з використанням методу скінченних елементів. Порівняння результатів розрахунків по зусиллю видавлювання, зміцненню металу у осередку деформації, питомих зусиллям на пуансоні показало можливість використання отриманих формул для практичних розрахунків процесу зворотного витискування з роздачою.

**Ключові слова:** зворотне витискування, порожнистий виріб, метод балансу потужностей, інженерний метод, зусилля і питомі зусилля, зміцнення, метод скінченних елементів, порівняння результатів розрахунків.

**Тітов В. А., Бень А. М. Моделювання технологічного процесу видавлювання заготовок компресорних лопаток // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Метою роботи є чисельне моделювання процесу видавлювання заготовок лопаток компресорів авіаційних двигунів при вирішенні задач пластичного деформування, порівняння результатів моделювання із реальними результатами.

Показано спосіб використання сучасних систем моделювання, що дозволяють значно скоротити витрати та час розробки нового оснащення за рахунок віртуального моделювання процесу штампування, без виготовлення оснащення та завантаження ковальсько-пресового обладнання. В якості системи моделювання процесів використано програму QForm 2D/3D, за допомогою якої можна варіювати різними параметрами процесу деформування.

Проведено моделювання технологічного процесу видавлювання заготовок компресорних лопаток газотурбінних двигунів. Процес видавлювання моделювався за фактичними розмірами лопатки та штампного оснащення. За формою профілю заготовки компресорної лопатки з урахуванням температурного розширення створено моделі штампного оснащення. Розглянуто особливості створення тривимірної моделі, завдання параметрів моделі в розрахунковий модуль та нанесення сітки кінцевих елементів. Представлено результати

комп'ютерного моделювання, показано характер плинину металу при деформації, силові та енергетичні параметри процесу. Показано результати експериментальних досліджень, проведених на серії заготовок, що були отримані із поступовим збільшенням довжини пера до технологічних параметрів.

Представлено відповідність форми видавленої заготовки, отриманої розрахунковим шляхом, зовнішньому вигляду реальної заготовки, характер заповнення порожнини матриці, а також місця утворення можливих дефектів. Показано застосування прикладних технологій для моделювання процесу деформації та виготовлення штампового оснащення.

**Ключові слова:** компресорна лопатка, видавлювання, чисельне моделювання, пластична деформація, тривимірна модель, перо, заготовка, газотурбінний двигун.

**Медведев В. С., Базарова К. В. Математична модель формозміни металу в чорнових закритих балкових калібрах // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Закриті балкові калібри застосовуються на сортових станах при виробництві двотаврових профілів широкого сортаменту. У чорнових калібрах з прямокутної заготовки за декілька проходів формують підкати двотаврової форми зі стінкою і досить високими фланцями. Для підвищення точності готових двотаврових профілів підкати в чорнових калібрах необхідно формувати з симетричними фланцями і з висотою, що забезпечує надійне висотне обтиснення фланців в наступних контрольних калібрах і отримання точних розмірів по ширині полиць в чистових універсальних калібрах. Для вирішення цього завдання розробник технології повинен мати у своєму розпорядженні надійні методи розрахунку формозміни металу в калібрах.

Метою даної роботи є розробка математичної моделі формозміни металу в закритих балкових калібрах з відношенням товщини стінки до висоти профілю, рівним 0,2–0,4.

У результаті теоретичних досліджень розроблено математичну модель розрахунку інтегральних характеристик формозміни металу (коефіцієнтів висотної деформації полиці, відкритого і закритого фланців) в залежності від прямого обтиску стінки, бокового обтиску фланців і геометричних параметрів осередку деформації. В основу математичної моделі покладено багатофакторний теоретичний експеримент в динамічній постановці з варіюванням безрозмірних технологічних параметрів прокатки (коефіцієнту обтиску стінки по товщині, середнього коефіцієнту бокового обтиску по товщині відкритих і закритих фланців і відношення ширини стінки до її товщини). Межі варіювання безрозмірних технологічних параметрів прокатки обрані за результатами аналізу діючих калібрровок прокатних валків. Перебіг металу в калібрах досліджували з використанням методу скінченних елементів і програмного комплексу SIMULIA / ABAQUS. Наведено графіки зміни коефіцієнтів висотної деформації полиць, відкритих і закритих фланців від обтиску стінки, бокового обтиску фланців і ширини стінки. Результати моделювання оброблені класичними методами регресійного аналізу з використанням програм MathCad14 і SPSS і представлені у вигляді регресійних залежностей. Математична модель адекватно описує формозміну металу в чорнових закритих балкових калібрах і її рекомендується використовувати на практиці при розробці технології прокатки і робочих калібрувань валків для виробництва двотаврових профілів підвищеної точності.

**Ключові слова:** прокатка, калібрування валків, двотавровий профіль, балковий калібр, формозміна, приріст фланців, графік, математична модель, деформація металу.

**Ремез О. А., Огінський Й. К., Кузьміна О. М. Моделювання процесу безперервної прокатки в калібрах системи «овал-круг» // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Розробка технології прокатки для різних груп сталей на безперервних станах в даний час виконується за відсутності достовірних відомостей про взаємозв'язок висотної і поперечної деформацій в умовах переднього, заднього натягнення і спільної їх дії. Недостатньо дослідженим є вплив систем витяжних калібрів на параметри прокатки в безперервних станах. Дослідження параметрів прокатки в калібрах системи «овал-круг» (розглянуті на прикладі схеми «круг-овал» при прокатці круглої заготовки в овалному калібрі) проводилося з використанням кінцево-елементної програми FORGE 3D. Дослідження виконувались для сталі 08X13, що відноситься до матеріалів, схильних до підвищеного розширення. Ця особливість течії металу при деформації вивчена недостатньо, що створює труднощі при розробці режимів обтиснень. Результати, представлені в статті, призначені, зокрема, для підготовки експериментальних досліджень.

Метою роботи є розвиток методів дослідження кінематичних параметрів безперервної сортової прокатки за допомогою методів комп'ютерного моделювання, і визначення на цій основі закономірностей зміни технологічних параметрів при безперервній прокатці в системі витяжних калібрів «овал-круг».

Моделювання за зазначеною схемою виконувалося для випадків прокатки з різними поєднаннями переднього і заднього натягнення. Дослідження проводилися для умов неузгодженості швидкостей переднього, заднього, одночасно переднього і заднього кінців смуги. Діапазон відносної неузгодженості швидкостей (по відношенню до прокатці без натягнення) склав 2,5 ... 10 % з кратністю 2,5.

Діапазон зміни коефіцієнтів витяжки склав  $\lambda = 1,043 \dots 1,529$ , що є досить характерним для даної системи калібрів.

**Ключові слова:** МСЕ, система калібрів, реологія, натягнення, коефіцієнт витяжки, прокатка, розширення, марка сталі, безперервний стан.

**Герасименко О. В., Марков О. С., Косілов М. С., Хващинський А. С., Іванов П. П. Дослідження процесу розкочування ступінчастих конусних кілець // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

В роботі досліджено новий спосіб розкочування крупногабаритних конусних кілець зі ступінчастим профілем. Запропонований спосіб полягає у деформуванні заготовки з уступом ступінчастим бойком. В роботі запропонована методика проведення досліджень методом скінчених елементів. Методика призначена для визначення залежностей напружено-деформованого стану та формозмінення заготовки у процесі розкочування ступінчастим бойком. Змінними параметрами були відносна висота виступу ступінчастих заготовок, яка варіювалась в інтервалі 2,3 ... 2,4. На основі скінчено-елементного моделювання були встановлені: розподіл інтенсивності деформацій у перерізі поковки після розкочування ступінчастим бойком. Визначалась конусність поковки, яка утворюється при розкочуванні за даним способом. Скінчено-елементне дослідження дозволило встановити, що розкочування ступінчастим бойком призводить до утворення конусної форми поковки. Це пояснюється тим, що при обтисканні уступу йде більша тангенціальна деформація кільцевої заготовки в зоні уступу, ніж зоні виступу внаслідок різної висоти ступінчастої заготовки. Встановлено, що при розкочуванні заготовки з різницею відносних діаметрів 0,43 виступ та уступ одночасно деформуються під час всього процесу розкочування. При цьому уступ інтенсивніше збільшується у діаметрі, ніж виступ, через що поковка набуває конусну форму. Це пояснюється різними ступенями деформації, які утворюються у виступі та уступі. Причому ступінь деформації в уступі збільшується інтенсивніше, ніж у виступі. Різниця у ступенях деформації виникає через різницю у товщині стінок виступу та уступу. В результаті досліджень, виконаних в роботі, було встановлено, що розкочування ступінчастих конусних заготовок можливе, це розширює технологічні можливості процесу розкочування крупногабаритних поковок.

**Ключові слова:** ступінчасте конусне кільце, розкочування, ступінчастий боек, розподіл деформацій, формозмінення, конусність.

**Марков О. С., Злигорєв В. М., Житніков Р. Ю., Інчаков С. В., Різак П. І. Удосконалення процесу осадження чотирипроменевих заготовок з кутом увігнутих граней 150° // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Запропоновано новий спосіб осадження заготовок. Спосіб полягає в осадженні заготовок з увігнутими гранями. Розроблено методику теоретичних досліджень. Ця методика полягала в дослідженні механізму закриття штучних осьових дефектів в заготовках. Дослідження проводилися на основі методу скінчених елементів. Основним параметром дослідження була глибина увігнутих граней заготовки. Цей параметр варіювався в діапазоні 25 %; 20 % і 25 %. Кут увігнутих граней становив 150°. Результатами теоретичних досліджень були розподіли: деформацій і напружень в тілі заготовки в процесі осадження заготовок з увігнутими гранями. На основі цих параметрів встановлювався показник напруженого стану в осьовій зоні заготовки. В результаті теоретичних досліджень було встановлено, що ефективною глибиною увігнутих граней є співвідношення діаметрів виступів і уступів рівних 15 %. Для цього співвідношення відбувається інтенсивне закриття осьового дефекту. Це пояснюється високим рівнем стискаючих напружень при осадженні заготовок з увігнутими гранями. Встановлена ефективна ступінь деформації, при якій відбувається інтенсивне закриття дефектів. Встановлені розподіл деформацій за перерізом і висотою заготовки, а також зміна показника напруженого стану в процесі осадження заготовок з увігнутими гранями. Проведені дослідження дозволили зробити висновок про високу ефективність запропонованого нового способу осадження заготовок з увігнутими гранями.

**Ключові слова:** увігнуті грані, осадження, напружено-деформований стан, осьові дефекти злитка, високоякісні поковки.

**Старков М. В., Стрелковська Л. І. Експериментальне дослідження пластичності алюмінієвого сплаву 2024-T4 при імпульсному електрогідролічному штампуванні // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

У сучасній авіаційній промисловості традиційно використовується листовий прокат з алюмінієвих сплавів з підвищеними характеристиками міцності. При використанні таких матеріалів в листовому штампуванні на механічних пресах часто виникає проблема, пов'язана з їх схильністю до руйнування при відносно малих (до 10 %) ступені деформації. У зв'язку з цим виникла необхідність використовувати нові прогресивні технології та обладнання для виготовлення деталей з цих сплавів.

Стаття присвячена дослідженню пластичних властивостей середнічного конструкційного алюмінієвого сплаву 2024-T4, який широко використовується в літакобудуванні, і технологічних можливостей імпульсного електрогідролічного (ЕГ) штампування. Ця технологія дозволяє дозувати енергію розряду з регулюванням інтенсивності і точним прикладанням навантаження до заданих ділянок поверхні деталі, використовувати більш просту технологічну оснастку.

У режимі багатоімпульсного деформування деталі під дією високого тиску рідини і при короткочасній його дії посилюються релаксаційні процеси зі зменшенням деформаційного зміцнення і залишкових напружень в деталі. За рахунок цього збільшується гранична ступінь пластичної деформації сплаву і усувається пружинення деталей.

Це дає можливість виготовляти деталі складної форми і стабілізувати їх форму і розміри в процесі імпульсного навантаження. Ці якості ЕГ штампування створюють хороші передумови для подальшого розширення сфери її використання.

Встановлено, що гранична ступінь деформації деталей зі сплаву 2024-T4 в процесі витяжки залежить від технологічного процесу їх виготовлення. Експериментально показано, що гранична ступінь деформації при імпульсному високошвидкісному процесі ЕГ штампування зростає і для досліджуваного сплаву вона більше, ніж в 1,36 рази в порівнянні з механічним штампуванням на гідропресі.

При ЕГ штампуванні можливо домогтися високої якості поверхні деталей, що важливо для виробів, які використовуються в авіаційній промисловості, до яких пред'являються високі вимоги, особливо при плакуванні штампованих листів м'якими металами

**Ключові слова:** електрогідравлічний, штампування, сплав, алюміній, деформація, деталь, технологія, прес, міцність.

**Бейгельзімер Я. Ю., Кулагін Р. Ю., Саввакін Д. Г., Давиденко О. А., Дмитренко В. Ю., Оришич Д. В. Вплив інтенсивної пластичної деформації на характеристики сплаву системи Ti-Zr-Nb // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Сплави системи Ti-Zr-Nb є перспективними матеріалами для виготовлення конструкційних деталей, що працюють в хімічно-агресивних середовищах. Завдяки ніобію модуль Юнга цих сплавів знижується з 95–110 ГПа, що характерно для сплавів цирконію і титану, до 50–60 ГПа і нижче. Це дозволяє наблизити його значення до відповідної характеристики кісткової тканини, що необхідно для механічної сумісності матеріалів медичних імплантатів, а також може бути використано в техніці для виготовлення пружних елементів різного призначення.

Раніше було показано, що сплави системи Ti-Zr-Nb можна отримувати методом холодного пресування і вакуумного спікання порошкових сумішей гідриду титану, гідриду цирконію і ніобію. При використанні порошків гідридів, водень грає роль тимчасового легуючого елемента і видаляється з металів в процесі вакуумного нагріву, одночасно активуючи дифузійно-контрольовані процеси спікання і хімічної гомогенізації порошкової системи, а також очищуючи поверхню титанових частинок від домішок (кисень, хлор, вуглець). Незважаючи на позитивний вплив водню, в процесі спікання при відсутності деформаційних процесів (без тиску) не вдається знизити об'ємну частку пор нижче 5–8 % в залежності від складу сплавів, що негативно відбивається, в першу чергу, на втомній міцності, а також характеристиках пластичності і міцності.

У статті досліджується вплив крутіння під високим тиском на характеристики сплаву 51Zr-31Ti-18Nb (ат.%), отриманого шляхом холодного пресування і вакуумного спікання порошкових сумішей гідриду титану, гідриду цирконію і ніобію. Показано, що інтенсивна пластична деформація призводить до наступних ефектів: забезпечує значне зниження як загальної пористості, так і розмірів окремих пор; усуває хімічну неоднорідність сплаву, що зберігається після спікання; формує в сплаві субмікроструктурну структуру; збільшує твердість сплаву. Отримані результати вказують на великий потенціал методу крутіння під високим тиском при створенні корозійно та біологічно сумісного сплаву з високим комплексом механічних характеристик.

**Ключові слова:** нанокристалічні метали, фазові перетворення, мікротвердість, спікання, деформація зсуву, крутіння під високим тиском.

**Білошенко В. О., Бейгельзімер Я. Ю., Возняк Ю. В., Чижко В. В. Модифікація полімерних матеріалів інтенсивною пластичною деформацією // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Узагальнено результати досліджень та проведено аналіз впливу інтенсивної пластичної деформації, яка реалізується методами крутіння під високим тиском, рівноканальної кутової і багатокутової екструзії, Т-образної рівноканальної екструзії, гвинтової та плоскої гвинтової екструзії, на структуру і фізико-механічні властивості полімерних матеріалів різної архітектури. Показана ефективність застосування методів обробки, заснованих на використанні деформації простим зсувом, для модифікації структури полімерів і полімерних композитів. Інтенсивна пластична деформація дозволяє сформувати орієнтацію в блокових зразках полімерів, яка обумовлює унікальний комплекс властивостей. Зокрема, рівноканальна багатокутова екструзія допускає в склоподібних полімерах реалізацію структурного стану, що забезпечує підвищення їх деформаційно-міцнісних і ударних характеристик незалежно від напрямку навантаження. У разі аморфно-кристалічних полімерів призводить до багаторазового підвищення жорсткості і міцності при збереженні вихідної пластичності, «інварного ефекту», істотного поліпшення трибологічних характеристик. У полімерних композитів зміна структурних параметрів наповнювачів і полімерної матриці забезпечує додаткові можливості в управлінні їх морфологією і властивостями. Обговорюються фізичні механізми виявлених ефектів структурної модифікації.

**Ключові слова:** полімерні матеріали, інтенсивна пластична деформація, структура, фізичні та механічні властивості.

**Лежнев С. Н., Волокітіна І. Є., Арбуз А. С., Гайдаренко Г. А. Дослідження процесу деформування алюмінієвого сплаву в рівноканальній кутовій матриці з кутом стику каналів 45° // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Описано різноманітні схеми інтенсивної пластичної деформації за допомогою процесу рівноканального кутового пресування (РККП), які дозволяють отримати метал з ультрадрібнозернистою структурою. Представлені результати комп'ютерного моделювання та дослідження на просвічуючому електронному мікроскопі

алюмінієвого сплаву 6060. Показано, що при рівноканальному кутовому пресуванні в запропонованій матриці з кутом стику каналів під кутом  $45^\circ$  забезпечується утворення однорідної субзернистої структури розміром близько 0,5 мкм, що позитивно впливає на механічні властивості алюмінієвого сплаву. За результатами випробувань на розтяг отримано, що рівень міцності заготовок, підданих пресуванню в матриці з кутом стику каналів  $45^\circ$ , значно перевершує аналогічний для зразків, підданих традиційному пресуванню в матриці з кутом  $90^\circ$ . Так значення межі міцності і текучості збільшуються за шість проходів для традиційного РККП (в матриці з кутом стику 900) з 250 до 462 МПа (абсолютний приріст значення межі міцності становить 212 МПа) і з 206 до 420 МПа (абсолютний приріст значення межі текучості складає 214 МПа). Із застосуванням матриці з кутом стику каналів  $45^\circ$  межа міцності і плинності збільшуються за шість проходів з 250 до 505 МПа (абсолютний приріст значення межі міцності становить 255 МПа) і з 206 до 447 МПа (абсолютний приріст значення межі текучості складає 241 МПа), відповідно. Пластичні властивості алюмінієвих зразків в процесі РККП знижуються в обох випадках. Так експериментальні дослідження зміни відносного подовження при випробуванні на розтяг показали, що рівень пластичних властивостей алюмінію після 6 проходів падає в обох випадках практично в 2 рази.

**Ключові слова:** РККП, ультрадрібнозерниста структура, інтенсивна пластична деформація, алюмінієвий сплав 6060.

**Карнаух С. Г. Експериментальні дослідження процесу розділення прокату за схемою триточкової холодної ломки згином при статико-динамічному навантаженні // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Метою даної роботи є експериментальна перевірка адекватності математичної моделі процесу розділення зразків за схемою триточкової холодної ломки згином при статико-динамічному навантаженні і розробка перспективних схем обладнання для реалізації цього процесу. Комбіноване статико-динамічне навантаження зразків при холодній ломці згином позитивно впливає на якість поділюваних заготовок, що підтверджує теоретичні висновки. Висока якість заготовок спостерігалася при поділі зразків із сталі 50ХФА: величина відхилення траєкторії тріщини від прямолінійності практично дорівнює нулю, поверхня руйнування матова, області пластичної деформації в зоні поверхні зламу були відсутні. При поділі зразків зі сталей 30, 40 за схемою триточкової холодної ломки згином спостерігалася підвищення якості заготовок у порівнянні зі статичним і динамічним навантаженням: величина відхилення траєкторії тріщини в середньому складала (0,8 ... 1,4) мм, на поверхні зламу були окремі відколи, вириви металу, мікро- і макротріщини, висота макронерівностей не перевищувала 0,3 мм. Аналіз залежностей висоти мікронерівностей від величини статичної сили показує, що для отримання заготовок високої якості рекомендується вибирати величину статичної сили в діапазоні (40 ... 50) % від сили триточкової холодної ломки згином. На підставі аналізу залежності величини відхилення траєкторії тріщини від значення границі міцності розділяємих зразків встановлено, що зі збільшенням міцності матеріалу підвищується якість заготовок. Розроблено конструкцію прес-молота з кліношарнірним механізмом з увігнутим клином для розділювальних операцій при статико-динамічному навантаженні, яка значно розширює технологічні можливості обладнання і забезпечує високу якість заготовок.

**Ключові слова:** прокат, заготовка, розділення, ломка, якість, сила, статико-динамічне навантаження.

**Аніщенко О. С., Кухар В. В., Присяжний А. Г. Вплив радіусів кривини та стоншення на напружений стан оболонок при надпластичній формовці // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Показано, що головні напруження, особливо тангенціальне напруження, залежать від головних радіусів кривини, а інтенсивність напружень залежить також і від стоншення оболонок при надпластичній формовці. Цих результатів досягнуто при надпластичній формовці заготовок з алюмінієвих сплавів AlMg5 і AlMg6 (заготовка мала змінну товщину) і модельного сплаву Sn-38% Pb надпластичної та ненадпластичної модифікації, яка визначається за величиною коефіцієнта швидкісного зміцнення, що дорівнює 0,60 і 0,25 відповідно. Для оболонок з висотою, що дорівнює радіусу її основи тангенціальні і меридіональні напруження для надпластичного сплаву Sn-38% Pb приблизно рівні (похибка – не більше 18 %). Погіршення надпластичних властивостей сплавів викликає перевищення тангенціальних напружень над меридіональними на 20–50 % у зв'язку з істотним зростанням меридіональних радіусів кривини. В оболонках з заготовок змінної товщини співвідношення головних напружень є функцією відносного радіуса основи і має вигляд параболи з мінімумом в місцях сполучення зон заготовки різної товщини. Похибка відношення інтенсивності напружень в досліджуваних оболонках до аналогічного показника для формування ідеально сферичної оболонки з нерівномірною товщиною стінки дорівнює 10 % для надпластичного сплаву Sn-38% Pb і зростає до 20–30 % для інших сплавів. Якщо припустити, що оболонка має контур ідеальної сфери і рівномірне стоншення стінок уздовж контуру, то зазначена раніше похибка відношення інтенсивності напружень зростає до 50–130 %.

**Ключові слова:** надпластична формовка, контур, радіус кривини, напруження, інтенсивність, меридіональне, тангенціальне.

**Омаров Ш. А., Махмудов К. Д. Экспериментальні дослідження магнітно-еластоімпульсного формування // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Основною метою експериментальних досліджень магнітно-еластоімпульсного формування є визначення параметрів розрядного контуру, зокрема розрядного струму, напруженості магнітного поля в зазорі між індуктором і рухливим елементом, параметрів тиску в пружному середовищі при деформації заготовки, а також параметрів прогину заготовки і товщиною деформації. Дані виміри повинні виконуватися синхронно для того, щоб здійснити перевірку коректності розрахункової моделі. В основу даних вимірювань покладені методи вимірювання тисків, конструкції датчиків тиску і їх тарування, методи вимірювання розрядного струму поясу Роговського, напруженості магнітного поля – індукційними датчиками. Запропоновано систему безрозмірних параметрів, що впливають на коефіцієнт ефективності. На основі обробки експериментальних даних отримана емпірична залежність коефіцієнта ефективності від безрозмірних параметрів. Пропонується вимірювальний стенд для комплексної перевірки розрахункової моделі з параметрами розрядного струму, електромагнітного тиску на рухомий елемент і параметри тиску в пружному середовищі при деформації заготовки в процесах магнітно-еластоімпульсного формування. При цьому зроблено тарування всіх вимірювальних перетворювачів. Зіставлення математичної моделі з параметрами розрядного струму, середнього електромагнітного тиску і тиску в пружному середовищі з результатами експериментальних вимірювань показало, що значення похибки прогнозування даних параметрів знаходяться в межах значень точності визначення параметрів кривої деформаційного зміцнення матеріалу та динамічного модуля об'ємного стиснення еластичного середовища (поліуретану).

**Ключові слова:** експериментальні дослідження, вимірювальний стенд, магнітно-еластоімпульсне формування, напруженість магнітного поля, розрядний контур, крива деформаційного зміцнення, динамічний модуль.

**Шевцов С. О. Аналіз впливу вибору температурного режиму процесу ротаційного обкочування інструментом тертя на герметичність днищ балонів // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Значне місце серед промислових виробів займає продукція з днищем. Проведено аналіз стану питання про виготовлення балонів різними способами. Досить часто балони виготовляють з декількох частин, які зварюються. Такий метод не гарантує високу надійність з'єднання металу днища й корпусу балону, а також вимагають значної кількості різноманітних виробничих операцій та обладнання, також розглянуті інші способи виготовлення пустотілих виробів. Одним із методів виготовлення балонів підвищеної міцності та герметичності є спосіб використання операції обкочування заготовки з сталюї труби інструментом тертя. Цей спосіб є доцільним з точки зору зниження собівартості для великосерійного виробництва. Ця технологія проста в реалізації, добре піддається автоматизації та не потребує значних капіталовкладень для створення серійного виробництва. Але при порушенні певних технологічних схем процесу обкочування виникають певні дефекти, що знижує якість виробів, або вимагає усунення дефектів. Метою роботи є встановлення впливу температурного режиму обкочування на процес для підвищення якості днищ балонів та ємностей з трубчастих різновтовщинних заготовок. Об'єктом досліджень є процес виготовлення днищ балонів підвищеної міцності та герметичності ротаційним обкочуванням інструментом тертя. Математичне моделювання процесу на основі рівнянь теплопровідності з урахуванням напружено-деформованого стану заготовки дозволило встановити діапазони основних параметрів процесу для подальшого моделювання методом скінченних елементів. Такими рекомендаціями будуть: початкова температура, відносна товщина стінок та відносна подача заготовки до інструмента тертя. Після моделювання були зроблені висновки: що до початку процесу обкочування оптимальною температурою нагрівання заготовки є температура приблизно рівна  $T_{\text{гом}} = 0,8$ . Підігрівання в процесі обкочування заготовки не потребує. Для тонкостінних заготовок для запобігання ефектів переплавлення та перегрівання виникає необхідність підстужування заготовки. Для товстостінних заготовок рекомендується нагрівання проводити максимально близьким до температури  $T_{\text{гом}} = 0,8$ .

**Ключові слова:** обкочування, інструмент тертя, температурний режим, балон, метод скінченних елементів.

**Каргін Б. С., Каргін С. Б., Ашихмин А. Г. Вплив форми робочої грані пуансона і технологічного мастила на енергосилові параметри вирубки-пробивки // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Представлені результати лабораторних досліджень впливу форми робочої грані пуансона і технологічного мастила (ТМ) на енергосилові параметри вирубки-пробивки. Силові параметри визначалися за показаннями розривної машини Р20. Пуансони мали наступну форму робочої грані: плоский, з одностороннім нахилом робочої ріжучої кромки ( $\alpha = 15^\circ$ ), з двостороннім нахилом різальних крайок ( $\alpha = \alpha = 15^\circ$ ), з рифленою робочою бічною поверхнею (крок  $t = 0,5$  мм і  $t = 1$  мм). Пуансони були виготовлені зі сталі У8А і мали твердість HRC 56–59. Експерименти проводилися на листових заготовках зі сталі Ст3сп товщиною 2 мм. Діаметр вирубаної деталі 52 мм.

Встановлено, що сила вирубки пуансоном з одностороннім нахилом різальних крайок мала мінімальне значення, яке в 2,4 рази менше, ніж при вирубці плоским пуансоном.

Встановлено вплив кроку рифлення бічної поверхні пуансона. Зокрема показано, що застосування пуансона з кроком рифлення  $t = 0,5$  мм дозволяє знизити силу вирубки на 22 % в порівнянні з пуансоном, що мають крок рифлення  $t = 1$  мм. Показано, що зниження силових параметрів на робочі грані пуансона дозволяє підвищити їх стійкість.

Найбільш ефективною технологічним мастилом є ТС «Укринол-8». Його застосування дозволяє на 10 % знизити силу вирубки і отримати більш якісну поверхню у вирубаної деталі.

**Ключові слова:** вирубка-пробивка, заготовка, деталь, пуансон, сила, технологічне мастило, ріжуча кромка, рифлення, стійкість, собівартість, сталь.

**Орлюк М. В., Піманов В. В., Савченко А. В. Зниження ймовірності гофроутворення при багато-перехідному витягуванні деталей з нержавіючої сталі 08X18H10T // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

В даній роботі наведені результати досліджень, виконаних на замовлення комерційної організації. Було проведено аналіз можливості оптимізації традиційної технології багатоперехідного витягування на прикладі конкретного вісесиметричного виробу зі сталі 08X18H10T. Згідно з рекомендаціями довідкової літератури для виготовлення даної деталі необхідне витягування за два переходи з притиском заготовки на кожному. За допомогою чисельного моделювання в програмному комплексі Deform 3D досліджені особливості процесу виготовлення виробу. Перевірено і підтверджено можливість прогнозування гофроутворення в середовищі Deform 3D шляхом моделювання першого переходу витягування без використання притискача. Встановлено, що реалізація першого переходу витягування без притиску заготовки неможлива. Проведено чисельне моделювання виготовлення виробу по запропонованій технології за два технологічних переходи. Визначено напружено-деформований стан напівфабрикату на переходах витягування, отримано графіки залежності зусилля процесу від переміщення пуансона. Отримані результати показали, що при створенні більш сприятливої схеми деформування (при раціональному поєднанні параметрів процесу) з'являється можливість реалізації подальших переходів витяжки без притиску. Підвищення стійкості фланця на наступних переходах за рахунок раціонального розподілу ступенів деформації і використання оптимальної геометрії матриці з конусно-тороїдальною формою робочої поверхні підтверджено практичною реалізацією розробленої технології. Різниця числових значень зусилля процесів витягування, отриманих чисельним моделюванням і в ході практичних експериментів, не перевищує 10 %.

**Ключові слова:** витягування, притиск, коефіцієнт витягування, чисельне моделювання, метод скінчених елементів, конусно-тороїдальна матриця, порожнистий виріб, гофроутворення.

**Михайлов О. В., Михайлов А. О., Баглюк Г. А., Штефан Є. В. Дослідження ущільнення та формозміни пористих заготовок при отриманні виробів з внутрішньою конусоподібною поверхнею // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Методом комп'ютерного моделювання досліджено процес штампування порошкових виробів, що мають похилу конічну поверхню. Штампування здійснювалося в штампі з кільцевим конічним компенсатором. Досліджено закономірності ущільнення і формозміни заготовок двох типів: з однорідним розподілом початкових властивостей за об'ємом та біметалеві.

Моделювання виконано на основі континуального підходу. В якості визначальних співвідношень використовувалися співвідношення теорії пластичності пористого тіла, що представляють собою узагальнення існуючих еліпсоїдальних моделей. Визначення форми заготовки, яку штампують, а також полів щільності, напруг і деформацій виконано на основі методу скінчених елементів.

Встановлено, що деформування заготовки відбувається в кілька стадій. Спочатку спостерігається радіальна течія матеріалу від центру. Потім матеріал досягає поверхні матриці і починається витікання в компенсатор. На заключній стадії матеріал повністю заповнює порожнину штампа і відбувається вирівнювання щільності за обсягом виробу, який штампують.

При штампуванні біметалевих заготовок, матеріал верхнього шару, яких більш міцний, ніж матеріал нижнього шару, відбувається видавлювання нижнього шару з під верхнього. Уникнути цього явища можна за рахунок відмінності початкових пористостей шарів.

**Ключові слова:** штампування, порошкова заготовка, біметалева заготовка, конусоподібна поверхня, пористість, теорія пластичності, метод скінчених елементів.

**Грибков Е. П., Бережна О. В., Івчик Р. С., Коваленко А. К. Дослідження впливу дискретизації об'єму на точність розрахунку процесу правки листів методом скінчених елементів // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Основним завданням при проектуванні процесів правки є визначення впливу режимів правки на енергосилові параметри процесу та кінцеву кривизну лисів. Найбільш точним методом моделювання процесу правки є метод скінчених елементів. Основним недоліком цього методу є значний час реалізації, що ускладнює вирішення задач оптимізаційного плану. Основною метою роботи було визначення мінімально достатньої кількості скінчених елементів для отримання результатів з відносно мінімальним розмахом своїх значень по мірі протікання процесу. На основі реалізації скінчено-елементної моделі процесу правки листів проаналізовано вплив дискретності розбиття об'єму матеріалу, що деформується, на точність та час розрахунку з метою зниження витрат машинного часу при вирішенні задач оптимізаційного плану для визначення режимів правки. Розрахункова схема представляла лист, що деформується, 11 робочих роликів з кроком 275 мм і діаметром 260 мм. Моделювання процесу правки було виконано для листа товщиною 10 мм, шириною 2000 мм та довжиною 3200 мм. Лист було представлено у вигляді пластично деформованого тіла, роликів – у вигляді абсолютно

жорстких тіл. Задачу було вирішено у двомірній площині і у динамічній постановці. По товщині з характеру самого процесу правки листи було розбито на п'ять елементів. При розрахунку сили правки на третьому ролику та її коефіцієнту варіації було встановлено, що при моделюванні раціональною кількістю є 6000 скінчених елементів або 1875 елементів на погонний метр. При цьому час реалізації моделі склав близько 1,17 години (Intel Core i5, 8Gb RAM) при варіації сили правки 0,01 та похибці розрахунку менше 1 % відносно більш точного вирішення. Саме ця дискретизація є раціональною для постановки та вирішення задач з оптимізації технологічних налаштувань багатороликової правильної машини.

**Ключові слова:** листоправильна машина, правка листів, скінчено-елементна модель, робочі ролики, технологічні налаштування.

**Максименко О. П., Оробцев А. Ю., Самохвал В. М., Штода М. М., Марченко К. К. Методика дослідження і аналіз зношення калібрів валків дрового блоку // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Вивчення зношення валків, як основного робочого інструменту в процесах прокатування, залишається актуальною задачею, незважаючи на численні роботи у цій галузі. Застосування нових валкових матеріалів, які забезпечують більш високу зносостійкість, вимагає додаткового вивчення особливостей їх зношення та удосконалення методики вимірювання зношення. У зв'язку з цим, метою даної роботи є розробка методики експериментального вивчення зношення валків на прикладі дрового блоку. Виконані експериментальні дослідження зношення валків дрового блоку з використанням годинникового індикатора та оптико-світлового методу. Статистична обробка отриманих даних підтвердила однорідність результатів вимірювань та можливість застосування оптико-світлового методу, як більш інформативного. Цей метод дозволяє визначати зношення по всьому контуру врізів валків. Дослідження, виконані при прокатуванні катанки діаметром 5,5 мм з використанням оптико-світлового методу, дозволили встановити, що глибина зношення врізів валків розподілена нерівномірно та істотно залежить від характеру зміни середнього тиску металу на валки. Найбільш схильні до зношення калібри четвертої та п'ятої клітей, де переважає абразивне зношення. В перших двох клітях спостерігається осповидне зношення. На знос калібрів валків певний вплив має також величина зазору між валками. При збільшенні цього зазору ймовірність звальювання розкату в калібрі зростає, що відбивається на його виробленні.

**Ключові слова:** рывчаки валків, калібри, зношення, дровий блок, оптико-світловий метод.

**Найзабеков А. Б., Лежньов С. Н., Панін Е. А., Арбуз А. С. Вплив радіально-сдвигової прокатки на мікроструктуру і механічні властивості технічного титану // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Поліпшення якості металовиробів через поліпшення мікроструктури є одним з найголовніших трендів сучасної металургії. Такий підхід дозволяє домагатися особливих властивостей без витрати дорогих легуючих добавок. Основна ідея полягає в подрібненні зеренної структури матеріалу до розмірів менш мікрона. При ука-заних розмірах зерна починають проявлятися властивості зміцнення при відносно невеликій втраті пластичності. В цьому випадку можна говорити про ультрадрібнозернисті (УМЗ) матеріали. Даний напрямок особливо актуальний для областей науки і техніки, де дуже жорсткі вимоги до розміру і ваги деталей при високій їх міцності. Це аерокосмічна техніка і медицина (імплантологія і ортопедія). Тому має сенс проводити дослідження насамперед на актуальних матеріалах. Титан відомий своєю біологічною інертністю, тому є основою для протезування. У даній роботі були проведені експерименти на технічно чистому титані за технологією, близькою до промислової реалізації. Був проведений експеримент, в ході якого довгомірн заготовка при температурі 500 °С прокочувалася з діаметра 30 мм до діаметра 13 мм на стані СВП-08. Після чого заготовка охолоджувалася водою і з неї виготовлювалися зразки для дослідження мікроструктури і зразки для дослідження механічних властивостей. Аналіз мікроструктури показав наявність рівноосної ультрадрібнозернистої структури в периферійних областях заготовки і наявність витягнутої волокнистої текстури в осьовій зоні. Міцність заготовки зросла більш ніж в 2 рази, при цьому пластичність зменшилася не настільки значно.

**Ключові слова:** радіально-сдвигова прокатка, ультрадрібнозерниста структура, титан, механічні властивості, інтенсивна пластична деформація.

**Фролов Я. В., Дьоміна К. Г., Андрєєв В. В. Порівняльний аналіз результатів моделювання та оцінки пророблюваності структури сталі 09Г2С в процесі поздовжньої прокатки трубної заготовки Ø 250 мм // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Для розвитку методу оцінки деформованого стану металу зі зміни параметрів колишньої дендритної структури в роботі виконано аналіз напружено-деформованого стану, який сформувався під час прокатки в останньому, круглomu, калібрі кліті 900 трубозаготівельного стану 900 / 750 – 3, і зіставлення результатів математичного моделювання з оцінкою пророблюваності структури трубної заготовки Ø 250 мм. Результати математичного моделювання та металографічного аналізу показали хорошу збіжність. На підставі отриманих результатів визначено зони активної і пасивної деформації та їх розташування в напрямку ½ вертикальної осі поперечного перерізу дослідженої заготовки. Глибина зони прилипання становить 12,5 мм, зона інтенсивної пластичної деформації зосереджена на відстані 50–112,5 мм від центру заготовки, центральні шари заготовки є зоною пасивної деформації. Вперше показано, що зміна зсувного напруження  $\tau_{zx}$  повністю відображає характер



зміни коефіцієнта пророблюваності структури  $K$  крупносортового прокату. При дослідженні впливу деформаційної дії на мікроструктуру сталі використання її структурної складової – хімічної неоднорідності, що успадковується від дендритної ліквідації кремнію та марганцю, – дозволяє виконати не тільки кількісну оцінку інтенсивності та локалізації деформації, але і якісно судити про зміну напруження зсуву по перерізу заготовки. Подальші дослідження в даному напрямку дозволять розширити теоретичні уявлення про формування напружено-деформованого стану металу в високих осередках деформації при прокатці та стати підставою для розробки практичних рекомендацій щодо вдосконалення технології виробництва крупносортового прокату.

**Ключові слова:** моделювання, подовжня прокатка, високий осередок деформації, трубна заготовка, напружено-деформований стан, сталь, дендритна структура, коефіцієнт пророблюваності.

**Боровік П. В. Обґрунтування профілювання фасонного ножа для розділення квадратної заготовки в гарячому стані // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Проаналізовано переваги та недоліки процесу гарячого розділення безперервнолитої квадратної заготовки на ножицях з фасонними ножами. Відзначається доцільність проведення теоретичних досліджень розділових операцій на ножицях на базі методу скінченних елементів. Метою даної роботи було теоретичне обґрунтування профілювання фасонного ножа для розділення квадратної заготовки в гарячому стані шляхом математичного моделювання на базі методу скінченних елементів. Представлено опис тривимірної математичної моделі, на базі якої виконані теоретичні дослідження процесу розділення квадратної заготовки перерізом  $120 \times 120$  мм із сталі 20 при температурі  $970^\circ\text{C}$  зі швидкістю  $70$  мм/с. Для оцінки впливу профілювання ножів на формування заготовки в зоні різку наведені результати симуляцій процесу з ножами різної конфігурації. В ході обробки даних моделювання були отримані три відносних параметра, два з яких характеризують змінання (затяжка) кінців розкату, і ще один – ромбічність торцевої поверхні. За результатами досліджень відзначено, що на якість поверхні різання істотно впливає профілювання ножів. Отримано рівняння регресії для всіх трьох параметрів якості різання, котрі дозволяють визначити оптимальні значення кутів розкриття і нахилу ріжучих кромок ножів, при забезпеченні необхідних параметрів якості різання. Запропоновано кут розкриття ріжучих кромок ножів приймати рівним  $95,6^\circ$  при куті нахилу  $7^\circ$ , що дозволить забезпечити ромбічність  $1,05$ . Результати роботи можуть бути рекомендовані для використання при прийнятті проектно-конструкторських і технологічних рішень в питаннях гарячого розділення безперервнолитої квадратної заготовки фасонними ножами на кут.

**Ключові слова:** фасонний ніж, розділення квадратної заготовки в гарячому стані, ножиці, математична модель.

**Корчак О. С., Біленець К. Є. Дослідження триботехнічних властивостей силових циліндрів гідравлічних пресів на базі інженерної методики оцінки їх ресурсу безвідмовної роботи // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Метою роботи є підвищення ресурсу безвідмовної роботи силових циліндрів гідравлічних пресів на основі дослідження їх триботехнічних властивостей, а також розробка заходів зниження загального рівня їх зношення. Найбільш визначальними з факторів зношення є тиск сполучення поверхонь тертя та швидкість їх відносного переміщення у вузлах ущільнень силових гідроциліндрів, а також рівень перепадів тиску та пов'язані з ним кавітаційні явища для корпусів і плунжерів силових гідроциліндрів. За результатами досліджень ресурсів зношення базових вузлів на базі інженерної методики оцінки їх триботехнічних властивостей побудовані чотири групи кривих, що являють собою залежності коефіцієнта прискорення випробувань, тривалості випробувань, швидкості зношення деталі та ресурсу безвідмовної роботи деталі від зусилля гідравлічного преса. Дослідженнями встановлено, що зі збільшенням зусилля гідравлічного преса: коефіцієнт прискорення випробувань робочого і зворотного циліндрів, ущільнення і направляючих рухомої поперечини зменшується; тривалість випробування робочого і зворотного циліндрів збільшується, незначно підвищується час випробування роботи ущільнень, а направляючих рухомої поперечини – навпаки зменшується; швидкість зношення робочого і зворотного циліндрів, направляючих рухомої поперечини зменшується; ресурс безвідмовної роботи робочого і зворотного циліндрів та ущільнення збільшується, а направляючі рухомої поперечини мають великий стрибок вгору. Розробка заходів постійного автоматичного контролю та запобігання наближення роботи гідравлічного преса до аварійної границі є вирішальним фактором забезпечення безвідмовної роботи його базових вузлів при умові раціонального їх проектування та відповідності показників роботи заданим експлуатаційним характеристикам.

**Ключові слова:** прес гідравлічний, циліндр силовий, тиск, рідина робоча, корпус циліндра, зношення.

**Мінков К. О., Мінков О. Н., Мартинов С. В., Калінов А. М. Мобільний комплекс для регульованого водоповітряного гартування ковальського оснащення // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Розглянуто проблему підвищення рівня стійкості інструментів для гарячого деформування сталей. Розглянуті вимоги до найбільш поширених у виробництві сталей 5ХНМ і 4Х5МФС, а також існуючі традиційні способи їх забезпечення. Описані гартувальні середовища, що застосовуються при зміцненні оснащення, показані їхні сильні та слабкі сторони. Показано порівняно новий спосіб зміцнення – водоповітряне гартування, що регулюється, його переваги перед об'ємним зануренням у середу, а також його екологічна чистота. Описані деякі стаціонарні і рухомі установки, що використовуються у даний час, а також підприємства, на яких такі установки працюють. Дано їх опис та принцип роботи.

Описана установка, розроблена на ПАО «Русполімет». Показана її принципіальна відмінність від подібних установок: застосування комп'ютерного управління роботою двофазних водоповітряних форсунок за допомогою спеціалізованого програмного забезпечення, наявність запірних електроклапанів та системи пароутримання. Дано її опис, приведені ескізи і принцип роботи. Перевагою комп'ютерного управління автори статті вважають можливість зміни інтенсивності зрошення поверхні виробу, що охолоджується, безпосередньо в процесі охолодження, що особливо важливо при загартуванні великогабаритних штампів, так як дозволяє забезпечити ізотермічні умови в області мартенситного перетворення, запобігаючи тим самим утворення тріщин і повідці металу, на відміну від безперервного охолодження металу в процесі об'ємного загартування при використанні традиційних способів. Наявність же двох дискретно регульованих охолоджувальних контурів установки дозволяє отримати диференційовану твердість робочої зони штампа і хвостовика.

Представлено також розроблений автомат для отримання водоповітряної суміші високої однорідності та щільності – двофазна водоповітряна форсунка. Дано його опис і переваги перед подібними пристроями. Розроблена методика визначення інтенсивності охолодження з використанням спеціалізованого стенду.

**Ключові слова:** установка для загартування, спосіб зміцнення, сталь 5ХНМ, штамп, форсунка, методика.

**Чоста Н. В. Рекомендації з конструювання ковальсько-пресового обладнання з клиношарнірним механізмом з увігнутих клином для розділювальних процесів // Обробка матеріалів тиском. – 2019. – № 1 (48).**

Метою статті є розроблення рекомендацій з конструювання обладнання з клиношарнірним механізмом з увігнутих клином для розділювальних операцій. Розроблено математичні моделі для розрахунку геометричних, кінематичних і силових параметрів клиношарнірного механізму з увігнутих клином. Для практичного використання запропонованих математичних моделей, результати розрахунків геометричних і силових характеристик представлені у вигляді номограм. З використанням номограм розроблено конструкцію преса з клиношарнірним механізмом з увігнутих клином. Пропонований прес з клиношарнірним механізмом з увігнутих клином принципово не має обмежень по діаметру розділюваних заготовок, оскільки такий механізм забезпечує значний вигреш в силі і змінність співвідношення між приводною і технологічною силами. Крім того, прес має значну закриту висоту штампового простору, що дозволяє розширити його технологічні можливості за рахунок реалізації більш досконалих схем відрізки з використанням штампового оснащення. В результаті підвищення жорсткості запропонованого клиношарнірного преса з увігнутих клином в 1,2 ... 1,3 рази, у порівнянні з традиційними механічними пресами, зменшується пружна деформація його деталей і приводу при реалізації розділювальних процесів, а значить – підвищується надійність роботи обладнання. При цьому підвищується коефіцієнт використання обладнання по зусиллю – від 0,3 ... 0,4 (через пружне миттєве розвантаження преса) до 0,7 ... 0,8. Також підвищується ККД нового преса внаслідок того, що приблизно на 60 % зменшується величина роботи, що витрачається на розділення, а саме – величина роботи пружної деформації машини. В цілому знижується собівартість нового преса, у порівнянні з традиційними механічними пресами для розділювальних операцій, в тому числі і тому, що деталі клиношарнірного механізму більш технологічні у виготовленні.

**Ключові слова:** прокат, заготовка, розділення, сила, якість, коефіцієнт корисної дії, жорсткість, клин, шарнір, повзун.

---

**ABSTRACTS**

---

**Chigirinsky V. V., Naumenko E. G. Some features of solution of continuum mechanics plane problem // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

Based on the argument functions method, the solution of a plane elasticity problem in classic formulation was found. The argument functions of base variables were introduced. During substitution in differential equations, abstract functions are formed, defined by the argument functions, which are used as a somewhat search tool. As a result of this search, conformities of solution existence as correlations of Cauchies-Riemann and Laplace's equations are shown. The solutions of plane problems of theory of elasticity and plasticity, received by the same method, were confronted. It was stated, that accordance with principle correlations exists between them, which approve at the use of argument functions method. Those include correlations of Cauchies-Riemann, differential Laplace's equations. The argument functions, as components of the base trigonometric and exponential functions, must be capable of satisfying them. The new result was received due to the increased difficulty of the problem by analysis of area of deformation in two states, elastic and plastic, considering their integrated influence on the strained and stressed states. Those combined deformation zones include plastic working zones of intermediate and big size, which show the signs of developed stick region, when contacting the tool. Due to the contact friction, the developed stick region extends into the depth of the deformation zone, creating the restrained zone.

**Keywords:** elasticity, plasticity, plane elasticity, argument functions, comparableness of solutions, correlations of Cauchies-Riemann, Laplace's equations, stick region.

**Alyushin Y. A. The mechanisms of natural vibrations in elastic bodies // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The energy-isolated system in the form of an elastic rod fixed between two absolutely solid supports is considered. On the basis of the energy model of mechanics, the volume distribution and time change of the elastic and kinetic energy components for the main forms of longitudinal, transverse and torsional vibrations are obtained. Based on the analysis of the structure of the kinematic invariants associated with energy, the equations for the calculation of 8 types of local energy for the particles involved in vibrations, including 2 types that do not affect the strain energy integrated in the body volume, are obtained. It is shown that, by analogy with the free vibrations of elastic bodies when the change of the geometrical structure takes place without the flow of energy through the outer boundary of the system, possible changes in the micro-volumes shown in the equations of motion and what is happening at the expense of internal energy sources without the exchange of energy with the neighbouring particles. It is suggested that the energy parts affecting the volume integral parts ensure the conservation law, and the other two types reflect the features of the differential equations of motion. The particles in the cross sections through which external influences occur to excite transverse and torsional vibrations do not change shape and volume, the energy for the deformation of the particles is not consumed. The results obtained, including the period and frequencies of oscillations, as well as the implementation of the conservation law for the volume integral values of kinetic and elastic energy, in addition to the known solutions for absolutely rigid and deformable bodies, can be considered as additional arguments for the legitimacy of the application of the energy model to solve various problems of mechanics.

**Keywords:** equations of motion, Lagrange variables, invariants, energy model, natural oscillations.

**Aliieva L. I., Aliiev I. S., Grudkina N. S., Malii K. V. Simulation of combined radial-backward extrusion process with flange part // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The methods of manufacturing core parts with flange and axial branches in extrusion process are considered. The simulation results of combined radial-backward extrusion process core part with a flange and branches by using upper bound methods are defined. For the rapid calculation of relative pressure components for kinematic elements of parallel metal flow are determined to calculate the deformation relative pressure in the element and shear and friction at the element boundaries.

It is considered that for combined extrusion with metal outflow in the radial and backward directions, intensity plastic deformation is concentrated in the areas of the outlets on transition edges of the deforming tool. There is a non-deformable rigid zone between them. The kinematic parameters of the process are found from the equilibrium condition of this zone. Under this condition, the powers applied to the rigid zone are equal on both sides. Evaluation of the laws governing the shaping and development of the billet deformed state in combined extrusion process are defined. Graphic dependencies of the billet shape, which allow us to predict the production of semi-finished products with the necessary geometric parameters, are determined.

Values of the shaping parameters and power mode by using different methods such as finite element method, upper bound method and experimental data are considered. Comparison of theoretical and experimental values in deformation pressure and flow velocity between each other and so with the results obtained by the finite element method showed the acceptability of the obtained dependencies for technological calculations of power parameters and evaluation of the parts shaping are defined.

**Keywords:** part with flange and branch, combined radial-backward extrusion process, deformation state, finite element method, shaping form, deformation force.

**Aliieva L. I., Titov A. V., Kordenko M. Yu. Simulation of transverse lateral extrusion process // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The simulation of power mode in lateral extrusion by using upper bound method allowed us to estimate the influence of geometric parameters and the type of velocity field on the reduced deformation pressure. The optimal number of rigid elements depends on the relative thickness branches of the extruded process are considered. Calculation formulas for plane strain stress in lateral extrusion, obtained by using upper bound method are shown that these results similar analogical solutions that for other problems of plane strain stress deformation in processes such as extrusion and upsetting, differing by the type of discontinuous velocity field. Refined dependences for calculating deformation pressure in matrices with a conical and rounded transition edge are determined. For the last case, a curvilinear triangular module is applied for which the construction method and calculating the components of relative pressure at the discontinuity velocity lines. Uneven distribution of deformations in the cross section of branches in the extruded process and calculate the heat generation value of the corresponding accumulated strain along the metal streamlines by using upper bound method are defined. The lateral extrusion processes with different branches in a matrix with a conical transition edge and confirmed the possibility of mutual compensation of uneven deformations with simple extrusion schemes with their mutual combination or addition. Selection of extrusion schemes in a multi-transition process or with a combined deformation, carried out character of deformations distribution can be an effective method to reduce the uneven deformation of the billets are considered.

**Keywords:** lateral extrusion, upper bound method, relative pressure, curvilinear kinematic elements, unevenness of deformation, heat dissipation.

**Kaliuzhnyi V. L., Levchenko V. N. Using the method of power balance and engineering method for the analysis of the stationary stage of cold reverse extrusion with hole expanding // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The analyze of cold reverse extrusion with hole expanding of axisymmetric hollow products in the movable die at the stationary stage is carried out by using of the method of power balance together with the engineering method. The use of the power balance method makes it possible to determine the influence of friction on the contacting surfaces of the tool with the deformation region and the elastic volumes of the deformed workpiece. The use of the engineering method made it possible to find stresses in the deformation region for the subsequent consideration of Coulomb friction in determining the power for overcoming friction forces. The solution takes into account the hardening of the metal in the deformation region during forming according to the power approximation of the true stress diagram. Formulas are obtained for determining the extrusion force and specific force on the punch and the die, as well as the yield strength of the deformed metal. The finite element simulation of hollow products with specific dimensions from steel 10 was carried out to check the adequacy of the calculation results based on the obtained dependences. Comparison of calculation results of the load of extrusion, hardening of the metal in the deformation region, the specific forces on the punch showed the possibility of using the formulas obtained for practical calculations of the process of reverse extrusion with hole expansion.

**Keywords:** reverse extrusion, hollow product, power balance method, engineering method, force and specific force, hardening, finite element method, comparison of calculation results.

**Titov V. A., Ben A. M. Modeling of the extrusion technological process of compressor blades blanks // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The purpose of research is numerical modeling of the process of aviation engines compressor blades blanks extruding with solving plastic deformation tasks, comparing simulation results with actual results.

The method of using modern modeling systems is shown, which makes it possible to significantly reduce the costs and development time of new tooling through virtual modeling of the stamping process, without making tooling and loading forging equipment. The QForm 2D/3D program was used as a process modeling system, with which you can vary the various parameters of the deformation process.

It was carried out technological process modeling of compressor blades blanks extrusion of gas-turbine engines. The extrusion process was modeled on the actual blade size and die tooling. According to the shape of the profile of the compressor blade blank, taking into account thermal expansion, models of die tooling have been created. It was considered the creating peculiarities of a 3D model, setting the model parameters in the calculation module and applying the finite element grid. It was presented the results of computer simulation, the nature of the metal flow under deformation, the power and energy parameters of the process. It was shown that the obtained results are consistent with experimental studies carried out on a series of blanks that were obtained with a gradual increase in the length of the blade to technological parameters.

It was presented a good correspondence of the extruded blade, obtained by calculation, the external form of the real workpiece, the filling of empty matrices, as well as the place of defects. The use of applied technologies for modeling the deformation process and the manufacture of stamp equipment is shown.

**Keywords:** compressor blade, extruding, numerical modeling, plastic deformation, 3D model, blank, gas turbine engine.

**Medvedev V. S., Bazarova E. V. Mathematical model of metal deformation in roughing closed girder passes // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

Closed girder passes are used at shape mills under production of a wide range of I-beams. In rough passes rectangular billets are formed during several passes into semi-finished rolled stock of I-form with a wall and rather high flanges. To improve accuracy of finished I-beams, semi-finished rolled stock in rough passes have to be formed with symmetrical flanges and with a height that ensures reliable high-altitude compression of flanges in subsequent control passes and obtaining accurate dimensions upon the width of flanges in finishing universal passes. To solve this task, the developer of the technology should have reliable methods for calculating metal deformation in passes.

The purpose of the work is to develop mathematical model of metal deformation in closed girder passes with a ratio of wall thickness to profile height equal to 0.2–0.4.

As a result of theoretical studies, mathematical model has been developed for calculating integral characteristics of metal deformation (coefficients of height deformation of a flange, open and closed flanges) depending on direct wall compression, lateral compression of flanges and geometric parameters of deformation zone. Mathematical model is based on a multifactorial theoretical experiment in dynamic formulation with varying dimensionless technological parameters of rolling (wall compression ratio in thickness, average ratio of side compression upon thickness of open and closed flanges and ratio of wall width to thickness). Limits of variation of the dimensionless technological parameters of rolling were selected according to the results of analysis of the current rolls calibrations. Metal flow in passes was investigated with using the finite element method and software package SIMULIA/ABAQUS. Graphs of coefficients' variance of height deformation of flanges, open and closed flanges from wall compression, side compression of flanges and wall width are given. Simulation results are processed with using classical regression analysis methods using the MathCad14 and SPSS programs and presented as regression dependencies. Mathematical model adequately describes metal deformation in rough closed girder passes and is recommended to be used in practice under development of rolling technology and working roll calibrations for producing high-precision I-beams.

**Keywords:** rolling, roll calibration, I-beam, girder passes, deformation, flange increment, graph, mathematical model, metal deformation.

**Remez O. A., Oginsky I. K., Kuz'mina O. M. Simulation of continuous rolling process in “oval - circle” groove system // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The development of rolling technology for various steel groups on continuous mills is currently being carried out in the absence of reliable information about the relationship between height and transverse deformations under conditions of front and rear tension and their joint action. The effect of exhaust gauge systems on rolling parameters in continuous mills is not sufficiently studied. The study of rolling parameters in the calibers of the oval-circle system (discussed on the example of the circular-oval scheme when rolling round billet in an oval caliber) was carried out using the FORGE 3D finite element program. Studies were done for steel 08X13, related to materials with increased widening. This feature of metal flow during deformation has not been studied enough, which makes it difficult to develop deformation regimes. The results presented in the article are intended, in particular, for the preparation of experimental studies.

The purpose of this work is the development of methods for studying the kinematic parameters of continuous section rolling using computer simulation methods, and determining on this basis the laws of change of technological parameters during continuous rolling in the oval-circle exhaust gauges system.

Simulation according to the specified scheme was performed for rolling cases with various combinations of front and rear tension. Studies were done for the conditions of the mismatch of the speeds of the front, rear, at the same time front and rear ends of the strip. The range of relative mismatch speeds (with respect to rolling without tension) was 2.5 ... 10 % with a multiplicity of 2.5.

The range of variation of the elongation ratio was  $\lambda = 1.043 \dots 1.529$ , it is quite characteristic for this system of calibers.

**Keywords:** FEM, gauge system, rheology, tension, elongation ratio, rolling, widening, steel grade, continuous mill.

**Gerasimenko A. V., Markov O. E., Kosilov M. S., Hvashinskiy A. S., Ivanov P. H. Investigation of the rolling process of stepped cone rings // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

A new method of rolling large-sized conical rings with a stepped profile has been investigated. The proposed method consists into deforming of the workpiece with a step in a stepped die. The paper proposed a methodology for conducting research using the finite element method. The technique is designed to determine the dependencies of the stress-strain state and the shaping of the workpiece in the process of rolling with a stepped dies. Variable parameters were the relative height of the protrusion of the stepped work-pieces, which varied in the range of 2.3 ... 2.4. On the basis of the finite element modeling, the following were established: the intensity distribution of the deformations in the forging section after rolling with a stepped die. The taper of forgings was determined, which is formed when rolling by this method. This is explained by the fact that when the ledge is compressed, there is a greater tangential deformation of the ring work-piece in the step zone than the protrusion zone due to the different height of the stepped work-piece. It was established that when rolling a work-piece with a difference of relative diameters of 0.43, when rolling, the protrusion and the ledge are deformed simultaneously. In this case, the diameter of the ledge increases more intensively than the protrusion due to which the forging acquires a conical shape. This is due to the different degrees of deformation that are formed in the protrusion and the ledge. Moreover, the degree of deformation in the ledge increases more intensively than in the ledge. The difference in degrees of deformation arises from the difference in the thickness of the walls of the protrusion and the ledge. As a result of research carried out in the work, it was found that the rolling of stepped conical billets is possible, this expands the technological capabilities of the process of rolling large-sized forgings.

**Keywords:** stepped conical ring, rolling, stepped die, strain distribution, change of shape, taper.

**Markov O. E., Zligoriev V. N., Zhytnikov R. U., Inchacov E. V., Rizak P. I. Improvement of upsetting process of four-beam workpieces with an angle of bent faces of 150 ° // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

A new method of upsetting workpieces is proposed. The method consists in upsetting of the workpieces with concave faces. A methodology for theoretical research has been developed. This technique consisted in investigating the mechanism of closing of artificial axial defects in blanks. The studies were carried out on the basis of finite element method. The main parameter of the study was the depth of the concave faces of the workpiece. This parameter varied in the range 25 %; 20 % and 15 %. The angle of the concave faces was 150°. The results of the theoretical studies were the distribution of: deformations and stresses in the body of the workpieces during the upsetting of the workpieces with concave faces. On the basis of these parameters, the index of the stressed state in the axial zone of the workpiece was established. As a result of theoretical studies it was found that the effective depth of the concave faces is the ratio of the diameters of the protrusions and ledges equal to 15 %. For this relationship, an intensive closing of the axial defect occurs. This is due to the high level of compressive stresses during the draft of workpieces with concave faces. An effective degree of deformation is established, at which an intensive closure of defects occurs. The distribution of deformations along the cross-section and the height of the workpiece has been established, as well as the change in the index of the stressed state during the deposition of blanks with concave faces. The carried out researches have allowed to draw a conclusion about high efficiency of the proposed new method of settling blanks with concave faces.

**Keywords:** concave faces, upsetting, stress-strain state, axial defects of the ingot, high-quality forgings.

**Starkov N. V., Strelkovskaya L. I. Experimental study of plasticity of aluminum alloy 2024-T4 under pulsed electrohydraulic stamping // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The modern aviation industry traditionally uses sheet metal from aluminum alloys with increased strength characteristics. When using such materials in sheet punching on mechanical presses, there is often a problem associated with their tendency to fracture with a relatively small (up to 10 %) degree of deformation. In this context, there is a need to use new advanced technologies and equipment for the manufacture of parts from these alloys.

The article is concerned the plastic properties of medium-strength structural aluminum alloy 2024-T4, which is widely used in aircraft construction, and the technological capabilities of pulsed electrohydraulic (EH) stamping. This technology makes it possible to dose the discharge energy with intensity control and precise load application to specified parts of the surface of the part, use a simpler tooling.

In the multi-pulse deformation mode of the sheets under the influence of high pressure of the liquid and at its short-term effect, relaxation processes are intensified with a decrease in deformation hardening and residual stresses in the component. Due to this, the maximum degree of plastic deformation of the alloy increases and the sheets are not springing off.

This makes it possible to manufacture parts of complex shape and stabilize their shape and size in the process of pulsed loading. These qualities of EH stamping create good prerequisites for further expanding the scope of its use.

It was established that the limiting degree of deformation of parts from alloy 2024-T4 in the process of drawing depends on the technological process of their manufacture. It was experimentally shown that the maximum degree of deformation during the pulse high-speed process of EH stamping increases and for the alloy under study it is more than 1.36 times bigger than their maximum limits for mechanical stamping by the hydraulic press.

The EH stamping can achieve high surface quality of the parts, which is important for products used in the aviation industry, which high demands are made, especially when cladding stamped sheets with soft metals.

**Keywords:** electrohydraulic, stamping, alloy, aluminum, deformation, part, technology, press, strength.

**Beygelzimer Y. Yu., Kulagin R. Yu., Savvakina D. G., Davydenko O. A., Dmytrenko V. Yu., Oryshych D. V. Influence of the severe plastic deformation on characteristics of Ti-Zr-Nb alloys // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

Alloys of the Ti-Zr system are promising materials for the manufacture of structural parts operating in chemically aggressive environments. Due to Nb, the Young's modulus of these alloys decreases from 95–110 GPa, which is typical for the Ti-Zr alloys, to 50–60 GPa and below. This allows one to bring its values to the corresponding characteristic of bone tissue, which is necessary for the mechanical compatibility of materials of medical implants, and can also be used in the technique for the manufacture of elastic elements for various purposes.

It was previously shown that alloys of the Ti-Zr-Nb system can be obtained by cold pressing and vacuum sintering of powder mixtures of titanium hydride, zirconium hydride and niobium. When using hydride powders, hydrogen plays the role of a temporary alloying element and is removed from metals during vacuum heating, simultaneously activating diffusion-controlled sintering and chemical homogenization of the powder system, as well as cleaning the surface of titanium particles from impurities (oxygen, chlorine, carbon). Despite the positive effect of hydrogen, during sintering in the absence of deformation processes (without pressure), it is not possible to reduce the volume fraction of pores below 5–8 % depending on the composition of the alloys, which negatively affects, first of all, on fatigue strength, plasticity and strength.

The article examines the effect of high-pressure torsion on the characteristics of 51Zr-31Ti-18Nb alloy (at.%), obtained by cold pressing and vacuum sintering of powder mixtures. It has been shown that severe plastic deformation

leads to the following effects: it provides a significant reduction in both the total porosity and the size of individual pores; it eliminates chemical heterogeneity of the alloy, persists after sintering; it forms a submicrocrystalline structure in the alloy; it increases the hardness of the alloy. The obtained results indicate a high potential of the high-pressure torsion for creating a corrosive and biocompatible alloy with a high complex of mechanical characteristics.

**Keywords:** nano-crystalline metals, phase transformations, microhardness, sintering, shear deformation, high pressure torsion.

**Beloshenko V. A., Beygelzimer Y. E., Voznyak Yu. V., Chishko V. V. Modification of polymeric materials by severe plastic deformation // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The results of the research are summarized and the analysis of the effect of severe plastic deformation, realized by high pressure torsion, equal-channel angular and multi- angular extrusion, T-shape equal-channel extrusion, twist and planar twist extrusion, on the structure and physics and mechanical properties of polymeric materials of various architectures. The efficiency of the application of processing methods based on the use of deformation by simple shear for modifying the structure of polymers and polymer composites is shown. Severe plastic deformation allows forming orientation in block samples of polymers, which determines a unique complex of properties. In particular, equal-channel multi-angular extrusion in glassy polymers allows the realization of a structural state that ensures an increase in their deformation-strength and impact characteristics, regardless of the direction of the load. In the case of semi crystalline polymers, it leads to a manifold increase in stiffness and strength while maintaining the initial plasticity, "invar effect", a significant improvement in tribological characteristics. In polymer composites, a change in the structural parameters of the fillers and the polymer matrix provides additional possibilities in controlling their morphology and properties. The physical mechanisms of the identified effects of structural modification are discussed.

**Keywords:** polymeric materials, severe plastic deformation, structure, physical and mechanical properties.

**Lezhnev S. N., Volokitina I. E., Arbuz A. S., Gaydarenko G. A. Study of the process of deformation of the aluminum alloy in the uniform angle angular matrix with the angle of joint of channels 45° // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

This article is described the various possible schemes of severe plastic deformation, by equal channel angular percussion (ECAP) process that allows receiving metal with ultrafine-grained structure. The results of computer simulation and on a transmission electron microscope investigations of aluminium alloy 6060 were presented. It is shown that the equal-channel angular pressing in the proposed matrix with a channel joint angle 45° provides the formation of a homogeneous subgrain structure with a size about 0.5 μm and has a positive effect on the mechanical properties of the aluminium alloy. According to the results of tensile tests, it was found that the strength level of blanks subjected to pressing in a matrix with a junction angle of 45° channels is much higher than that of samples subjected to traditional pressing in a matrix with an angle of 90°. So the values of strength and yield increase in six passes for the traditional ECAP (in a matrix with a joint angle of 90°) from 250 to 462 MPa (the absolute increase in the value of the tensile strength is 212 MPa) and from 206 to 420 MPa (the absolute increase in the value of the yield strength is 214 MPa). Using a matrix with a junction angle of 45°, the ultimate strength and yield strength increase in six passes from 250 to 505 MPa (the absolute increase in the value of the tensile strength is 255 MPa) and from 206 to 447 MPa (the absolute increase in the yield strength value is 241 MPa), respectively. The plastic properties of aluminum samples in the ECAP process are reduced in both cases. So experimental studies of changes in the relative elongation in the tensile test showed that the level of plastic properties of aluminum after 6 passes drops in both cases almost 2 times.

**Keywords:** ECAP, ultrafine-grained structure, severe plastic deformation, aluminium alloy 6060.

**Karnaugh S. G. Experimental studies of the process of rolling separation according to the three-point cold breaking scheme by bending under static-dynamic loading // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The purpose of this work is to experimentally verify the adequacy of the mathematical model of the process of separation of samples according to the three-point cold breaking by bending under static-dynamic loading and the development of advanced equipment schemes for the implementation of this process. Combined static-dynamic loading of samples during cold bending with a bend has a positive effect on the quality of shared blanks, which confirms the theoretical conclusions. High quality of the workpieces was observed when separating steel 50XΦA: the deviation of the crack trajectory from straightness is almost zero, the fracture surface is dull, there were no areas of plastic deformation in the area of the fracture surface. When separating samples from steel 30, 40 according to the three-point cold breaking by bending, an increase in the quality of the workpieces was observed compared to static and dynamic loads: the deviation of the crack trajectory averaged (0,8 ... 1,4) mm, on the surface of the fracture there were separate chips, breaks of the metal, micro and macro cracks, height macro irregularities did not exceed 0,3 mm. The analysis of dependences height of asperities on the magnitude of the static force shows that to obtain high quality blanks, it is recommended to choose the value of static force in the range of (40 ... 50) % of the force of three-point cold bending. Based on the analysis of the dependence of the deviation of the crack trajectory on the value of the tensile strength of the divided samples, it was established that with increasing material strength, the quality of the workpieces increases. The design of the press hammer with a wedge mechanism with a concave wedge for separation operations under static-dynamic loading, which greatly expands the technological capabilities of the equipment and ensures high quality of the split blanks.

**Keywords:** metal rolling, billet, separation, breaking, quality, force, static-dynamic loading.

**Anischenko A. S., Kukhar V. V., Prysiashnyi A. G. Influence of the radii of curvature and thinning on the stressed state of the shells during superplastic forming // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The authors of the article show that the principal stresses, especially the tangential stress, depend on the principal radii of curvature, and the intensity of the stresses also depend on the thinning of the shells during superplastic forming. These results were achieved with superplastic forming of blanks from aluminum alloys AlMg5 and AlMg6 (the blank had a variable thickness) and the model alloy Sn-38% Pb superplastic and non-superplastic modification (modification is determined by the magnitude of the speed hardening coefficient of 0.6 and 0.25, respectively). For shells with a height equal to the radius of their base, the tangential and meridional stresses for the superplastic alloy Sn-38 % Pb are approximately equal (the error is no more than 18 %). The deterioration of the superplastic properties of the alloys causes tangential stresses to exceed the meridional stresses by 20–50% due to a substantial increase in the meridional radii of curvature. In shells of workpieces of variable thickness, the ratio of main stresses is a function of the relative radius of the base and has the shape of a parabola with a minimum at the junction points of the workpiece zones of various thickness. The error in the ratio of stress intensity in the studied shells to the same indicator for forming an ideally spherical shell with uneven wall thickness is 10 % for the superplastic alloy Sn-38% Pb and increases to 20–30 % for other alloys. If we assume that the shell has a contour of an ideal sphere and uniform thinning along the contour, then the previously indicated error of the ratio of stress intensity increases to 50–130 %.

**Keywords:** superplastic forming, circuit, radius of curvature, stresses, intensity, meridional, tangential.

**Omarov S. A., Mahmudov K. D. Experimental study magnetic anastomoses forming // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The Main purpose of the experimental research of magnetic-anastomoses forming the definition of the parameters of discharge circuit. in particular, the discharge current, the magnetic field strength in the gap between the inductor and the moving element, the pressure parameters in the elastic medium during deformation of the workpiece, as well as the parameters of the deflection of the workpiece and the deformation thickness. These measurements must be performed synchronously in order to check the correctness of the computational model. The measurement data are based on pressure measurement methods, pressure sensor design and calibration, methods of measuring discharge current by the Rogovsky belt, magnetic field strength – by induction sensors. A system of dimensionless parameters affecting the efficiency coefficient is proposed. The empirical dependence of the efficiency coefficient on dimensionless parameters is obtained on the basis of experimental data processing. A measuring stand for complex verification of the design model on the parameters of discharge current, electromagnetic pressure on the moving element and pressure parameters in an elastic medium during deformation of the workpiece in the magnetic-anastomoses forming processes is proposed. At the same time calibration of all measuring converters is made. Comparison of the mathematical model on the parameters of discharge current, average electromagnetic pressure and pressure in an elastic medium with the results of experimental measurements showed that the error of forecasting these parameters are within the accuracy of the parameters of the deformation hardening curve of the material and the dynamic module of the volume compression of the elastic medium (polyurethane).

**Keywords:** experimental study, measuring the stand parameters of magnetic anastomoses forming, magnetic field strength, discharge circuit, the curve deformation uprajneniya, the dynamic module.

**Shevtsov S. O. Analysis of the choice of the temperature mode of the process of rotational rotation using the tool of friction for leaktightness of the bottoms of cylinders // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

A significant place among industrial products takes products from the bottom. The analysis of the state of the issue of manufacturing cylinders in various ways. Quite often, cylinders are made of several parts that are welded. This method does not guarantee the high reliability of the connection of the metal of the bottom and body of the cylinder, and also require a significant number of various manufacturing operations and equipment, as well as other methods for the production of hollow products. One of the methods of manufacturing cylinders of increased strength and tightness is the method of using the operation of rolling a billet of steel pipe with a friction tool. This method is expedient from the point of view of cost reduction for large-scale production. This technology is simple to implement, lends itself well to automation and does not require significant capital investment to create mass production. But in case of violation of certain technological schemes of the running-in process, certain defects arise, reduce the quality of products, or require the elimination of defects. The aim of the work is to establish the influence of the temperature regime of running-in on the process to improve the quality of the bottoms of cylinders and containers of tubular different thickness blanks. The object of research is the process of manufacturing bottoms of cylinders of increased strength and tightness with a rotating friction tool. Mathematical modeling of the process on the basis of the heat conduction equations, taking into account the stress-strain state of the workpiece, made it possible to establish ranges of the main process parameters for further modeling by the finite element method. Such recommendations will be: the initial temperature, the relative thickness of the walls and the relative feed of the workpiece to the friction tool. After the simulation, the conclusions were made: that prior to the start of the running-in process, the optimum temperature for heating the workpiece is approximately equal to  $T_{zom} = 0.8$ . Heating in the process of running the workpiece is not required. For thin-walled workpieces, to prevent the effects of melting and overheating, it is necessary to cool the workpiece. For thick-walled blanks, it is recommended that heating be carried out as close as possible to the temperature  $T_{zom} = 0.8$ .

**Keywords:** running in, friction tool, temperature, balloon, finite element method.



**Kargin B. S., Kargin S. B., Ashikhmin A. G. Influence of the shape of the working face of the punch and technological lubricant on the energy-power parameters of cutting-punching // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The results of laboratory studies of the influence of the shape of the working face of the punch and technological lubricant on the energy-power parameters of cutting-punching are presented. The power parameters were determined by the testimony of the P20 bursting machine. The punches had the following shape of the working face: flat, with one-sided inclination of the working cutting edge ( $\alpha = 15^\circ$ ), with double-sided inclination of the cutting edges ( $\alpha = \alpha = 15^\circ$ ), with corrugated working side surface (step  $t = 0.5$  mm and  $t = 1$  mm). The punches were made of steel U8A and had a hardness of HRC 56–59. The experiments were carried out on sheet blanks of St3sp steel with a thickness of 2 mm. The diameter of the cut part 52 mm.

It was established that the punching force with a punch with one-sided inclination of the cutting edges had a minimum value, which is 2.4 times less than when cutting with a flat punch

The effect of the grooved pitch of the side surface of the punch is established. In particular, it is shown that the use of a punch with a groove pitch  $t = 0.5$  mm makes it possible to reduce the cutting force by 22 % compared with a punch having a groove pitch  $t = 1$  mm. It is shown that the reduction of power parameters on the working faces of the punch can increase their durability. The most effective technological lubricant was "Ukrinol-8". Its use allows a 10 % reduction in the cutting force and a better surface for the cut part.

**Keywords:** cutting-punching, billet, part, punch, force, technological lubricant, cutting edge, corrugation, durability, cost, steel.

**Orliuk M. V., Pimanov V. V., Savchenko A. V. Reducing of corrugations emergence probability in the case of multistep drawing of stainless steel 08Cr18Ni10Ti parts // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The article is devoted to results of investigation which were performed bespoke commercial organization. Analysis of traditional technology optimization possibility in case of multistep drawing was performed by the example of specific axisymmetric product made of stainless steel 08Cr18Ni10Ti. According to the scientific reference recommendations the two-step drawing with clamp application at each is required in order to manufacture a product. By means of numerical modeling in software package Deform-3D process features of detail manufacturing were investigated. Predictability of corrugations emergence in Deform 3D environment was conducted and confirmed by means of numerical modeling of first drawing without clamp application. It was estimated that the first drawing realization was impossible without clamp application. Numerical modeling of detail manufacturing by proposed technology with two-step drawing was also conducted. Stress-strain rate of the semifinished product on two-step drawing and effort charts were also defined. Obtained results have shown, that in a case of more favorable scheme of deformation using (with rational combination of process parameters) the possibility of drawing steps implementation without clamp using appeared. Flange stability on following drawing steps has increased thought rational deformation ratio distribution and matrix with cone-toroidal form of a working surface using. Results have been confirmed while practical realization of proposed technology. Obtained difference between values of drawing efforts, received by means of numerical simulation and practical experiment, does not exceed 10 %.

**Keywords:** drawing, clamp, drawing ratio, numerical modeling, finite element method, cone-toroidal matrix, hollow product, corrugations emergence.

**Mikhailov O. V., Mikhailov A. O., Bagluk G. A., Shtefan E. V. Researching of compaction and forming of porous parts for obtaining forgings with the internal cone-shaped surface // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The finite-element method is used to study the process of forming a powder product with an inclined conical surface. Stamping is carried out in a stamp with an annular conical compensator. The patterns of compaction and forming of blanks of two types (with a uniform distribution of the initial properties by volume and bimetallic) are investigated.

Modeling is performed on the basis of a continual approach. The relations of the theory of plasticity of a porous body, which are a generalization of existing ellipsoidal models, were used. Determination of the shape of the stamped powder blank, as well as the fields of density, stresses and strains is carried out on the basis of the finite element method.

It is established that the deformation of the workpiece occurs in several stages. The radial flow of material from the center occurs at the beginning. Further, the material reaches the surface of the matrix and the flow into the compensator begins. At the final stage, the material completely fills the die cavity and the difference of density over the volume of the part decreases.

When stamping bimetallic blanks, the material of the upper layer is stronger than the material of the lower layer. In this case, the lower layer flows from under the upper layer. This phenomenon can be avoided due to differences in the initial porosities of the layers.

**Keywords:** stamping, powder blank, bimetallic blank, conical surface, porosity, plasticity theory, finite element method.

**Gribkov E. P., Berezshnaya E. V., Ivchyk R. S., Kovalenko A. K. Investigation of the influence of volume discretization on the accuracy of calculation of sheet editing by the finite element method // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The main task in designing straightening processes is to determine the influence of straightening modes on the energy and process parameters and the final curvature of the sheets. The most accurate method for modeling the straightening process is the finite element method. The main disadvantage of this method is the long implementation time, which makes it difficult to solve optimization problems. The main goal of the work was to determine the minimum sufficient number of finite elements to obtain results with a relatively minimal scope of their values as the process progresses. On the basis of the implementation of the finite element model of the sheet straightening process, the influence of the discreteness of partitioning the volume of a deformable material on the accuracy and calculation time is analyzed in order to reduce the cost of machine time when solving optimization problems for determining straightening modes. The design scheme was a deformable sheet, 11 working rolls with a pitch of 275 mm and a diameter of 260 mm. The straightening process was modeled for a sheet 10 mm thick, 2000 mm wide and 3200 mm long. The sheet was presented in the form of a plastically deformable body, the rollers - in the form of absolutely rigid bodies. The problem was solved in a two-dimensional plane and in a dynamic formulation. Considering the nature of the process of straightening the thickness of the sheets were divided into five elements. When calculating the straightening power on the third roller and its coefficient of variation, it was found that when modeling, the rational number is 6000 finite elements or 1875 elements per linear meter. At the same time, the model implementation time was about 1.17 hours (Intel Core i5, 8Gb RAM) with a variation of straightening power of 0.01 and a calculation error of less than 1 % relative to a more accurate solution. It is this discretization that is rational for setting and solving problems of optimizing the technological settings of levelers.

**Keywords:** levelers, straightening, finite element model, work rollers, technological settings.

**Maksymenko O. P., Orobtssev A. Yu., Samokhval V. M., Shtoda M. M., Marchenko K. K. Methods of research and analysis of wear gauges rolls wire block // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The study of roll wear as the main working tool in rolling processes remains an urgent task, despite numerous works in this area. The use of new roll materials, providing higher wear resistance, requires additional study of the features of their wear and improvement of methods for measuring wear. In this regard, the purpose of this work is to develop a methodology for the experimental study of roll wear, using the example of a wire block. Experimental studies of the wear of the rolls of the wire block using a hour indicator and optical-light method are performed. Statistical processing of the obtained data confirmed the uniformity of the measurement results and the possibility of applying the optical-light method as more informative. This method allows you to determine the wear on the entire contour of the grooves of rolls. Studies performed during the rolling of a rod of 5.5 mm in diameter using an optical-light method made it possible to establish that the depth of wear of the rolls of the rolls is unevenly distributed and significantly depends on the nature of the change in the average pressure of the metal on the rolls. Gauge of the fourth and fifth stands, where abrasive wear prevails, are most susceptible to development. In the first two stands, osteous wear is observed. The size of the gap between the rolls also has a certain influence on the wear of the roll gauges. With an increase in this gap, the probability of stalling a roll in caliber increases, which is reflected in its development.

**Keywords:** groove rolls, gauge, wear, wire rod block, optical-light method.

**Naizabekov A. B., Lezhnev S. N., Panin E. A., Arbuz A. S. Effect of radial-shear rolling on the microstructure and mechanical properties of technical titanium // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

Improving the quality of hardware through the improvement of the microstructure is one of the main trends of modern metallurgy. This approach allows us to achieve special properties without the expense of expensive alloying additives. The basic idea is to grind the grain structure of the material to a size less than micron. At the specified grain sizes, the hardening properties begin to manifest with a relatively small loss of plasticity. In this case, one can speak of ultrafine-grained (UFG) materials. This direction is especially important for areas of science and technology where there are very strict requirements for the size and weight of parts with their high strength. These are aerospace engineering and medicine (implantology and orthopedics). Therefore, it makes sense to conduct research primarily on relevant materials. Titanium is known for its biological inertness, therefore it is the basis for prosthetics. In this work, experiments were performed on technically pure titanium using a technology close to industrial implementation. An experiment was conducted in which a lengthy number billet at a temperature of 500 °C rolled from a diameter of 30 mm to a diameter of 13 mm in the mill SVP-08. After that, the billet was cooled with water, and samples were prepared for studying the microstructure and samples for studying the mechanical properties. Analysis of the micro-structure showed the presence of an equiaxial ultrafine-grained structure in the peripheral areas of the workpiece and the presence of an elongated fibrous texture in the axial zone. The strength of the workpiece has increased by more than 2 times, while the plasticity has decreased not so much.

**Keywords:** radial shear rolling, ultrafine-grained structure, titanium, mechanical properties, severe plastic deformation.

**Frolov Ya. V., Domina K. G., Andreiev V. V. Comparative analysis of the simulation results and deformability evaluation of structure of steel grade 09Г2С in the process of lengthwise rolling of the tube billet Ø 250 mm // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

To develop the method of metal deformed state evaluation by the former dendritic structure parameters change, the analysis of the stress-strain state formed into the last, round, roller pass of stand 900 of the tube preforming mill 900 / 750 – 3 during the rolling and comparing the results of simulation with the deformability structure evaluation of the tube billet with the diameter of 250 mm have been carried out. The results of simulation and metallographic analysis have showed good convergence. On these results basis, the zones of active and passive deformation and their location in the direction of one-half vertical axis within the investigated billet cross section have been determined. The stick zone depth is 12.5 mm, the zone of intensive plastic deformation is concentrated at a distance of 50 – 112.5 mm from the billet center, and the central layers of the billet are the zone of passive deformation. For the first time, it has been shown that the change in the shear stress  $\tau_{zx}$  fully reflects the nature of change in the structure deformability coefficient  $K$  of the large-size rolled metal. In the study of the strain effect on the microstructure of steel, the use its structural component – chemical heterogeneity inherited from dendritic segregation of silicon and manganese – allows to execute not only a quantitative evaluation of the intensity and localization of deformation, but also a qualitative evaluation of the change in shear stress within the billet section. Further researches in this direction will expand the theoretical concepts of the formation of metal stress-strain state in high deformation areas during the rolling and become the basis for development of practical recommendations to improve the production technology of large-section rolled products.

**Keywords:** simulation, lengthwise rolling, high deformation area, tube billet, stress-strain state, steel, dendritic structure, deformability coefficient.

**Borovik P. V. Substantiation of profiling of shaped knife for separation of square billet in hot condition // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The advantages and disadvantages of the process of separation in hot condition of billet with square shape with special shaped knives were analyzed. There is expediency of carrying out theoretical researches of cutting knives of separating operations based on finite elements method. The purpose of the work is theoretical justification of shaped knife in order to separate square billet in hot condition by mathematical simulating based on finite elements method. The description of three-dimensional mathematical model on the basis of which theoretical researches of process of separation of square billet with a section of 120 × 120 mm of steel 20 at a temperature 970 °C with speed of 70 mm/sec is performed in this article. In order to get the assessment of the impact of profiling of knives for billet's shaping in the cut zone the results are presented of simulation process of knives with different configuration. During the data processing of simulating were received three relative parameters and two of them characterize tightening (loss of thickness) of billets ending and the other one – rhombic form of the end surface. By results of the research was noticed that knives of profiling has made huge impact on quality of cut surface. The regression equations for all three parameters of quality of a cut, which allow to defining rational values of angular position and inclination of cutting surface of shaped knives, which can allow to providing necessary parameters of cut quality. It was offered to accept angular position of disclosure of the cutting edges of knives equal 95.6° at an inclination angle 7° that will allow to providing rhombic form 1.05. Results of work can be recommended for use to get solutions in design and technology questions of hot separation square billet by shaped knife on the angle.

**Keywords:** shaped knife, separation of square billet in hot condition, shears, mathematical model.

**Korchak E. S., Belenets K. Ye. Investigation of tribotechnical properties of hydraulic press power cylinders on the basis of engineering methodology for evaluating its fail-safe operating resource // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

The purpose of the work is to increase the life of the fail-safe operation of the power cylinders of hydraulic presses on the basis of the study of its tribotechnical properties, as well as the development of measures to reduce the general level of its wear. The most important determinants of wear are pressure of friction surfaces coupling and the speed of its relative moving in the seals of power cylinders, as well as the level of pressure drop and related cavitation phenomena for the bodies and plungers of power cylinders. Based on the results of the research of base units wear on the basis of the engineering methodology for evaluating its tribotechnical properties, four groups of curves were built, representing the dependence of the acceleration coefficient, the test duration, the wear rate of the part and the part non-failure operation on hydraulic press force. The researches have determined that with the increase of hydraulic press force: the coefficient of acceleration of the tests of the working and reverse cylinders, sealing and guides of the movable cross-beam is reduced; the duration of testing of the working and reverse cylinders increases, the time of working and reverse cylinders testing slightly increases, and the guides of the movable cross-beam, on the contrary, decreases; the speed of wear of the working and reverse cylinders, the guides of the movable cross-beam decreases; the lifetime of the fail-safe operation of the working and reverse cylinders and the seal increases, and the guiding of movable cross-beam has a large jump up. The development of measures of constant automatic control and prevention of the approach of the hydraulic press to the emergency border is a decisive factor in ensuring the reliability of its basic units, provided that they are of rational design and match the performance indicators to the given operational characteristics.

**Keywords:** hydraulic press, power cylinder, pressure, hydraulic fluid, cylinder body, wear.

**Minkov K. A., Minkov A. N., Martynov S. V., Kalinov A. M. Mobile complex for regulated water-air hardening of forging equipment // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

In the present article the problem of increase in firmness of the tool for hot deformation of staly is considered. Requirements to the most used for production of the equipment сталям 5HNM and 4H5MFS and also the existing traditional ways of their providing are considered. The hardening environments applied when hardening the equipment are described, also weaknesses are shown their strong. Rather new way of hardening – adjustable air-and-water tempering, its advantages before volume immersion on Wednesday and also its ecological purity is presented. Some permanent and mobile units, now in use and also the enterprises at which such installations work are described. Their descriptions and the principle of work are given.

The installation developed on PJSC Ruspolimet is described. Its fundamental differences from similar installations are shown: application of computer management of work of two-phase air-and-water nozzles by means of a specialized software, existence of locking electrovalves and the system of a paroulavlivaniye. Its description is given, sketches are provided and the principle of work is described. Authors of article consider advantage of computer management a possibility of change of intensity of irrigation of a surface of the cooled product directly in the course of cooling that is especially important when tempering large-size stamps as allows to provide isothermal conditions in the field of martensitic transformation, preventing thereby crack formation and leads of metal, unlike continuous cooling of metal in the course of volume tempering when using traditional ways. Existence of two discretely adjustable cooling circuits of installation allows to receive the differentiated hardness of the work area of a stamp and shaft.

The device which is also developed by authors for receiving air-and-water mix of high uniformity and density – a two-phase air-and-water nozzle is presented. Its description and advantages in front of similar devices is given. The technique of determination of intensity of cooling with use of the specialized stand is developed.

**Keywords:** quenching installation, hardening method, steel 5XHM, stamp, nozzle, technique.

**Chosta N. V. Recommendations on the design of forging equipment with a wedge mechanism with a concave wedge for separation processes // Material working by pressure. – 2019. – № 1 (48).**

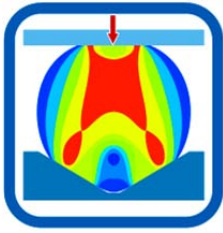
The purpose of this article is to develop recommendations for the design of equipment with a wedge mechanism with a concave wedge for separation operations. Mathematical models for calculating the geometrical, kinematic and force parameters of the wedge mechanism with a concave wedge have been developed. For the practical use of the proposed mathematical models, the results of calculations of geometric and power characteristics are presented in the form of nomograms. Using nomograms, the design of a press with a wedge mechanism with a concave wedge has been developed. The proposed press with a wedge mechanism with a concave wedge essentially has no restrictions on the diameter of the part being separated, since such a mechanism provides a significant gain in strength and variability of the ratio between the drive and technological forces. In addition, the press has a large closed height of the die space, which allows it to expand its technological capabilities through the implementation of more advanced cut patterns using die tooling. As a result of increasing the stiffness of the proposed wedge press with a concave wedge 1.2 ... 1.3 times, compared with traditional mechanical presses, the elastic deformation of its parts and drive decreases during the implementation of separation processes, and therefore increases the reliability of the equipment. This increases the utilization of equipment for the force – from 0.3 ... 0.4 (due to the elastic instantaneous unloading of the press) to 0.7 ... 0.8. The efficiency of the new press also increases due to the fact that the amount of work spent on separation decreases by about 60%, namely, the amount of work done by the elastic deformation of the machine. In general, the cost of a new press is reduced, compared to traditional mechanical presses for separation operations, also because the details of the wedge mechanism are more technological in manufacturing.

**Keywords:** hire, billet, separation, strength, quality, efficiency, rigidity, wedge, hinge, slider.

## СОДЕРЖАНИЕ

## ЗМІСТ

## CONTENT



## РАЗДЕЛ I МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

**Чигиринский В. В., Науменко Е. Г.**

Некоторые особенности решения плоской задачи механики сплошной среды 3

**Алюшин Ю. А.**

Механизмы собственных колебаний в упругих телах 12

**Алієва Л. І., Алієв І. С., Грудкіна Н. С., Малій Х. В.**

Модельовання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем 23

**Алиева Л. И., Титов А. В., Корденко М. Ю.**

Моделирование процессов поперечного бокового выдавливания 35

**Калюжний В. Л., Левченко В. М.**

Використання методу балансу потужностей і інженерного методу для аналізу усталеної стадії холодного зворотного видавлювання з роздачою 45

**Титов В. А., Бень А. М.**

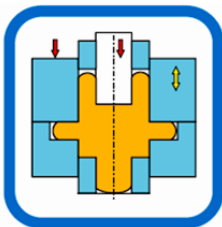
Модельовання технологічного процесу видавлювання заготовок компресорних лопаток 53

**Медведев В. С., Базарова Е. В.**

Математическая модель формоизменения металла в черновых закрытых балочных калибрах 58

**Ремез О. А., Огинский И. К., Кузьмина О. М.**

Моделирование процесса непрерывной прокатки в калибрах системы «овал-круг» 63



## РАЗДЕЛ II ПРОЦЕССЫ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ В МАШИНОСТРОЕНИИ

**Герасименко О. В., Марков О. Є., Косілов М. С., Хващинський А. С., Іванов П. П.**

Дослідження процесу розкочування ступінчастих конусних кілець 71

**Марков О. Є., Злигорєв В. М., Житніков Р. Ю., Інчаков Є. В., Різак П. І.**

Удосконалення процесу осадження чотирипроменевих заготовок з кутлом увігнутих граней 150° 77

**Старков Н. В., Стрелковская Л. И.**

Экспериментальное исследование пластичности алюминиевого сплава 2024-T4 при импульсной электрогидравлической штамповке 82

**Бейгельзімер Я. Ю., Кулагін Р. Ю., Саввакін Д. Г., Давиденко О. А., Дмитренко В. Ю., Оришич Д. В.**

Вплив інтенсивної пластичної деформації на характеристики сплаву системи Ti-Zr-Nb 88

**Білошенко В. О., Бейгельзімер Я. Ю., Возняк Ю. В., Чишко В. В.**

Модифікація полімерних матеріалів інтенсивною пластичною деформацією 94

**Лежнев С. Н., Волокитина И. Е., Арбуз А. С., Гайдаренко Г. А.**

Исследование процесса деформирования алюминиевого сплава в равноканальной угловой матрице с углом стыка каналов 45° 104

**Карнаух С. Г.**

Экспериментальные исследования процесса разделения проката по схеме трехточечной холодной ломки изгибом при статико-динамическом нагружении 110

**Анищенко А. С., Кухарь В. В., Присяжный А. Г.**

Влияние радиусов кривизны и утонения на напряженное состояние оболочек при сверхпластической формовке 118

**Омаров Ш. А., Махмудов К. Д.**

Экспериментальные исследования магнитно-эластоимпульсной формовки 123

**Шевцов С. О.**

Аналіз впливу вибору температурного режиму процесу ротаційного обкочування інструментом тертя на герметичність днищ балонів 128

**Каргин Б. С., Каргин С. Б., Ашихмин А. Г.**

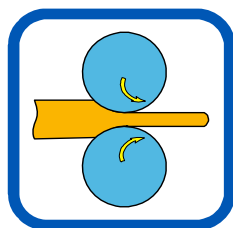
Влияние формы рабочей грани пуансона и технологической смазки на энергосиловые параметры вырубки-пробивки 135

**Орлюк М. В., Пиманов В. В., Савченко А. В.**

Снижение вероятности гофрообразования при многопереходной вытяжке деталей из нержавеющей стали 08X18H10T 138

**Михайлов О. В., Михайлов А. О., Баглюк Г. А., Штефан Е. В.**

Исследование уплотнения и формоизменения пористых заготовок при получении изделий с внутренней конусообразной поверхностью 146



### РАЗДЕЛ III ПРОЦЕССЫ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ В МЕТАЛЛУРГИИ

**Грибков Э. П., Бережная Е. В., Ивчик Р. С., Коваленко А. К.**

Исследование влияния дискретизации объема на точность расчета процесса правки листов методом конечных элементов 153

**Максименко О. П., Оробцев А. Ю., Самохвал В. М., Штода М. Н., Марченко К. К.**

Методика исследования и анализ износа калибров валков проволочного блока 157

**Найзабеков А. Б., Лежнев С. Н., Панин Е. А., Арбуз А. С.**

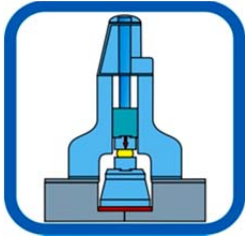
Влияние радиально-сдвиговой прокатки на микроструктуру и механические свойства технического титана

163

**Фролов Я. В., Дьоміна К. Г., Андреев В. В.**

Порівняльний аналіз результатів моделювання та оцінки пророблюваності структури сталі 09Г2С в процесі поздовжньої прокатки трубної заготовки Ø 250 мм

170



## РАЗДЕЛ IV ОБОРУДОВАНИЕ И ОСНАСТКА ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ

**Боровик П. В.**

Обоснование профилировки фасонного ножа для разделения квадратной заготовки в горячем состоянии

179

**Корчак О. С., Біленець К. Є.**

Дослідження триботехнічних властивостей силових циліндрів гідравлічних пресів на базі інженерної методики оцінки їх ресурсу безвідмовної роботи

186

**Минков К. А., Минков А. Н., Мартынов С. В., Калинов А. М.**

Мобильный комплекс для регулируемой водо-воздушной закалки кузнечной оснастки

193

**Чоста Н. В.**

Рекомендации по конструированию кузнечно-прессового оборудования с клиношарнирным механизмом с вогнутым клином для разделительных процессов

199

**АННОТАЦИИ**

204





*Наукове видання*

## **ОБРАБОТКА МАТЕРИАЛОВ ДАВЛЕНИЕМ**

Сборник научных трудов

## **ОБРОБКА МАТЕРІАЛІВ ТИСКОМ**

Збірник наукових праць

## **MATERIALS WORKING BY PRESSURE**

Collection of science papers

Технічне редагування, коректування, макетування:  
Катюха О. Л.

Формат 60 × 90/8.  
Ум. друк. арк. 27,9.  
Тираж 100 прим. Зам. № 16.

Адреса редакції:  
84313, м. Краматорськ, вул. Академічна, 72, каб. 1322,  
тел. (0626) 41-69-42, 41-67-88, факс (0626) 41-63-15,  
e-mail: [herald@dgma.donetsk.ua](mailto:herald@dgma.donetsk.ua), [nis@dgma.donetsk.ua](mailto:nis@dgma.donetsk.ua)

Видавець і виготівник  
Донбаська державна машинобудівна академія  
84313, м. Краматорськ, вул. Академічна, 72.  
Свідоцтво про внесення до Державного реєстру  
серія ДК № 1633 від 24.12.03.