

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ  
Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»

# **ВІСНИК**

## **НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ «ХПІ»**

*Серія: «Нові рішення в сучасних технологіях»*

**№ 42 (1015) 2013**

**Збірник наукових праць**

Видання засновано в 1961 р.

Харків  
НТУ «ХПІ», 2013

## **Вісник Національного технічного університету «ХПІ»**

Збірник наукових праць. Серія: Нові рішення в сучасних технологіях.. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015)– 239 с.

**Державне видання**

**Свідоцтво Держкомітету з інформаційної політики України**

**КВ № 5256 від 2 липня 2001 року**

Збірник виходить українською та російською мовами.

*Вісник Національного технічного університету «ХПІ». внесено до «Переліку наукових Фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук», затвердженого постановою президії ВАК України від 26 травня 2010 р. №1 – 05/4. (Бюлетень ВАК України №6, 2010 р. стор. 3 № 20)*

### **Координаційна рада:**

Л. Л. Товажнянський, д-р техн. наук, проф. (**голова**)

К. О. Горбунов, канд. техн. наук, доц. (**секретар**)

А. П. Марченко, д-р техн. наук, проф.; Є. І. Сокол, чл. -кор. НАНУ, д-р техн. наук, проф.; Є. Є. Александров, д-р техн. наук, проф.; А. В. Бойко, д-р техн. наук, проф.; Ф. Ф. Гладкий, д-р техн. наук, проф.; М. Д. Годлевський, д-р техн. наук, проф.; А. І. Грабченко, д-р техн. наук, проф.; В. Г. Данько, д-р техн. наук, проф.; В. Д. Дмитриєнко, д-р техн. наук, проф.; І. Ф. Домнін, д-р техн. наук, проф.; В. В. Єпіфанов, канд. техн. наук, проф.; Ю. І. Зайцев, канд. техн. наук, проф.; П. О. Качанов, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.; С. І. Кондрашов, д-р техн. наук, проф.; В. М. Кошельник, д-р техн. наук, проф.; В. І. Кравченко, д-р техн. наук, проф.; Г. В. Лісачук, д-р техн. наук, проф.; О. К. Морачковський, д-р техн. наук, проф.; В. І. Николаєнко, канд. іст. наук, проф.; П. Г. Перерва, д-р екон. наук, проф.; В. А. Пуляєв, д-р техн. наук, проф.; М. І. Рищенко, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Самородов, д-р техн. наук, проф.; Г. М. Сучков, д-р техн. наук, проф.; М. А. Ткачук, д-р техн. наук, проф.; Ю. В. Тимофєєв, д-р техн. наук, проф.

### **Редакційна колегія серії:**

**Відповідальний редактор:** Є. І. Сокол, член-кор. НАН України, д-р техн. наук, проф.

**Відповідальний секретар:** А. В. Івахненко, ст.викладач, Т. Л. Коворотний, асист.

**Члени редколегії:** Л. Л. Брагіна, д-р техн. наук, проф.; В. Г. Данько, д-р техн. наук, проф.; В. Т. Долбня, д-р техн. наук, проф.; В. Я. Заруба, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.; Б. В. Кліменко, д-р техн. наук, проф.; О. С. Куценко, д-р техн. наук, проф.; Г. І. Львов, д-р техн. наук, проф.; Н. Н. Олександров, д-р техн. наук, проф.; П. Г. Перерва, д-р екон. наук, проф.; М. І. Погорелов, канд. екон. наук, проф.; Л. Г. Раскін, д-р техн. наук, проф.; Р. Д. Ситнік, д-р техн. наук, проф.; В. Я. Терзіян, д-р техн. наук, проф.; В. І. Тошинський, д-р техн. наук, проф.; В. І. Шустіков, д-р техн. наук, проф.

*У квітні 2013 р. Вісник Національного технічного університету «ХПІ», серія «Нові рішення в сучасних технологіях», включений у довідник періодичних видань бази даних Ulrich's Periodicals Directory (New Jersey, USA).*

Рекомендовано до друку вченою радою НТУ «ХПІ»

Протокол № 9 від 01 листопада 2013 р.

© Національний технічний університет «ХПІ», 2013

УДК 539

**Л. В. АВТОНОМОВА**, канд. техн. наук, вед. науч. сотр., НТУ «ХПІ»;  
**С. В. БОНДАРЬ**, канд. техн. наук, ст. науч. сотр., НТУ «ХПІ»;  
**А. В. СТЕПУК**, канд. физ.-мат. наук, ст. науч. сотр., НТУ «ХПІ»;  
**И. Д. ПРЕВО**, науч. сотр., ОИЦ ЧАО «У.П.Э.К.», Харьков

## **ОСОБЕННОСТИ МОДЕЛИРОВАНИЯ ИЗГИБА ПЛАСТИНЫ ПОДВИЖНЫМ ПУАНСОНОМ НА ОСНОВЕ МКЭ**

Рассмотрена задача численного моделирования изгиба круглой пластины подвижным пуансоном со свободными и закрепленными краями в трехмерной постановке. Приведена разрешающая система уравнений математической постановки. Численно контактная задача реализован с помощью пакета LSDYNA.

**Ключевые слова:** математическое моделирование, пуансон, контактная задача, пластические деформации, конечный элемент, потеря устойчивости. In the paper, analysis of electromagnetic forming is considered for the bound.

**Описание проблемы.** Математическое моделирование процесса формоизменения листового металла при обработке давлением является актуальной задачей, так как позволяет гарантировать и прогнозировать параметры точности изготовления (заданных геометрических размеров) полых детали любой формы из плоской заготовки. Процесс формообразования представляет собой результат пластической деформации, при которой происходит смещение значительной части обрабатываемого металла по высоте изделия. При больших уровнях деформации и малой толщине материала заготовок возможно возникновение такого напряженно-деформированное состояния, которое может приводить к образованию трещин, разрыву металла, складок, волнистости на участках заготовки, то есть потери устойчивости заготовки второго типа при ее формоизменении. Т.к. напряженно-деформированное состояние заготовки и интенсивность упрочнения меняются в процессе формоизменения, то точно определить формы и размеры заготовки в момент начала потери ее устойчивости затруднительно. С появлением мощных численных комплексов как ABACUS, DEFORM, LSDYNA стало возможным решение нелинейных задач определения напряженно-деформированного состояния при больших пластических деформациях для объемных тел конечных размеров. Однако только корректная математическая постановка такой задачи позволяет избежать неприятности при ее реализации.

**Постановка и численная реализация задачи.** При проектировании и моделировании различных процессов ОМД методы моделирования с помощью метода конечных элементов используются для широкого класса задач, в отличие от экспериментальных исследований или теоретического анализа. В данной работе рассматривается численное моделирование процесса изгиба круглой пластины лежащей на жестко закрепленной матрице, на которую действует подвижный пуансон.

В численной модели трехмерной контактной задачи штамповки пуансоном плоского диска используется теория течения [1]. Упругими деформациями в этом случае можно пренебречь в силу их малости по сравнению с пластическими. Для описания поведения материала заготовки используется модель несжимаемого жесткопластического тела. В этом случае математическая постановка задачи включает систему уравнений:

Уравнение движения

$$\sigma_{ij,j} + \rho \frac{dv_i}{dt} = 0. \quad (1)$$

Кинематические соотношения

$$\dot{\varepsilon} = \frac{v_{ij} + v_{ji}}{2}. \quad (2)$$

Определяющие уравнения

$$\sigma_{ij} = \frac{2\bar{\sigma}}{3\dot{\varepsilon}_{ij}} \dot{\varepsilon}_{ij}. \quad (3)$$

Условие несжимаемости  $v_{ii} = 0$ .

Уравнение теплопроводности

$$\rho c \dot{T} = (k_l T_{,i})_{,i} + \beta \bar{\sigma} \dot{\varepsilon}. \quad (4)$$

Уравнение сопротивления деформации для жесткопластического материала

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\varepsilon}, T), \quad (5)$$

где  $\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}, v_i$  – тензоры напряжений, скоростей деформации и вектор скорости, соответственно,

$\bar{\sigma}, \bar{\varepsilon}, \dot{\varepsilon}$  – интенсивности напряжений, деформаций и скоростей деформаций,

$T$  – температура,

$\beta$  – коэффициент преобразования энергии деформации в тепло (0.9-0.95),

$C$  – теплоемкость,

$k_l$  – теплопроводность.

В контактных зонах производится учет трения по закону объединяющему модели Зибеля и Кулона [2]:

$$F_t = \mu \bar{\sigma} \left( 1 - e^{-\frac{1,25\sigma_n}{\bar{\sigma}}} \right) / \sqrt{3}, \quad (6)$$

где  $\mu$  – коэффициент трения,

$\sigma_n$  – нормальное контактное давление.

В такой модели контакта можно учесть и влияние низких контактных давлений, и постоянную силу трения. Значение коэффициента трения  $\mu$  для различных пар контактных материалов приведены в работе [2].

Дискретизация уравнений (1-4) производится на основе метода конечных элементов. Пуансон рассматривается как абсолютно жесткое тело при расчете деформирования заготовки. Автоматическая генерация конечно-элементной сетки для нелинейных и нестационарных процессов ОМД обеспечивает оптимальное распределение плотности сетки с мелкими элементами в областях с большими градиентами деформаций.

На рис. 1 представлена расчетная схема. Решается нелинейная трехмерная контактная задача с учетом трения. Зоны контакта: пуансон – центр пластины; пластина – ребра матрицы. Диаметр исходной заготовки (круглой пластины) составлял 25 мм, а толщина 4.7 мм.

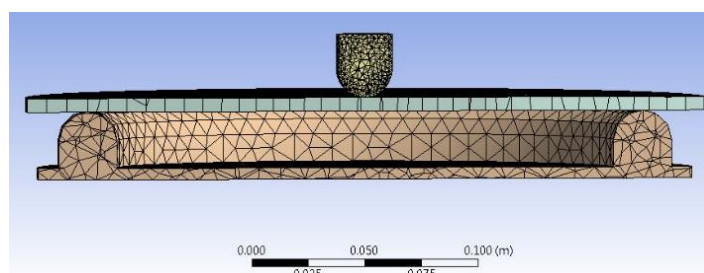


Рис. 1. – Конечно-элементная модель

Для построения модели и последующего анализа результатов моделирования использовался постпроцессор LS-PREPOST в составе пакета LS-DYNA. При разбиении модели использовались 8-узловые конечные элементы, как кубической формы, так и в форме тетраэдра. Общее количество узлов составило 6769 и 18205 элементов. В процессе моделирования в месте интенсивного формоизменения конечные элементы сильно деформировались за счет резкого изменением направления течения металла. Для улучшения сходимости результатов в процессе расчета выполнялась  $h$ -адаптивная перестройка конечно-элементной сетки. При достижении граничных значений деформаций, сетка перестраивается и происходит усреднение данных предыдущего шага расчета по новым элементам разбивки, причем перестройка сетки интенсивнее происходит в местах больших пластических деформаций.

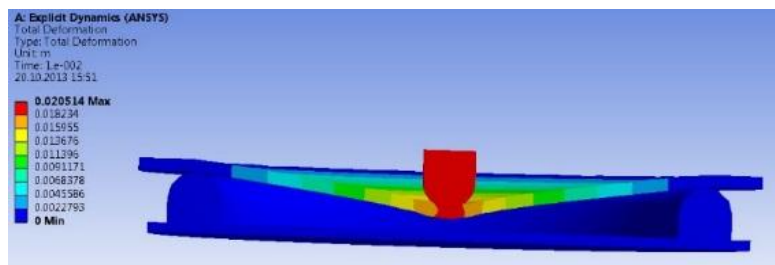


Рис. 2 – Деформация пластины с закрепленными краями

Следует отметить, что при решении контактной задачи с трением для пластины на ребрах матрицы считается, что края пластины закреплены и основание матрицы жестко закреплено. Если же края пластины свободны, то

при некоторой величине прогиба, значении скорости перемещения пуансона и усилия наблюдается потеря устойчивости (рис. 3).

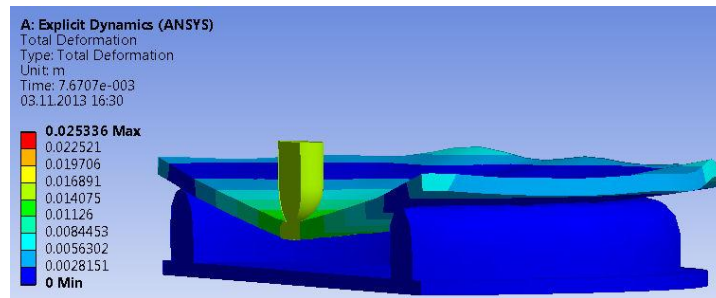


Рис. 3 – Деформация пластины со свободными краями

**Выводы.** Моделирование процесса деформирования круглой пластины при помощи пакета LS-DYNA с использованием  $r$ -адаптивной перестройки конечно-элементной сетки наиболее точно отображает изменение геометрии модели и распределение полей напряжений и деформаций. Трехмерное конечно-элементное моделирование процесса изгиба пластины показало достаточность учета вязко-пластического течения металла для обеспечения получения заданной формы и геометрии заготовки (пластины). Чтобы получить заданный прогиб и радиус в центре пластины, нужно подбирать скорость движения пуансона. Для получения заданной кривизны краев пластины, огибающей матрицу, необходимо задание корректных контактных условий, т.е. необходимо решать контактную задачу для подбора изгибающих нагрузок. При численном расчете была получена форма деформированной пластины заготовки, которая соответствует наблюдаемой на практике деформации заготовки. Конечный результат в значительной мере зависит как от формы пуансона, так и от трения в зоне контакте и свойств деформируемого материала. Точную форму деформации металла при ОМД в целом обеспечивает оптимальная позиция детали и пуансона. Необходимо рассматривать 3-мерную постановку задачи, т.к в осесимметричной постановке задачи для обеспечения заданных геометрических размеров при изгибе пластины пуансоном необходимо решать дополнительную задачу потери ее устойчивости.

**Список литературы:** 1. O. C. Zienkiewicz, Flow formulation for numerical solution of metal forming processes. In Numerical analyses of forming processes (Ed. J.F.T. Pittman, O.C.Zienkiewicz, R.D.Wood and J.M.Alexander), 1984, pp. 1-44. 2. А. Н. Леванов, В. Л. Колмогоров, С. П. Буркин и др, Контактное трение в процессах ОМД, Москва, 1976. 3. Петров А. П., Галкин В. И., Палтиевиц А. Р. «Особенности применения конечно-элементного анализа процессов обработки металлов давлением и перспектив прогнозирования структуры и свойств изделий» // Технология машиностроения. М.:2007 №8.

Поступила до редколегії 04.11.2013

УДК539

**Особенности моделирования изгиба пластины подвижным пуансоном на основе МКЭ / Автономова Л. В., Бондарь С. В., Степук А. В., Прево И. Д. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 42 (1015). – С. 3-7. Бібліогр.: 3 назви.**

Розглянуто задача чисельного моделювання вигину круглої пластины рухливим пуансоном з вільними і закріпленими краями в тривимірній постановці. Приведена вирішуюча система рівнянь математичної постановки. Чисельно контактна задача реалізована за допомогою пакету LSDYNA

**Ключові слова:** математичне моделювання, пуансон, контактне завдання, пластичні деформації, кінцевий елемент, втрата стійкості.

The problem of numerical simulation of the bending circular plate with free and fixed edges in three-dimensional setting is considered. System of mathematical equations in formulation includes in boundary conditions and moving punch. The contact problem is implemented applying the software LSDYNA for FEM models.

**Keywords:** mathematical simulation, punch, contact problem, the plastic deformation, finite element.

УДК 621.73.06-52

**И. С. АЛИЕВ**, докт. техн. наук, проф., ДГМА, Краматорск;

**П. Б. АБХАРИ**, канд. техн. наук, доц., ДГМА, Краматорск;

**О. А. ЖУКОВА**, аспирант, ДГМА, Краматорск.

### **ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ И СИЛОВОГО РЕЖИМА ПРОЦЕССА БОКОВОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ**

В статье описано применение процессов холодной объемной штамповки (ХОШ), позволяющее резко сократить расход металла при обеспечении необходимого уровня качества. С помощью конечно-элементного моделирования был изучен силовой режим процесса бокового выдавливания и формоизменение при двусторонней подаче с вариацией межосевого расстояния отростков и скоростей деформирования, что позволило сделать вывод о зависимости усилия деформирования от межосевого расстояния.

**Ключевые слова:** штамповка, боковое выдавливание, отростки, силовой режим, моделирование, межосевое расстояние.

Одной из главных проблем развития машиностроения на современном этапе развития является повышение конкурентоспособности выпускаемой продукции, обусловленной ее качеством и стоимостью. Традиционными методами изготовления деталей на предприятиях машиностроения – это литье или горячая объемная штамповка с последующей механической обработкой резанием.

Применение процессов холодной объемной штамповки (ХОШ) позволяет резко сократить расход металла при обеспечении необходимого уровня качества. Эффективность таких современных процессов ХОШ, как поперечное (радиальное и боковое) выдавливание тем выше, чем сложнее форма штампуемой детали [1-3].

При штамповке выдавливанием достигается максимальное приближение формы, размеров и качества поверхностей исходной заготовки к соответствующим параметрам готовой детали. Заготовки, полученные холодным пластическим деформированием обладают, благодаря упрочнению металла, повышенной прочностью, износостойкостью и надежностью [4].

Целью является повышение эффективности процессов штамповки деталей с боковыми отростками на основе развития математических моделей бокового выдавливания и разработка рекомендаций по проектированию технологических процессов и штамповой оснастки.

Процессы бокового выдавливания имеют большое количество вариаций схем деформирования, способов их реализации, и большим разнообразием деталей, которые возможно получать по этим схемам. Соотношение скоростей движения верхнего и нижнего деформирующего инструмента варьировалось в пределах  $V_2/V_1=0,25\dots 1$ . Что позволило достаточно полно изучить влияние разных соотношений скоростей деформирования на конечную геометрию детали. Математическое моделирование процессов бокового выдавливания деталей с отрезками было выполнено с помощью конечно-элементного моделирования. [5, 6]

Представлены схемы бокового выдавливания отрезков в разъемных матрицах, при различном смещении осей отрезков относительно центра поковки. Значение межосевого расстояния отрезков  $X$  варьировалось с шагом  $0,25 d$ . Так же варьировалось значение скоростей движения верхнего и нижнего деформирующего инструментов. Были исследованы четыре варианта соотношения скоростей деформирования  $V_2/V_1=0,25; 0,5; 0,75; 1$ . В зависимости от соотношения скоростей деформирования можно получать различные варианты геометрии детали, с различными внутренними структурами и отклонениями от эталонной формы детали. Общая схема процесса представлена на рис. 1.

Для моделирования процесса бокового выдавливания выбрали следующие параметры:

- параметры механических свойств материала заготовки М1: кривая истинных напряжений, для которой описывается уравнением  $\sigma_s(\varepsilon) = 397,3\varepsilon^{0,2}$ , предел текучести  $\sigma_{0,2} = 170$  МПа, модуль Юнга  $E=110000$  МПа, коэффициент Пуассона  $\nu = 0,3$  и коэффициент трения между материалом заготовки и инструментом  $\mu = 0,15$  (закон Зибеля).

- геометрические параметры процесса:  $d$  – диаметр заготовки ( $d = 28$  мм),  $h$  – высота канала ( $h = 28$  мм),  $r$  – радиус скругления кромок инструмента ( $r = 3,0$  мм),  $H$  – конечная высота заготовки ( $H = 70..110$  мм).

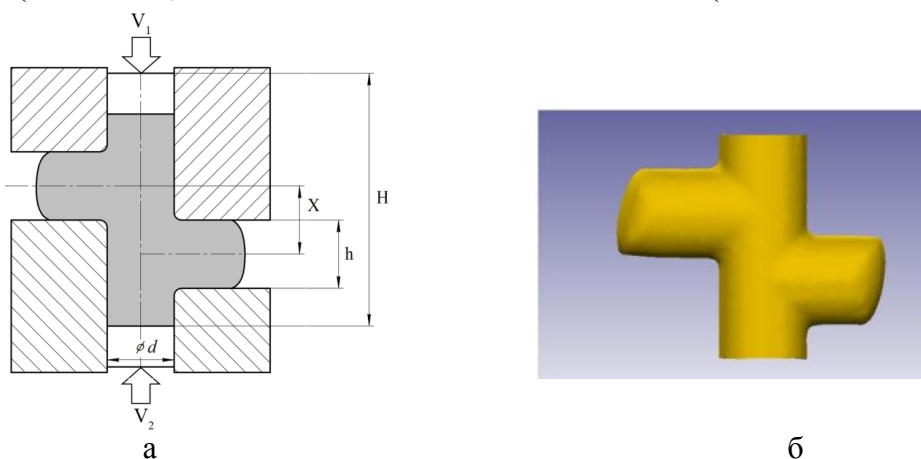


Рис. 1 – Процесс бокового выдавливания: а – общая схема; б – деталь, полученная боковым выдавливанием

В результате моделирования определен силовой режим процесса бокового выдавливания при различных скоростях движения инструмента  $V_2/V_1=1, V_2/V_1=0,75, V_2/V_1=0,5, V_2/V_1=0,25$ . График изменения максимального



усилия процесса в зависимости от параметра  $X$  представлен на рис. 2 и рис. 3 (а, б, в).

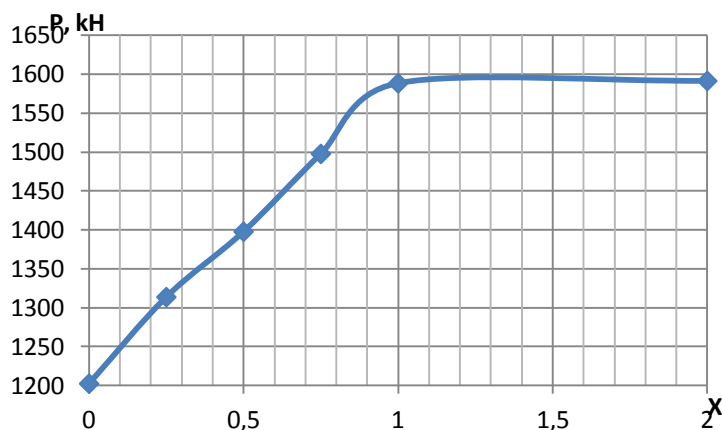


Рис. 2 – Графики зависимости номинального усилия процесса от параметра  $X$  при  $V_2/V_1=1$

Как видно из графика, при увеличении параметра  $X$ , усилие процесса возрастает фактически линейно, до значения  $X=1$ . Так происходит и при скорости движения инструмента при  $V_2/V_1=1$ ,  $V_2/V_1=0,75$ . При скорости  $V_2/V_1=0,5$  на графике наблюдается увеличение параметра  $X$ , усилие процесса возрастает линейно. При достижении параметра  $X=0,75$  усилие процесса начинает резко возрастать до значения  $X=1$ . При скорости  $V_2/V_1=0,25$  на графике видно, что на начальном этапе, при увеличении параметра  $X$  усилие процесса возрастает по параболе. При достижении параметра  $X=0,75$  наблюдается резкий скачок усилия процесса.

Максимальное значение усилия наблюдается при значении  $X=1,125$ . Так же при данной скорости следует отметить, что при соотношении скоростей движения  $V_2/V_1=0,25$  скорость образования верхнего отростка в несколько раз выше, чем нижнего. Вследствие этого, схема деформирования всё больше приближается к схеме с одним очагом деформации. Особенно явно этот эффект заметен при  $X=2$ . В этом случае очаг деформации состоит из двух независимых очагов. И практически вся деформация происходит в верхней полости. Дальше на графике усилие для всех случаев ведет себя одинаково и наблюдается дальнейшее увеличение данного параметра усилие остаётся неизменным, и даже немного снижается, вследствие того что очаг деформации разделяется на два независимых очага деформации, из которых металл течёт в боковые отростки, что и является причиной снижения усилия. Между очагами деформации находится застойная зона, размер которой никак не влияет на усилие процесса. Таким образом, можем сделать вывод о том, что увеличивая параметр  $X$  от 1 – усилие процесса будет оставаться неизменным, что позволяет получать ещё более сложные детали с отростками на разных уровнях.

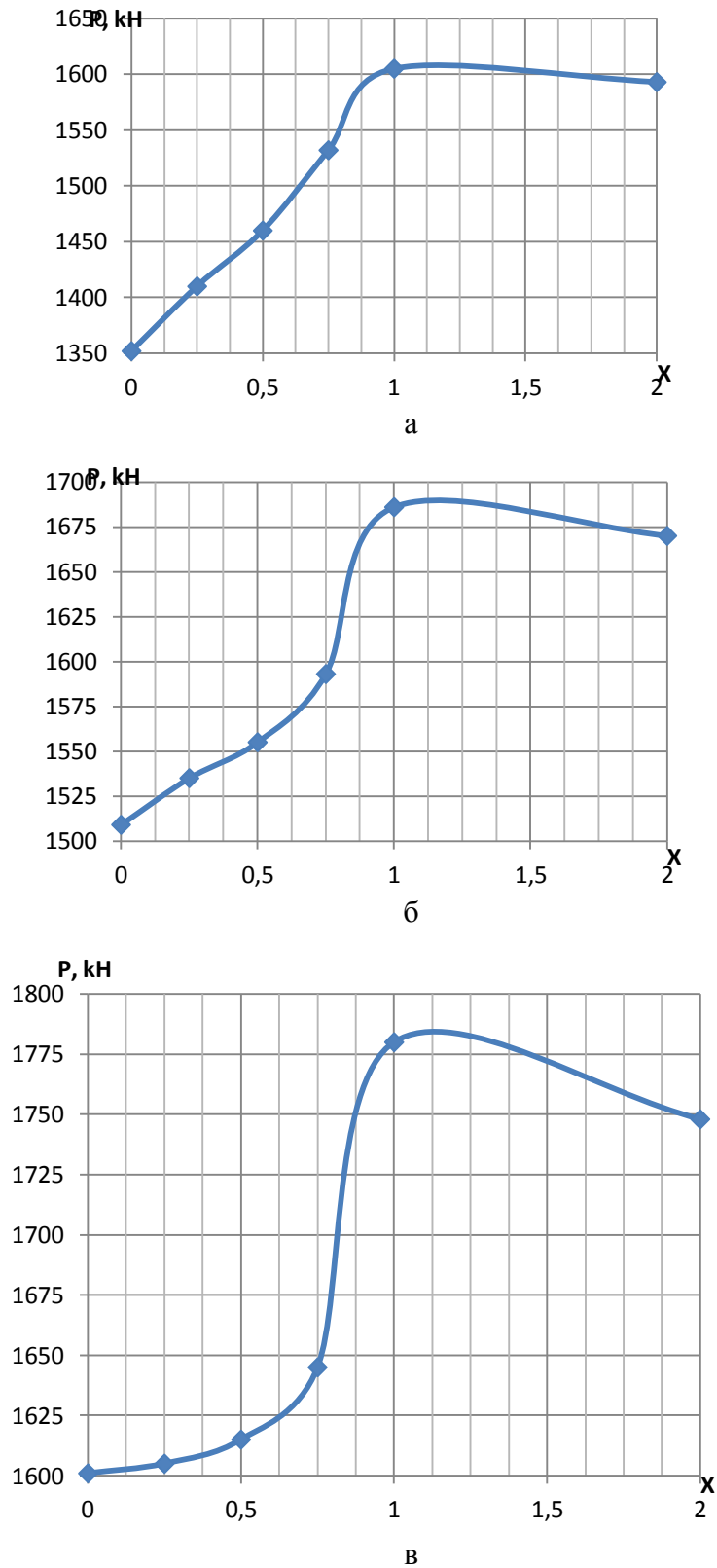


Рис. 3 – Графики зависимости номинального усилия процесса от параметра X при разном отношении скоростей:  
 а –  $V_2/V_1=0,75$ ; б –  $V_2/V_1=0,5$ ; в –  $V_2/V_1=0,25$

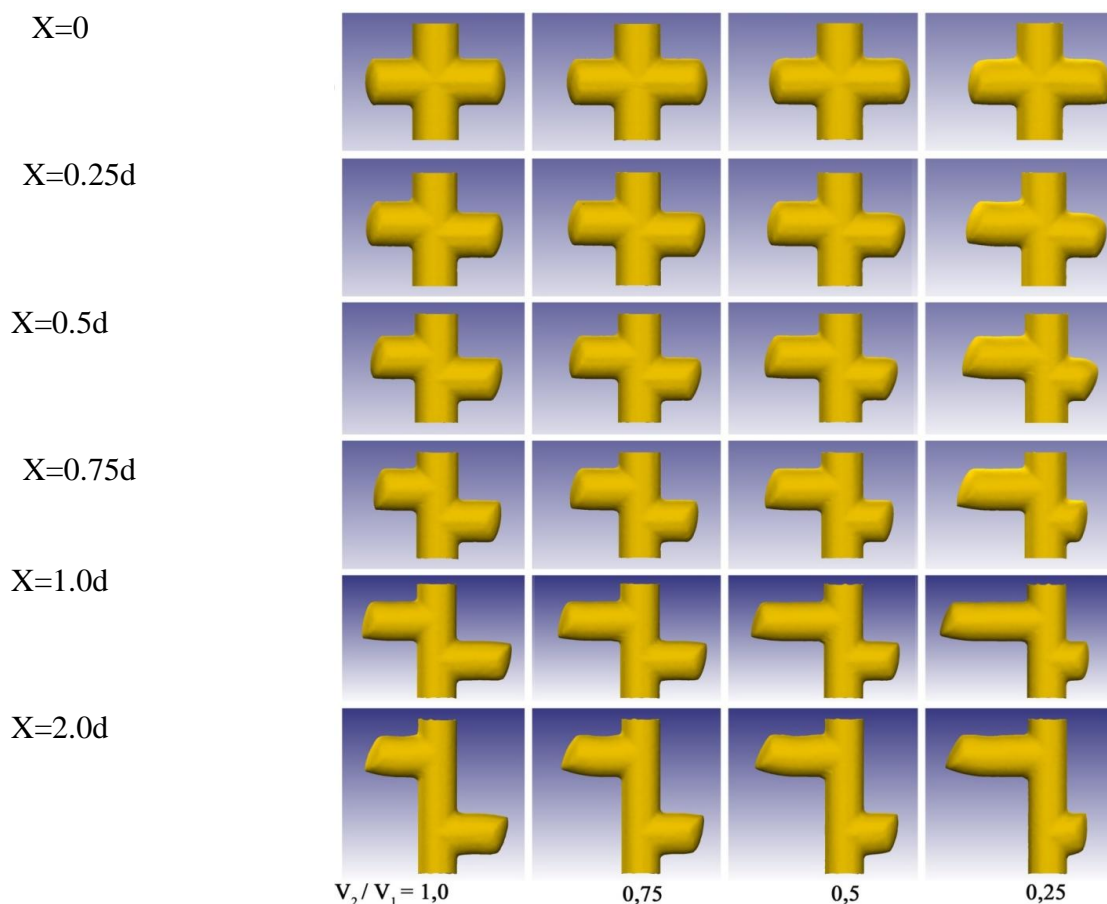


Рис. 4 – Детали полученные конечно-элементным моделированием

Для большей наглядности, все детали, полученные при помощи моделирования в DEFORM 3D, представлены на рис. 4. По оси абсцисс можем наблюдать изменение соотношения скоростей движения главного инструмента в диапазоне  $V_2/V_1=0,25...1,0$ . По оси ординат можем наблюдать изменение параметра  $X$ , коэффициента межосевого расстояния боковых отростков. Этот параметр варьируется в пределах  $X=(0...2)d$ .

Для большей наглядности, все детали, полученные при помощи моделирования в DEFORM 3D, представлены на рис. 4. По оси абсцисс можем наблюдать изменение соотношения скоростей движения главного инструмента в диапазоне  $V_2/V_1=0,25...1,0$ . По оси ординат можем наблюдать изменение параметра  $X$ , коэффициента межосевого расстояния боковых отростков. Этот параметр варьируется в пределах  $X=(0...2)d$ .

Данный рисунок даёт наглядное представление о том, как изменяются геометрические размеры поковки, дефекты торца поковки, изгиб отростка, длина отростка, при изменении того или иного параметра схемы деформирования. Что позволяет выбрать нужную схему деформирования, для необходимой конфигурации детали.

Целью проведенных экспериментальных исследований является анализ картины течения металла, по которому можно выделить очаг пластической деформации, смещённый в сторону нижней полуматрицы. Для выдавливания детали с отростками, расположенными на одной высоте использовалась

заготовка  $\varnothing 28$  мм и высотой 126,7 мм из материала М1, предварительно отожженного, а для получения детали с отростками на разной высоте использовалась заготовка  $\varnothing 28$  мм и высотой 156,7 мм из того же материала. В качестве технологической смазки в экспериментах по выдавливанию использовалась смазка ВНИИНП-232. Фото полученной детали представлено на рис. 5



Рис. 5 – Детали, полученные при выдавливании отростков: а – на одной высоте, б – на разной высоте.

**Выводы.** Методом конечных элементов исследован силовой режим процессов бокового выдавливания отростков на стержне, при двухсторонней подачей, с различными вариациями скоростей деформирования, и межосевого расстояния между отростками. Построен график зависимости усилия процесса от межосевого расстояния отростков. Установлено, что чем больше межосевое расстояние, тем выше усилие деформирования. Также установлено, что наиболее энергоемкой является схема бокового выдавливания при расстоянии между отростками равном диаметру стержневой части детали.

**Список литературы:** 1. Алиев И.С. Технологические процессы холодного поперечного выдавливания / И.С. Алиев // Кузнечно-штамповочное производство. – 1988. – №6. – С. 1-4. 2. Семёнов Е.И. Ковка и штамповка: справочник в 4 ч./ Е. И Семёнов. – М.: Машиностроение, 1987. – Т. 3 – 384 с. 3. Алиев И.С. Методы и устройства для исследования контактного пластического трения при объемном пластическом деформировании / И.С. Алиев, К. Крюгер // Кузнечно-штамповочное производство. – 2008. – №1. – С. 3-10. 4. Алиев И.С. Исследование штампов с разъемными матрицами для процессов поперечного выдавливания / И.С. Алиев, А.И. Лобанов, Р.С. Борисов, И.Г. Савчинский // Кузнечно-штамповочное производство. – 2004. – №8. – С.21-26. 5. Алиева Л.И. Совершенствование процессов холодного выдавливания осесимметричных деталей с фланцем: дис. ... кандидата тех. наук: 05.03.05 – Процессы и машины обработки давлением / Алиева Лейла Играмотдиновна. – Луганск: ВНУ им. В. Даля, 2006. – 215 с. 6. Оприщенко Т.А. Повышение стойкости пуансонов для холодного выдавливания / Т.А. Оприщенко // Кузнечно-штамповочное производство. – 2000. – № 4. – С. 23-25.

*Надійшла до редколегії 05.11.2013*

УДК 621.73.06-52

**Исследование формоизменения силового режима процесса бокового выдавливания методом конечных элементов // Алиев И. С., Абхари П. Б., Жукова О. А. // Вісник НТУ «ХП». Серія; Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП», 2013. – № 42 (1015). – С. 7-13. Бібліогр.: 6 назв.**

У статті описано застосування процесів холодного об'ємного штампування (ХОШ), що дозволяє різко скоротити витрати металу при забезпеченні необхідного рівня якості. За допомогою кінцево-елементного моделювання був вивчений силовий режим процесу бічного видавлювання та формозміна при двосторонній подачі з варіацією міжосьової відстані відростків і швидкостей деформування, що дозволило зробити висновок про залежність зусилля деформування від міжосьової відстані.

**Ключові слова:** штампування, бокове видавлювання, відростки, силовий режим, моделювання, міжосьова відстань.

The article describes the use of cold forging processes (CFP), which allows to drastically reduce the consumption of metal, while ensuring the required level of quality. The finite element method has been studied for the power mode of the lateral extrusion process and deformation state in double-sided forging with the variation of axial distance and velocity of deformation processes that led to the conclusion based deforming force of the axial distance.

**Keywords:** forging, lateral extrusion processes, lateral, power mode, simulation, center axial distance.

УДК 621.771

**А. С. АРАЛКИН**, канд. техн. наук, доц., ГВУЗ «КНУ», Кривой Рог;  
**С. И. НЕЙМИРКО**, инженер, ГВУЗ «КНУ», Кривой Рог.

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИИ МОЛОТОВОГО ШТАМПА

Выполнен анализ причин выхода из строя молотовых штампов. Дана оценка времени удара и сил, действующих на штамп при штамповке. Расчетным путем установлены температурные деформации деталей в месте установки центрирующей шпильки. Получены параметры деформации в месте сопряжения шпильки и штампа. Разработаны конструктивные мероприятия, повышающие надежность работы центрирующих шпилек и штампа в целом.

**Ключевые слова:** молотовый штамп, конструкция, центрирующие шпильки, сила удара, температурные деформации, упругие перемещения, энергия деформации, потери энергии.

**Введение.** Современное производство все более широко оснащается новым высокопроизводительным металлообрабатывающим оборудованием, которое работает на интенсивных режимах – высоких скоростях резания. К такому оборудованию, например, можно отнести 5-ти координатный обрабатывающий центр (ОЦ) с ЧПУ известной фирмы C.V. Ferrari серии D. Эти ОЦ устойчивы к термическим искажениям и оснащены системами компенсации температурных искажений и автоматической их корректировки по трем осям. Электродвигатель привода главного движения станка может работать в плавно изменяющемся диапазоне 16–20 тыс. об/мин. Для сравнения можно привести пределы частот шпинделя еще широко используемого многоцелевого станка с ЧПУ ИР-500МФ4: 21–3000 об/мин. Универсальный 5-ти осевой вертикальный ОЦ фирмы «Okuma» (Япония) уже может применяться для комплексной обработки деталей из различных материалов, в том числе и высоколегированных сталей, закаленных сталей с твердостью поверхности HRC 58...60 при скоростях шпинделя от 8 до 35 тыс. об/мин. Похожие скоростные характеристики имеют станки фирмы «KOVOSVIT DS. a.s.»

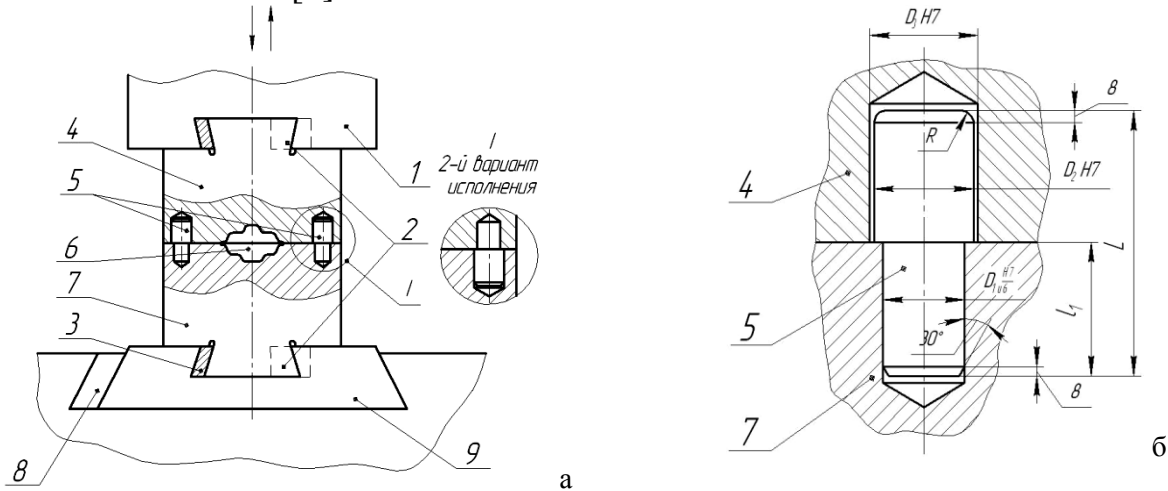
(Чехия). Вертикальные ОЦ MCV 750 RAPID и MCV 1270 RAPID могут работать при частотах вращения шпинделя до 24 тыс. об/мин [1]. Технология обработки изделий уже рассматривается в разрезе стратегии их обработки, суть которой сводится к постоянству снимаемого объема стружки в единицу времени или постоянной мощности резания. В связи с этим особенно важно обеспечить повышенную точность размеров обрабатываемой на заготовки с высоким качеством поверхности. В настоящей работе рассматривается проблема повышения точности и качества поковок штампованных, получаемых в открытых штампах, которые будут обрабатываться на современном оборудовании на форсированных режимах резания.

**Анализ последних исследований и литературы.** Известно, что перекос штампа приводит к систематически повторяющемуся браку одного и того же вида с высоким процентом отбраковки – перекос по разьему, утонение стенки и пр. Он вызван ошибками при конструировании штампов и связан с тем, что конструктор не предусмотрел в штампе направляющие [2].

Как правило, горячую объемную штамповку [3] выполняют на молотах в штампах с центрирующими шпильками (рис. 1). Этот процесс заключается в формообразовании заготовок, предварительно нагретых до температуры 1000–1200°C, в фасонных полостях штампов, сдавленных со значительным усилием. Нагрев снимает сопротивление металла деформированию, обеспечивает заполнение полости ручья сложной формы. Нагретая исходная заготовка из печи переносится в штамп, где ударами молота формируется требуемая заготовка. Оборудование для горячей объемной штамповки – штамповочный молот, устанавливаемый на массивное основание – шабот, масса которого в 20–25 раз превышает массу падающих частей, – машина ударного действия для пластической деформации металлических заготовок за счет накопленной кинетической энергии удара поступательно движущихся частей.

В процессековки на верхней части 4 штампа возникают боковые усилия, сдвигающие ее относительно нижней 7, что снижает точность штамповки и вызывает преждевременный износ полости ручья 6. Для противодействия этим усилиям в половинках молотового штампа выполняют направляющие устройства: замки или центрирующие шпильки 5 (направляющие колонки). Кроме того, шпильки применяются для выверки штампа при его монтаже на молоте и компенсации смещения хода бабы молота при его работе. Применение шпилек имеет преимущества, так как для изготовления обычных направляющих требуется с поверхности разьема штампа снять дополнительный слой металла, равный высоте направляющих. Шпильки запрессовывают с натягом в нижней части штампа по посадке Н7/у6 [4]. Для этого нижний штамп предварительно нагревают до 350–450°C и в него запрессовывают шпильки. Величина натяга составляет примерно 0,08...0,10 мм, в зависимости от диаметра шпильки. Нормальные напряжения при посадке шпилек в штамп создаются за счет линейной усадки по диаметру отверстия при охлаждении штампа. В верхней части штампа предусматривают ответные отверстия, в которые шпильки входят с зазором. Величина зазора составляет 0,5...1 мм [5].

Вся разметка на штампе: хвосты, гравюра и шпильки ведется от контрольных углов. Для этого используют две строго взаимно перпендикулярные, точно обработанные поверхности на боковых сторонах штампа. Отверстия под шпильки выполняют на точном оборудовании – фрезерно-расточных станках с ЧПУ или координатно-расточных станках, так как конусность и эллипсоидность отверстий не допускается. Применение штампов в кузнечнопрессовом производстве сдерживается их высокой стоимостью и низкой стойкостью [6].



1 – баба молота, 2 – сухари, 3 – клинья штампа, 4, 7 – верхняя (пуансон) и нижняя (матрица) части штампа, 5 – направляющие шпильки, 6 – полость ручья, 8 – клин штамподержателя, 9 – штамподержатель.

Рис. 1 – Облойная молотовая штамповка в открытом штампе:  
а – схема штампа; б – центрирующая шпилька

**Цель исследований, постановка проблемы.** Целью настоящей работы является установление основных причин выхода из строя молотовых штампов и разработка мероприятий по их совершенствованию конструкции, обеспечивающих надежное закрепление центрирующих шпилек и бесперебойную работу штампа в целом.

**Материалы исследований.** Штампы работают в тяжелых условиях с обязательным разогревом перед началом работы. Опыт их эксплуатации в условиях кузнечнопрессового цеха ОАО «Криворожгормаш» (г. Кривой Рог) показывает (табл. 1), что более половины случаев (рис. 2) выхода из строя штампов связано с выпадением направляющих шпилек из посадочного места.

Выпавшая шпилька часто попадает на гравюру или в полость ручья штампа, что при повторном ударе молота вызывает трещины или даже разрушение штампа. Главная опасность – возможный травматизм штамповщика или людей, находящихся поблизости.

Оценку создания наиболее опасных условий для выпадения направляющих шпилек штампа выполняли по результатам аналитических исследований. Расчетным путем определяли распределение энергии падающих частей паровоздушного молота штамповочного марки 17КП (МА 2147) и определяли коэффициент восстановления.



Таблица 1. Анализ причин выхода из строя молотовых штампов на ОАО «Криворожгормаш» (2006...2008 г.г.)

№ п/п	Причины поломок молотовых штампов	Кол-во штампов	Долевая часть, %
1	Трещины в штампе	32	8,96
2	Потеря формы и размеров поковки	42	11,76
3	Забойны зеркала штампа	36	10,08
4	Износ хвостов штампа	34	9,53
5	Выпадение шпилек	186	52,1
6	Другое (заклинивание поковки в штампе, комбинация дефектов)	27	7,57
7	ИТОГО:	357	100%

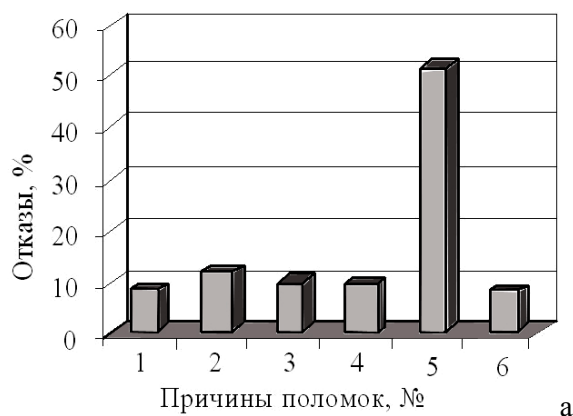


Рис. 2 – Количественная оценка причин входа из строя молотовых штампов: а – гистограмма поломок; б – шпилька, выпавшая из гнезда штампа

*Основные характеристики молота:* энергия удара 125000 Дж, масса падающих частей  $m=5000$  кг, давление сжатого воздуха 0,6–0,7 МПа, масса шабота 99420 кг, масса молота общая с шаботом 140360 кг.

Силу удара  $F$  в расчетах определяли из условия изменения количества движения, т.е.  $m \cdot dV = F \cdot dt$ . Время удара  $dt = 2L/c$ ,  $c = 5850$  м/с – скорость звука в стали,  $L$  – характерный размер молота. Для завершающей стадииковки за характерный размер принимали высоту нижней части штампа – 0,4...0,8 м. Рассчитанная по таким исходным данным сила удара составила 1200 тн.

Работа, затрачиваемая на подъем молота, равна увеличению его потенциальной энергии:  $E_i = m_1gh$ . При падении молота его потенциальная энергия переходит в кинетическую. Таким образом, затрачиваемая работа равна кинетической энергии тел в начале удара по раскаленному металлу:

$$E_1 = \frac{m_1 v_1^2}{2} \quad (1)$$

Скорость падающей части: 
$$v_1 = \sqrt{\frac{2E_i}{m}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 125000}{5000}} = 7,07 \text{ (м/с)}.$$



Начальная скорость деформации равняется 6–8 м/с, конечная – 0 м/с, а ее продолжительность 0,003...0,002 с [4]. Согласно теоремы Карно потерянная при неупругом ударе кинетическая энергия  $\Delta E = E_1 - E_2$  идет на деформацию поковки и нагрев тел

$$\Delta E = E_1 - E_2 = \frac{1-k}{1+k} \cdot \left[ \frac{m_1}{2} (u_1 - v_2)^2 + \frac{m_2}{2} (u_2 - v_1)^2 \right], \quad (2)$$

где  $v_1$  и  $v_2$  – скорости тел до удара;

$u_1$  и  $u_2$  – скорости тел после удара;

$m_2 = 135360$  кг – масса неподвижных частей (шабота и опертого на него молота, без подвижных частей);

$k$  – коэффициент восстановления штампа:

$$k = \frac{u_2 - u_1}{v_1 - v_2}, \quad (3)$$

При абсолютно пластичном ударе  $k = 0$ ; при упругом ударе  $k = 1$ .

Реальный удар всегда упруго-пластичный, причем, в начале штамповки  $k = 0,15-0,4$ , в процессе формирования поковки штампованной (собственно штамповка)  $k = 0,5-0,65$  и в конце штамповки (при последнем ударе)  $k = 0,7-0,8$  [5].

Учитывая (1) после преобразований для неподвижного фундамента молота ( $v_2 = 0$ ) [6]

$$\Delta E = (1 - k^2) \cdot \frac{m_2}{m_1 + m_2} \cdot E_1. \quad (4)$$

Вредная энергия, теряемая на сотрясение основания

$$E_2 = E_1 - \Delta E_2 = E_1 \left[ 1 - (1 - k^2) \cdot \frac{m_2}{m_1 + m_2} \right], \quad (5)$$

Соотношения между распределением энергии и коэффициентами восстановления (табл. 2) показывают, что наиболее опасными для молотового штампа являются последние удары молота, когда поковка уже практически полностью сформирована.

Таблица 2. Зависимость энергии деформации и энергии упругости от ударов на разных стадияхковки

$k$	$k=0$	$k=0,25$	$k=0,55$	$k=0,75$	$k=1,0$
$\Delta E$	120547,16	113012,96	84081,64	52739,38	0
$E_2$	4452,84	11987,04	40918,36	72260,62	125000

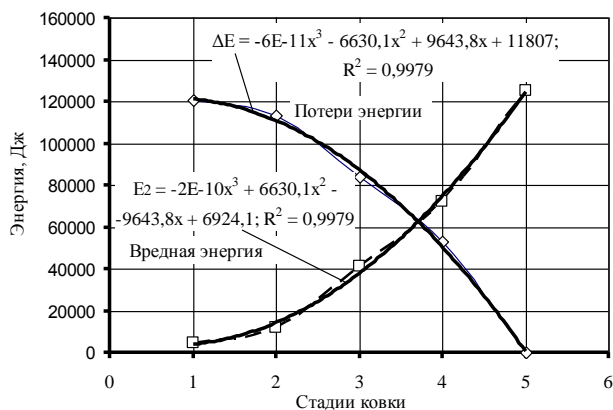


Рис. 3 – Анализ затрат энергии деформации

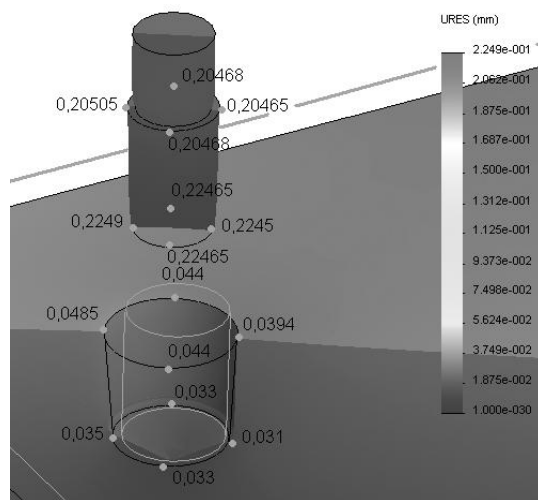


Рис. 4 – Деформации в сопряжении шпильки

Аппроксимация потерь энергии, как функция этаповковки (рассмотрено 5 этапов) описывается полиномом 3-ей степени, достоверность аппроксимации  $R^2=0,6679$ , Дж:

$$\Delta A = -6 \cdot 10^{-11} x^3 - 6630,1x^2 + 9643,8x + 11807. \quad (6)$$

Энергия, затрачиваемая на деформацию нижней части штампа и основания молота,  $R^2=0,6679$ , Дж:

$$A_2 = -2 \cdot 10^{-10} x^3 - 6630,1x^2 + 9643,8x + 6924,1. \quad (7)$$

При максимальном сближении верхней и нижней частей штампа [5] проявляется нагрузочная фаза, при которой кинетическая энергия преобразуется в энергию упругого деформирования сталкивающихся частей штампа в месте их контакта. Фактически в концековки вся энергия удара падающих частей молота передается штампу. После максимального сближения, начинается вторая фаза – разгрузочная, при которой размеры и форма тел восстанавливаются. При исследовании соударяющихся тел методами элементарной механики предполагается, что отдельные части каждого тела в результате удара одновременно испытывают одинаковые изменения своего состояния.

Для определения характера напряжений в зоне контакта центрирующей шпильки с поверхностью посадочного отверстия нижней части штампа и оценки их деформаций (перемещений) в момент удара использовали программное обеспечение *SolidWorks*. На примере сопряжения  $\varnothing 50H7^{(0,025)}/u6^{(0,070)}$  установлено, что на конечной стадииковки деформация отверстия и шпильки различна как по длине сопряжения так и в поперечных направлениях (рис. 4), что связано с разной толщиной прилегаемого материала штампа. В момент удара нижняя часть штампа упруго деформируется и проседает (показано тонкой линией), отверстие расширяется и его усредненный диаметр под действие растягивающих напряжений увеличивается до  $\varnothing 50,077$  мм. Шпилька под действием напряжений сжатия уменьшается в среднем до  $\varnothing 49,57$  мм. При этом,

максимально возможный первоначальный натяг в сопряжении – 86 мкм полностью ликвидируется. Под действием обратных упругих деформаций нижняя часть штампа возвращается в исходное положение выталкивает направляющую шпильку. Таким образом создаются условия для их выпадения.

Соприкасаясь с металлом, нагретым до температурыковки (1000–1200°C), штамп тоже разогревается. Нагрев молотового штампа меняется циклически, возрастая при каждом ударе, и к концу штамповки температура достигает 450°C на глубине 1–0,5 мм от контактной поверхности в нижней неподвижной части штампа и 300°C в верхней подвижной его части [8].

Расчеты температурных деформаций штампа показали, что за счет разных значений коэффициента линейных расширений материала штампа Стали 5ХМА ( $\alpha_1=14,1 \cdot 10^{-6}$ ) и материала направляющей шпильки Стали 40Х ( $\alpha_1=12,2 \cdot 10^{-6}$ ) натяг в сопряжении шпилек с нижней частью штампа может уменьшаться до 18,9 мкм.

Таким образом, образование в процессе штамповки, особенно в ее конечной стадии, значительных температурных градиентов по сечению штампа, а также циклический характер теплового воздействия в сочетании с циклически изменяющимися волнами напряжений создают неблагоприятные условия для запрессованных в штамп направляющих шпилек. Это создает условия для их выпадения из посадочного места, так как в таких тяжелых условиях никакая посадка с натягом не выполнит своей функции.

Идея работы состоит в том, чтобы направляющие шпильки после запрессовки в нижнюю часть штампа развальцовывать изнутри в их концевой части. Для этого разработаны варианты способов внутренней развальцовки полых и сплошных шпилек (рис. 5).

Шпильки рекомендуется устанавливать на переходных посадках или на посадках с натягом [9].

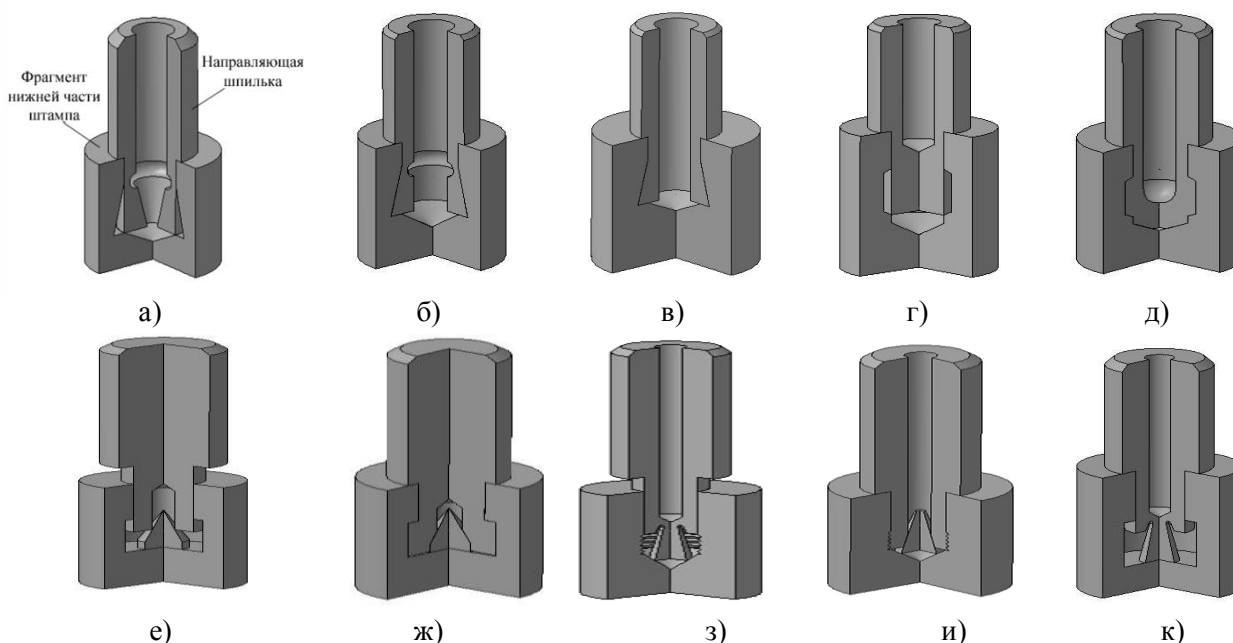


Рис. 5 – Варианты способов внутренней развальцовки направляющих шпилек

Шпильку устанавлюють в обратное коническое гнездо (рис. 5, а) и фиксируют развальцовкой (раздачей) напуска путем прошивания цилиндрической насадки (рис 5, виды б и в). Шпильку можно зафиксировать раздачей ее конца в цилиндрической выточке (виды г и д). Шпильку можно установить в гнездо с предварительно введенной в него конической вставкой (вид е). Путем осадки шпильки до уступа постигают раздачу нижней ее части в выточку гнезда (вид ж). Более совершенная конструкция соединения, когда конус выполнен как одно целое с направляющей шпилькой (вид з) и соединен с ней тонкой перемычкой. При осадке шпильки до уступа перемычка разрывается, а конус раздает ее конец, который фиксируется в отверстии кольцевыми рифтами (вид и). Такое же решение может быть использовано в соединении с раздачей конечной части шпильки в цилиндрической выточке но с полый шпилькой (вид к).

Предложенные конструктивные решения прошли апробацию в условиях Криворожского завода горного машиностроения (КЗГМ), г. Кривой Рог. По результатам испытаний молотовых штампов усовершенствованных конструкций не было отмечено ни одного случая выпадения направляющих шпилек.

#### **Выводы.**

1. По результатам анализа существующих конструкций молотовых штампов установлено, что они не могут обеспечить изготовление качественных заготовок – поковок штампованных для их механической обработки на современном высокоскоростном оборудовании.

2. Установлена главная причина выхода из строя штампов – выпадение направляющих шпилек (свыше 52%).

3. Показано, что для молотовых штампов с массой падающих частей 500 кг сила удара в концековки, когда заготовка уже практически сформирована, может достигать 1200 тн.

4. Путем моделирования с применением программного обеспечения SolidWorks и расчетов температурных деформаций штампа установлено, что натяг в сопряжении направляющей шпильки и штампа полностью ликвидируется.

5. Доказано, что циклически изменяющиеся волны значительных напряжений в сочетании с тепловыми воздействиями создают условия, при которых ни одна посадка с натягом не выполнит свои функции.

6. Разработан ряд конструктивных решений установки направляющих шпилек в нижней части штампа с их развальцовкой изнутри в нижней части. Промышленная апробация штампов новой конструкции подтвердила их работоспособность.

**Список литературы:** 1. *Аралкин А.С.* Экспериментальные исследования влияния режимов резания на шероховатость обрабатываемой поверхности/ *А.С. Аралкин, А.В. Гальченко, Т.А. Готовец, К.А. Аралкина* // Вісник Криворізького технічного ун-ту, № 24.– КТУ. – м. Кривий Ріг, 2009. – С. 76-81. 2. *Титов Ю.А.* Контроль качества поковок / *Ю.А. Титов, А.Ю. Титов.* Ульяновск: УлГТУ, 2008.– 70с. 3. *Ковка и объемная штамповка.* Справочник. – Т.1. – Под редакцией *М.В. Сторожева.* – М. Машиностроение, 1967. – 436 с. 4. *Машины и технология обработки металлов давлением.* – Под

редакцией Живова Л.И. – Киев: Вища школа. – 1987. – 213 с. **5. Живов Л.И.** Кузнечно- штамповочное оборудование. Молоты. Винтовые прессы. Ротационные и электрофизические машины./ Л.И. Живов, А.Г.Овчинников – К.: Вища школа, 1985. – 280 с. **6.** Теоретическая механика. Под ред. Б.Н. Фрадлина. – Львов: «Издательство Львовского университета», 1969. – 312 с. **7. Ребельский А.А.** Основы проектирования процессов горячей объемной штамповки. / А.А. Ребельский – Под ред. С.Г. Соловцева. – М.: Машиностроение, 1965. – 293 с. **8. Семенов Е.И.** Ковка и объемная штамповка./ Е.И.Семенов – М.: Высшая школа, 1972. -352 с. **9. Орлов П.И.** Основы конструирования / П.И. Орлов – Кн. 2 М.–: Машиностроение, 1972, 525 с.

Надійшла до редколегії 26.11.2013

УДК 621.771

**Совершенствование конструкции молотового штампа / Аралкин А. С., Неймирко С. И.** // Вісник НТУ «ХПИ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПИ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 13-21. Бібліогр.: 9 назв.

Виконано аналіз причин виходу з ладу молотових штампів. Дана оцінка часу удару і сил, які діють на штамп при штампуванні. Розрахунковим шляхом встановлено температурні деформації деталей в місці установки центруючої шпильки. Отримані параметри деформації в місці сполучення шпильки і штамп. Розроблені конструктивні заходи, що підвищують надійність роботи центруючих шпильок і штамп в цілому.

**Ключові слова:** молотовий штамп, конструкція, центруючі шпильки, сила удару, температурні деформації, пружні переміщення, енергія деформації, втрати енергії.

The analysis of reasons of death hammer of stamps is executed. The estimation of time of blow and forces, operating on a stamp at stamping, is Given. A calculation path is set temperature deformations of details in the place of setting of centering hairpin. The parameters of deformation are got in the place of interface of hairpin and stamp. Structural measures are worked out, a step-up reliability of work of centering hairpins and stamp on the whole.

**Keywords:** hammer stamp, construction, centering hairpins, the power of a blow, temperature deformations, resilient moving, energy of deformation, loss of energy.

УДК 621.742.4

**Т. В. БЕРЛИЗЕВА**, аспірантка, НТУ «ХПИ»

## ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ХОЛОДНОТВЕРДЕЮЩИХ СМЕСЕЙ НА ЖИДКОМ СТЕКЛЕ С ПРИМЕНЕНИЕМ ЦИКЛОКАРБОНАТОВ

В статье исследованы свойства формовочных смесей для изготовления отливок на основе жидкого стекла с применением фурфурилоксипропилциклокарбонатов (ФОПЦК). Приведен оптимальный состав для смесей на жидком стекле с использованием ФОПЦК, а также с различными ускорителями твердения такими как триэтиламин, триэтанолламин и диазобициклооктан

**Ключевые слова:** холоднотвердеющая смесь, жидкое стекло, фурфурилоксипропилциклокарбонаты, триэтанолламин, триэтиламин, диазобициклооктан.

**Введение.** В настоящее время технология получения отливок с использованием холоднотвердеющих смесей (ХТС) на основе жидкого стекла применяется на многих предприятиях, как в Украине, так и в странах СНГ. Это объясняется тем, что смеси на жидком стекле быстро твердеют, а производство ХТС на их основе приводит к улучшению условий труда в действующих литейных цехах, они не ухудшают экологическую обстановку, а также

позволяет повысить качество отливок за счёт сокращения поверхностных дефектов [1-3].

**Анализ последних исследований и литературы.** Одним из недостатков ХТС на основе жидкого стекла (ЖС), содержащих, как правило, 6...7% ЖС, является образование при температуре более 700 °С легкоплавких силикатов, приводящих к спеканию смесей при последующем охлаждении отливки и, следовательно, к повышению остаточной прочности форм и стержней, ухудшению их выбиваемости. Из-за прочного сцепления жидкостекольных пленок с поверхностью песчинок регенерация этих смесей также затруднена [4, 5].

В работах [6, 7] было исследовано влияние таких жидких отвердителей как моноацетатов этиленгликоля (МАЭГ) и диацетатов этиленгликоля (ДАЭГ) с добавками этиленгликоля (ЭГ), этилсиликата (ЭС-40) и тетроэтоксисилана (ТЭОС) на свойства смесей на жидком стекле. Но ацетаты этиленгликоля (АЦЕГ) уже достаточно исследован. Поэтому разработка новых жидких отвердителей для ХТС, которые улучшали бы выбиваемость форм и стержней и упрощали технологический процесс является актуальной задачей литейного производства.

В НТУ «ХПИ» был получен новый отвердитель для форм и стержней – циклокарбонаты (ЦК) на основе сырья растительного происхождения.

ЦК на основе сырья растительного происхождения получают путем синтеза фурфуролового спирта. Фурфуроловый спирт получают из фурфурола и 5-гидроксиметилфурфуrol, которые в свою очередь образуются из пентозанов и гексозанов, получаемых при кислотном гидролизе сельскохозяйственных отходов. Можно использовать подсолнечную лузгу, солому, хлопковую шелуху, отруби, кукурузные кочерыжки и др. [8-10]. Фурфуроловый спирт является основой для получения циклокарбонатов.

С использованием ЦК могут быть получены различного типа уретаносодержащие полимеры, полигидроксисоединения, полиэферы. Кроме того, ЦК используются для получения вспененных, порошковых и полиуретановых светостойких материалов. Кроме того, ЦК можно использовать как отвердители для холоднотвердеющих смесей на жидком стекле для литейного производства.

Поэтому установление возможности использования нового связующего на основе жидкого стекла с фурфурилоксипропилциклокарбонатов (ФОПЦК) в литейном производстве является **целью исследований**.

**Методы исследований.** Исследование жидких отвердителей ФОПЦК для ХТС на жидком стекле проводилось по следующей методике. Для испытаний на прочность изготавливают стандартные образцы в девятиместной пресс-форме. В пресс-форме образцы выдерживают 30 минут, а потом извлекают и подвергают испытанию сразу после извлечения и через 30, 60, 90, 120, 180 минут и 24 часа.

Смеси готовят следующим образом: на 100 в. ч. кварцевого песка добавляют 4 в. ч. жидкого стекла. Жидкие отвердители вводили в количестве от 0,35 до 3 в. ч. В песок добавляют отвердитель и перемешивают в течение

3 минут, затем добавляют жидкое стекло с добавками и перемешивают еще 2 минуты. Модуль ЖС составляет 2,6...3,0, а плотность – 1,36...1,45 г/см<sup>3</sup>. В качестве наполнителя используют кварцевый песок марки 2К<sub>1</sub>О<sub>3</sub>02 по ГОСТ 2138-91. Для ХТС желательное использование обогащённых песков с содержанием глинистой составляющей не более 0,5% и с зернистостью не менее 0,2 мм [11].

**Результаты исследований.** В качестве основы отвердителя к холоднотвердеющим смесям на жидком стекле использовался ФОПЦК.

Результаты исследований смесей с отвердителем ФОПЦК на прочность на сжатие приведены в табл. 1.

Анализ данных показывает, что с увеличением процентного содержания ФОПЦК прочность на сжатие до 3-х часов для всех составов смеси повышается, а через 24 ч начинает уменьшаться. Это объясняется тем, что при повышении содержания ФОПЦК он играет роль пластификатора. Установлено, что лучше использовать смесь, содержащую 0,4 мас. % ФОПЦК, так как этот состав смеси имеет наиболее высокую прочность и через 3 ч. и через 24 ч. Кроме определения прочности на сжатие были проведены испытания на выбиваемость, живучесть и осыпаемость смесей.

Таблица 1. Показания прочности на сжатие исследуемых образцов

Количество ФОПЦК, %	Прочность на сжатие, МПа					
	0,5 ч	1 ч	1,5	3,0 ч	24 ч	48 ч
0,30	0,18	0,27	0,42	0,73	2,21	2,15
0,35	0,20	0,28	0,46	0,74	2,32	2,24
0,40	0,22	0,30	0,48	0,76	2,43	2,38
0,8	0,26	0,36	0,61	0,87	1,64	1,58
1,0	0,29	0,41	0,69	0,91	1,50	1,40
2,0	0,33	0,43	0,61	0,91	1,37	1,26
3,0	0,39	0,45	0,69	1,05	1,14	1,07

В табл. 2 приведены данные выбиваемости, живучести и осыпаемости холоднотвердеющих смесей.

Таблица 2. Показания выбиваемости, живучести и осыпаемости ХТС

Количество ФОПЦК, %	Выбиваемость, МПа	Жив., мин.	Осып., %
0,30	0,74	12...13	0,066
0,35	0,78	13	0,07
0,40	0,83	13...14	0,07
0,8	1,3	15...16	0,08
1,0	1,37	16...18	0,1
2,0	1,55	20...22	0,11
3,0	2,06	23...25	0,13

Анализ данных табл. 2 показывает, что выбиваемость, осыпаемость и живучесть с увеличением содержания отвердителя также возрастают. Кроме

того, состав смеси с 0,4 мас. % ФОПЦК имеет лучшие показания выбиваемости, живучести и осыпаемости.

Для ускорения процесса отверждения в ЖС добавлялись: триэтиламин, триэтаноламин, diazobicyclooctane в количестве 5, 7 и 10 мас. % от массы ФОПЦК. Данные добавки в необходимом количестве добавляют в жидкое стекло и перемешивают. Свойства смесей с содержанием 4 мас. % ЖС с указанными добавками и 0,4 мас. % ФОПЦК, приведены в табл. 3-6.

Выбиваемость же смеси, содержащей в своем составе только ЖС в количестве 6-7 % превышает 5 МПа.

Исходя из приведенных в таблицах данных можно констатировать, что с любой из предложенных добавок прочность на сжатие до 3-х ч по сравнению со смесями с ФОПЦК без добавок повышается, а через 24 ч начинает уменьшаться. Кроме того, живучесть с увеличением добавок снижается, а выбиваемость и осыпаемость наоборот начинает повышаться. Поэтому можно использовать все перечисленные добавки в 5 мас. % количестве по отношению к 0,4 мас. % ФОПЦК.

Таблица 3. Свойства смесей, содержащих 4 мас. % ЖС с 0,4 мас. % ФОПЦК и с триэтиламином в качестве ускорителя отверждения в количестве 5, 7 и 10 мас. % от ФОПЦК

Количество триэтиламина, %	Прочность на сжатие, МПа					Выбив., МПа	Жив., мин.	Осып., %
	0,5 ч	1 ч	1,5	3,0 ч	24 ч			
1	2	3	4	1	2	3	4	1
5	0,29	0,42	0,53	0,98	1,60	2,78	13	0,23
	0,36	0,38	0,47	1,04	1,84	2,25		
	0,34	0,40	0,50	1,01	1,72	2,51		
7	0,34	0,46	0,50	0,99	1,58	2,69	12	0,24
	0,38	0,39	0,58	1,13	1,72	2,40		
	0,36	0,43	0,54	1,07	1,65	2,55		
10	0,39	0,42	0,60	1,14	1,40	2,46	10	0,25
	0,40	0,53	0,65	1,24	1,64	2,96		
	0,39	0,47	0,62	1,19	1,52	2,71		

Таблица 4. Свойства смесей, содержащих 4 мас. % ЖС с триэтаноламином в качестве ускорителя твердения в количестве от 5 до 10% от ФОПЦК и 0,4 мас. % ФОПЦК

Количество триэтаноламина, %	Прочность на сжатие, МПа					Выбиваемость, МПа	Жив., мин.	Осып.
	30 мин	1 ч	1,5	3,0 ч	24 ч			
5 %	0,25	0,44	0,56	0,89	1,78	2,06	15	0,20
	0,34	0,36	0,38	1,06	1,86	1,29		
	0,29	0,40	0,47	0,97	1,82	1,45		
7 %	0,39	0,49	0,49	1,15	1,79	2,08	14	0,22
	0,28	0,45	0,58	0,94	1,65	1,66		
	0,34	0,47	0,53	1,05	1,72	1,87		
10 %	0,35	0,45	0,59	1,07	1,53	2,37	12	0,24
	0,39	0,48	0,50	1,12	1,63	2,52		
	0,37	0,47	0,54	1,10	1,58	2,44		



Таблица 5. Свойства смесей, содержащих 4 мас. % ЖС, 0,4 мас. % ФОПЦК и с ДАВКО в качестве ускорителя твердения в количестве 5, 7 и 10 мас. % от ФОПЦК

Количество ДАВКО, %	Прочность на сжатие, МПа					Выбиваемость, МПа	Жив., мин.	Осып.
	30 мин	1 ч	1,5	3,0 ч	24 ч			
5 % ДАВКО	0,30	0,35	0,45	1,44	1,72	1,75	12	0,21
	0,40	0,42	0,50	1,33	1,67	2,05		
	0,35	0,38	0,48	1,39	1,7	1,9		
7 % ДАВКО	0,43	0,46	0,45	1,38	1,40	2,75	10	0,22
	0,35	0,40	0,56	1,49	1,62	2,08		
	0,39	0,43	0,50	1,44	1,51	2,41		
10%ДАВКО	0,40	0,45	0,50	1,47	1,68	2,25	9	0,24
	0,44	0,52	0,60	1,42	1,11	2,69		
	0,42	0,50	0,55	1,49	1,4	2,67		

Разница в нарастании прочности на сжатие до 3-х часов для всех трех добавок незначительна. Прочность на сжатие смесей с триэтиламином и ДАВКО по сравнению с триэтаноламином через 24 ч снижается, а остаточная прочность увеличивается, таким образом целесообразно использовать в качестве ускорителя твердения смеси триэтаноламином.

#### Выводы:

1. Применение жидких отвердителей позволяет отказаться от применения  $\text{CO}_2$ -процесса и тем самым упростить технологический процесс. Они имеют ряд преимуществ по сравнению с другими ХТС с жидким стеклом: применение жидких отвердителей уменьшает расход жидкого стекла до 2,5...4% и тем самым в 1,4...1,6 раза улучшает выбиваемость форм и стержней; повышается чистота и качество отливок, резко сокращаются дефекты и брак отливок; смеси не токсичны;

2. В НТУ «ХПИ» был создан новый отвердитель для форм и стержней – циклокарбонаты (ЦК) на основе сырья растительного происхождения;

3. Оптимальное количество ФОПЦК в смеси – 0,4мас. %, при этом достигаются лучшие показатели прочности и жувучести. При этом осыпаемость снижается в 1,5 раза, а выбиваемость улучшается в 2,5 раза;

4. Введение в ХТС ускорителей отверждения триэтиламина, триэтаноламином и диазобисциклооктана в количестве от 5 до 10 мас. % от массы ФОПЦК показало, что все они достаточно эффективны; Оптимальное количество добавок в жидком стекле не должно превышать 5 мас. % от массы ФОПЦК.

**Список литературы:** 1. Дорошенко С. П. Формовочные материалы и смеси / С. П. Дорошенко, В. П. Авдокушин, К. Русин. – К.: Вища шк., 1990. – 415с. 2. Голофаев А.Н., Технология литейной формы / А. Н. Голофаев, В. И. Лагута, Г. В. Хинчаков. – Луганск: Издательство ВНУ, 2001. – 264 с. 3. Кукуй Д. М. Теория и технология литейного производства / Д. М. Кукуй, В. А. Скворцов, В. К. Эктова. – Минск: Дизайн ПРО, 2000. – 416 с. 4. Жуковский С.С. Прочность литейной формы / С.С. Жуковский. – М.: Машиностроение. 1989. – 286 с. 5. Жуковский С.С. Формовочные материалы и технология литейной формы: Справочник / С. С. Жуковский, Г. А. Анисович, Н. И. Давыдов, Н. Н. Кузьмин, Э. Л. Атрощенко, И. П. Ренжин, Б. Л. Суворов, С. Д. Тепляков, А. А. Шпектор; Под общ. ред. С. С.Жуковского. – М.: Машиностроение, 1993. – 432 с. 6. Пономаренко О.И. Опыт изготовления

оливок на основе жидкого стекла с использованием АЦЕГ / *О. И. Пономаренко, А. М. Каратеев, Н. С. Евтушенко, Т. В. Берлизова* // *Металл и литье Украины*: – №11. – 2010. – с. 20-23. **7.** *Пономаренко О.И.* Влияние жидких отвердителей с разными добавками на свойства жидкостекольных смесей / *О.И. Пономаренко, Н.С. Евтушенко, Т. В. Берлизова* // *Литейное производство* – №4 – 2011. – с. 21-24. **8.** *Холькин Ю.И.* Технология гидролизных производств / *Ю. И. Холькин*. – М., 1989. 495 с. **9.** *Морозов Е.Ф.* Производство фурфурола: Вопросы катализа и новые виды катализаторов / *Е. Ф. Морозов, Е. Ф. Холькин*. – М.: Лесная промышленность, 1988, 198 с. **10.** *Климентов А.С.* Химия древесины / *А. С. Климентов, В. П. Мягкоступова*. – 1991, т. 4, с. 95. **11.** *Болдин А.Н.* Литейные формовочные материалы. Формовочные, стержневые смеси и покрытия. Справочник / *А. Н. Болдин, Н. И. Давыдов, С. С. Жуковский и др.* – М.: Машиностроение, 2006. – 507 с.

Надійшла до редколегії 20.10.2013

УДК 621.742.4

**Использование холоднотвердеющих смесей на жидком стекле с применением циклокарбонатов** / **Берлизова Т. В.** // *Вісник НТУ «ХП»*. Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 42 (1015). – С. 21–26. Библиогр.: 11 назв.

В статті досліджено властивості формувальних сумішей для виготовлення виливків на основі рідкого скла з застосуванням фурфурилоксипропилциклокарбонатов (ФОПЦК). Наведено оптимальний склад для сумішей на рідкому склі з використанням ФОПЦК, а також з різними прискорювачами отвердження такими як триетиламін, триетаноламін і діазобіциклооктан.

**Ключові слова:** холоднотвердіюча суміш, рідке скло, фурфурилокси-пропилциклокарбонати, триетаноламін, триетиламін, діазобіциклооктан.

The article investigates the properties of molding compounds for the manufacture of castings based on liquid glass using furfuryloksipropilcyclic carbonate (FOPTCC). An optimum composition for the mixture of liquid glass with FOPTCC and various curing accelerators such as triethanolamine, triethanolamine and diazobitsiklooktan.

**Keywords:** cold-mix, water glass, furfuryloksipropilcyclic carbonate, triethanolamine, triethylamin, diazobitsiklooktan.

УДК 621.983:669.017

**Р. С. БОРИС**, канд. техн. наук, ст. викладач, НТУУ «КП», Київ;  
**В. А. ТІТОВ**, докт. техн. наук, проф., НТУУ «КП», Київ.

## **РОЗРАХУНК ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ ВИТЯГУВАННЯ ДВОШАРОВОЇ ЗАГОТОВКИ З ПОТОНШЕННЯМ**

В статті представлено рекомендації з проектування технологічного процесу витягування біметалевого елемента, перспективні технічні рішення та технологічні рекомендації з реалізації процесу сумісного витягування з потоншенням. Для проектування процесу витягування біметалевого елемента запропонована структурна схема (алгоритм) розрахунку технологічних параметрів процесу витягування двошарової заготовки з потоншенням, яка побудована на основних наукових результатах дослідження.

**Ключові слова:** структурна схема, алгоритм, технологічні параметри, біметалевий трубчастий елемент, вихідні дані, коефіцієнт механічної неоднорідності, номограма, механічні властивості матеріалів.

**Вступ.** Біметалеви вироби надзвичайно важливі для застосування у спеціальних машинобудівних виробках. Коло їх застосування розширюється з кожним роком, тому дослідження у цьому напрямку є актуальними.

**Аналіз літератури.** В роботах [1–7] представлений спосіб реалізації технологічного процесу виготовлення біметалевих трубчастих елементів (БТЕ) циліндричної форми. В цих роботах авторами наведено реалізацію машинобудівної технології виготовлення БТЕ, теоретичні та практичні підстави для її реалізації, напрями розвитку способів виготовлення БТЕ з різнорідних металів витягуванням, вплив геометрії робочого інструменту та наведено рекомендації щодо реалізації процесу сумісного витягування з потоншенням, з різнорідних листових матеріалів.

В попередніх роботах [8, 9] було розглянуто кінематичні та деформаційні особливості деформування двошарової заготовки металів з ідеально пластичними властивостями без врахування сил тертя та з врахуванням сил тертя на граничній поверхні в умовах гарячої деформації.

Для проектування процесу витягування біметалевого елемента в даній роботі авторами запропонована структурна схема (алгоритм) розрахунку технологічних параметрів процесу витягування двошарової заготовки з потоншенням, яка побудована на основних наукових результатах дослідження. Вихідними даними для проектування технологічного процесу являються габаритні розміри деталі, товщина та матеріали шарів деталі, які задані в кресленнях на деталь.

**Метою даної роботи** є розробка структурної схеми (алгоритму) розрахунку технологічних параметрів процесу витягування з потоншенням двошарової заготовки використовуючи задані параметри.

Структурна схема розрахунку технологічних параметрів процесу витягування двошарової заготовки з потоншенням та посилання на методи їх розрахунку наведені на рис. 1.

Структурна схема (алгоритм) включає в собі наступні етапи розрахунку технологічних параметрів витягування з потоншенням двошарової заготовки:

1. Введення вихідних даних параметрів деталі таких як габаритні розміри деталі, товщини шарів матеріалів, матеріали шарів.

2. Визначення температурного інтервалу деформування двошарової заготовки. Температурний інтервал деформування задається виходячи з температурних інтервалів деформування матеріалів шарів. Він задається як спільна область цих інтервалів температур. Якщо область інтервалів не перехрещується, то задається температурний інтервал процесу по максимальній величині температури для матеріалу з меншою температурою деформаційної обробки.

3. Встановлення механічних властивостей металів шарів заготовки для температурного інтервалу деформування. Задають діаграми зміцнення (таблично) та границі текучості.

4. Визначення величини ступеню обтиснення. Вона визначається з умови створення на граничній поверхні напружень стиску, які дорівнюють границі текучості менш міцного шару ( $\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{s1}$ ). Для цього задається напруження  $\sigma_{\theta\theta}$ , а потім з використанням співвідношення (1):

$$\begin{aligned}\varepsilon_{r_i} &= -\frac{V_0 \frac{S_{iB}}{S_{iH} - S_{iB}} (S_{0H} - S_{0k}) \operatorname{ctg} \alpha}{r^2}; \\ \varepsilon_{\theta\theta} &= \frac{V_0 \frac{S_{iB}}{S_{iH} - S_{iB}} (S_{0H} - S_{0k}) \operatorname{ctg} \alpha}{r^2}; \\ \varepsilon_{zz} = \varepsilon_{\theta_k} = \varepsilon_{zr} = \varepsilon_{r\theta} &= 0.\end{aligned}\quad (1)$$

визначається величина ступеню деформації. Для зручності вибору ступеню деформації побудовані номограми. Типова номограма для біметалу системи алюміній АМг5-титан ВТ1-0, яка представлена на рис. 2. що враховує співвідношення (1) з підстановкою в рівняння  $\frac{\partial N_{\sigma_z}}{\partial S_{1B}} = 0$ , яке отримане для витягування з урахуванням тертя. Аналогічні номограми можуть бути побудовані для інших систем біметалів.

5. Визначення співвідношення початкових товщин  $\frac{S_{1H}}{S_{2H}}$  вихідних заготовок з використанням формул  $S_{1B} = S_K - e^{A-1} S_{1H} \left(\frac{S_{1B}}{S_{1H}}\right)^A$  та врахуванням  $\frac{\partial N_{\sigma_z}}{\partial S_{1B}} = 0$ . Для спрощення визначення співвідношення початкових товщин  $\frac{S_{1H}}{S_{2H}}$  запропонована номограма (рис.3). Для цього на основі відомого співвідношення  $\frac{S_{1B}}{S_{2B}}$ , яке задається конструкцією деталі, а також з врахуванням співвідношення коефіцієнту механічної неоднорідності матеріалів  $A = \frac{\sigma_{S1}}{\sigma_{S2}}$ , по номограмі (рис. 3) визначається  $\frac{S_{1H}}{S_{2H}}$ .

6. Визначення початкових товщин  $S_{1H}$  та  $S_{2H}$ , які необхідні для реалізації даного процесу виходячи із знайденого співвідношення початкових товщин, які знайдені в попередньому етапі.

Початкову товщину знаходимо згідно формули:

$$S_0 = \frac{S_k}{1-e} \quad (2)$$

де  $S_0$  – початкова товщина матеріалу, мм;  
 $S_k$  – кінцева товщина матеріалу, мм;  
 $e$  – ступінь обтиснення, %.

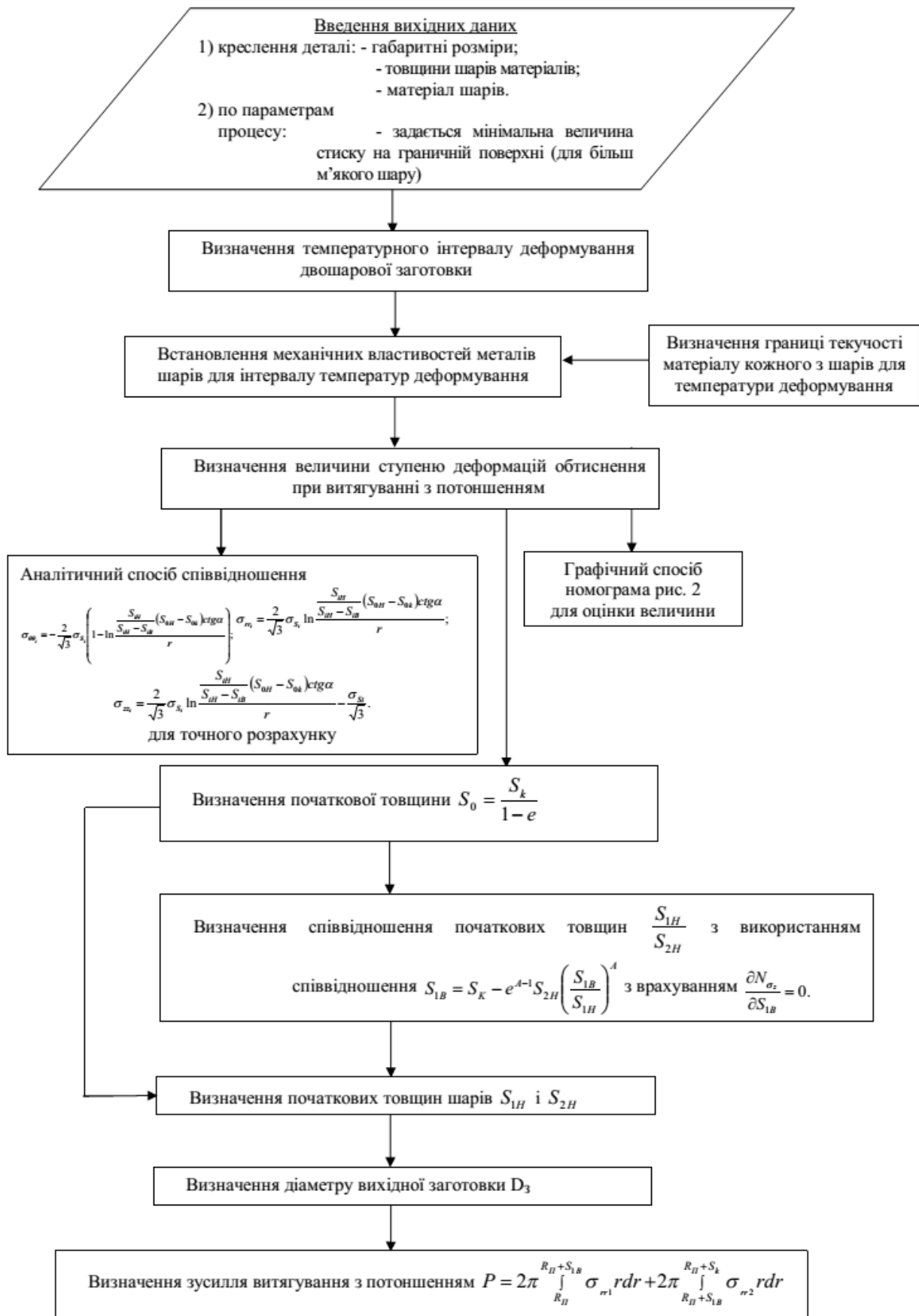


Рис. 1 – Структурна схема розрахунку технологічних параметрів процесу витягування двошарової заготовки з потоншенням

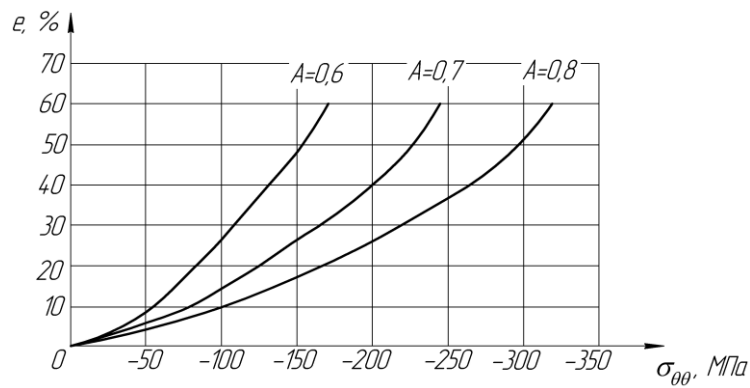


Рис. 2 – Номограма для визначення ступеню обтиснення на граничній поверхні заготовки системи алюміній АМг5 – титан ВТ1-0

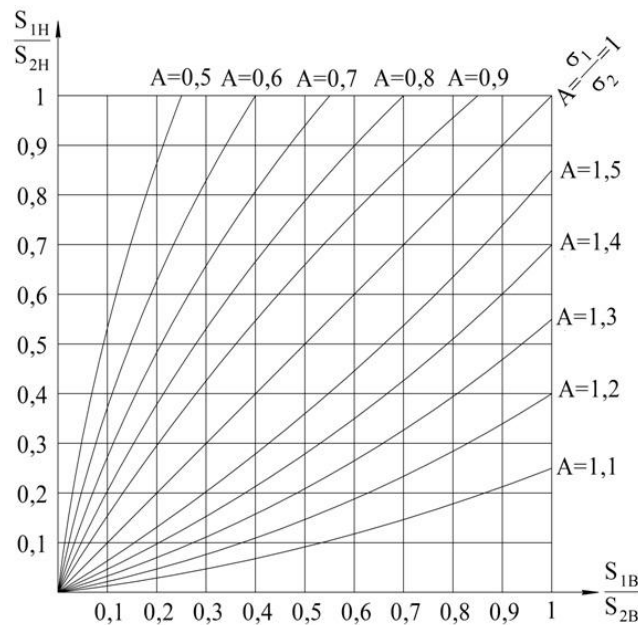


Рис. 3 – Номограма для визначення співвідношення кінцевих товщин шарів від співвідношення початкових (вихідних) товщин шарів в залежності від коефіцієнту механічної неоднорідності

7. Визначення діаметру заготовки  $D_3$ . перед тим, як визначити діаметр заготовки нам потрібно знайти висоту стаканчика, який отримується після першого переходу  $H_1$ :

$$H_1 = \frac{H_{cm}}{1+e} \quad (3)$$

де  $H_{cm}$  – висота стаканчика, мм.

Знаючи висоту після першого переходу  $H_1$  та  $D_{п}$ , а також початкові товщини  $S_{1H}$  та  $S_{2H}$ , та їх співвідношення визначаємо  $D_3$  для першого та другого шарів матеріалів. Причому діаметр заготовки знаходимо для більш твердого матеріалу, та як об'єм більш пластичного матеріалу витісняється в більшій мірі у вигляді випередження.

8. Зусилля витягування з потоншення  $P$  визначається рівнянням:

$$P = 2\pi \int_{R_{II}}^{R_{II}+S_{1B}} \sigma_{rr1} r dr + 2\pi \int_{R_{II}+S_{1B}}^{R_{II}+S_k} \sigma_{rr2} r dr \quad (4)$$

Використання запропонованого алгоритму дозволяє по заданим параметрам креслення готової деталі, технічним умовам та механічним властивостям матеріалів визначити всі необхідні технологічні параметри процесу її виготовлення та спроектувати технологічний процес.

#### **Висновки:**

1. Розроблена структурна схема (алгоритм) порядку розрахунку технологічних параметрів виготовлення біметалевих трубчастих елементів шляхом витягування двошарової заготовки з потоншенням. В основі розрахунку використані вихідні дані, що задані у кресленні деталі (габаритні розміри, товщини шарів та їх матеріал). В результаті розрахунку за наведеним алгоритмом визначають температурний інтервал деформування, ступінь деформації обтиснення стінок, початкову товщину заготовок, діаметр вихідних заготовок та зусилля витягування.

2. Для спрощення розрахунку параметрів обтиснення та кінцевих товщин шарів біметалевого трубчастого елемента розроблені номограми на основі теоретичних досліджень.

**Список літератури:** 1. *Титов В.А.* Розробка структури машинобудівної технології виготовлення біметалевих елементів та теоретичні підстави для її реалізації / *В.А. Титов, Р.С. Борис* // Вісник Національного технічного університету України «КПІ». – Київ: НТУУ «КПІ», 2006 – №49. – (серія «Машиностроение») 2. *Титов В.А.* Обґрунтування підстав для створення машинобудівної технології виготовлення біметалевих трубчастих елементів витягуванням / *В.А. Титов, Т.М. Лабур, Р.С. Борис* // Технологические системы. – 2007. – №1. – С. 33-39 3. *Титов В.А.* Напряжки розвитку способів виготовлення біметалевих трубчастих елементів з різнорідних матеріалів витягуванням / *В.А. Титов, Р.С. Борис, М.С. Тривайло* // Вісник Національного технічного університету України «КПІ». – Київ: НТУУ «КПІ», 2009 – №56. – С. 154-159 – (серія «Машиностроение») 4. *Титов В.А.* Дослідження процесу виготовлення біметалевих трубчастих елементів витягуванням / *В.А. Титов, Р.С. Борис* // Обработка материалов давлением. – 2009. – №2 (21). – с. 173-178 5. *Титов В.А.* Обґрунтування та реалізація дослідного процесу виготовлення біметалевих трубчастих елементів / *В.А. Титов, Р.С. Борис, П.С. Вишневський, О.О. Лук'яненко* // Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут». – Київ: НТУУ «КПІ», 2010 – №59. – С. 13-18 – (серія «Машиностроение») 6. *Титов В.А.* Влияние особенностей конструкции рабочей поверхности матрицы оснастки на параметры процесса вытяжки с утонением биметаллических трубчатых элементов. / *В.А. Титов, Р.С. Борис, Е.И. Богодист.* // Вісник національного технічного університету «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ», 2011.– №45. – С 34-42 7. *Титов В.А.* Особенности конструкций вытяжных матриц и их влияние на процесс вытяжки биметаллических трубчатых изделий / *В.А. Титов, Р.С. Борис, Е.И. Богодист* // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. Россия, Москва – 2012. – №9. – С. 34-38 8. *Титов В.А.* Розрахунок напружено-деформованого стану при витягуванні з потоншенням двошарового металу / *В.А. Титов, Р.С. Борис* // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорс:ДГМА, 2012. – №1 (30). – С.45-52 9. *Борис Р.С.* Особенности учета сил трения при вытяжке с утонением двухслойных заготовок / *В.А. Титов, П.С. Вишневский* // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорс:ДГМА, 2012. – №1 (30). – С.22-29.

Надійшла до редколегії 04.11.2013

УДК 621.983:669.017

**Розрахунок технологічних параметрів процесу витягування двошарової заготовки з потоншенням / Борис Р. С., Тітов В. А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 26-32. Библиогр.:9 назв.**

В статье представлены рекомендации по проектированию технологического процесса вытяжки биметаллического элемента, перспективные технические решения и технологические рекомендации по реализации процесса совместной вытяжки с утонением. Для проектирования процесса вытяжки биметаллического элемента предложена структурная схема (алгоритм) расчета технологических параметров процесса вытяжки двухслойной заготовки с утонением, построенная на основных научных результатах исследования.

**Ключевые слова:** структурная схема, алгоритм, технологические параметры, биметаллический трубчатый элемент, выходные данные, коэффициент механической неоднородности, номограмма, механические свойства материалов.

In article provides guidance on the design process extracts the bimetallic element, advanced technical solutions and technological advice on the implementation of the process of drawing together with thinning. For the design of the drawing process bimetals proposed structural scheme (algorithm) calculation of process parameters blank two-ply hood with thinning, based on the results of basic scientific research.

**Keywords:** block diagram of the algorithm, process parameters tubular bimetallic element output, a mechanical factor inhomogeneity nomogram mechanical properties of materials.

УДК 623.438:539.3

**С. Т. БРУЛЬ**, канд. техн. наук, зам. директора департамента,  
Министерство обороны Украины, Киев 6

## **ОТДЕЛЬНЫЕ АСПЕКТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ ВОЗДЕЙСТВИЯ УДАРНОЙ ВОЛНЫ НА КОРПУС БОЕВОЙ МАШИНЫ**

В статье предлагается усовершенствованная методика автоматизированного анализа влияния ударных волн различного происхождения на корпуса легкобронированных машин. Приведены результаты тестовых конечно-элементных расчетов влияния ударной волны от мощного взрыва на корпус МТ-ЛБ.

**Ключевые слова:** напряженно-деформированное состояние, ударная волна, бронекорпус, метод конечных элементов, параметрическая модель.

**Введение.** Для решения задач анализа напряженно-деформированного состояния корпусов легкобронированных машин типа МТ-ЛБ, БТР-60 (70,80,90), БТР-3, БТР-4 и др. под действием ударной волны от взрывов различного происхождения во многих работах [1-4] разработаны общие подходы, предложена структура специализированной системы автоматизированного исследования и синтеза параметров корпусов проектируемых машин, а также проведено комплексное расчетно-экспериментальное исследование реакции корпусов множества легкобронированных машин на действие подвижного нагружения. Создана математическая модель напряженно-деформированного состояния на основе метода конечных элементов.

Для построения параметрических моделей элементов корпуса легкобронированных машин использован обобщенный параметрический



подход и интегрированные специализированные системы на основе универсальных программных комплексов и специализированных модулей.

Разработаны модули генерации конечно-элементных моделей корпусов с возможностью варьирования их толщины, свойств материалов, разных характеристик взрыва, а также размеров, типов конечных элементов и зон сгущения – разрежения элементов.

Проведены пробные расчеты с использованием разработанного программного обеспечения для определения прочности и жесткости корпуса МТ-ЛБ при разных вариантах его конструктивного выполнения.

Проведенные расчеты и эксперименты в целом подтвердили работоспособность предложенных методов, алгоритмов и программного обеспечения, а также высокое качество созданных моделей.

Разработанное программное обеспечение, которое включает оригинальные программные модули, программные комплексы Pro/ENGINEER, ANSYS, Pro/Mechanica, КОМПАС, Inventor, ориентировано на использование с аппаратным обеспечением – компьютерным страто-кластером «Политехник-125». Уникальный программно-аппаратный комплекс создан в центре компьютерных методов моделирования сложных механических систем «Тензор» в Национальном техническом университете «Харьковский политехнический институт» и может быть использован для компьютерного моделирования поведения реальных объектов (корпусов легкобронированных боевых машин, летательных аппаратов, судов, подводных аппаратов, средств индивидуальной защиты) при действии нестационарной нагрузки, в т.ч. ударных волн [1,5].

В то же время одним из узких мест созданных и использованных в упомянутых работах моделей является корректное приложение подвижной ударно-волновой нагрузки на бронекорпусы исследуемых машин. Совершенствование технологии приложения такой нагрузки и является целью данной работы.

**1. Постановка задачи.** Рассматривается, как и в статье [5], корпус боевой машины, подвергающийся действию фронта ударной волны. В ходе работы поставлены для решения следующие задачи:

1) совершенствовать методы формирования конечно-элементной модели, включающие моделирование подвижной нагрузки с более адекватным ее пространственно-временным распределением;

2) разработать специализированную систему с базой данных для хранения результатов многовариантных расчетов.

**2. Математическое моделирование исследуемого процесса.** Математическое моделирование напряженно-деформированного состояния бронекорпусов военных гусеничных и колесных машин проводится, следуя работе [5], на основе уравнений динамики с последующей дискретизацией по методу конечных элементов (МКЭ). Способ задания ударной нагрузки показан на рис. 1.

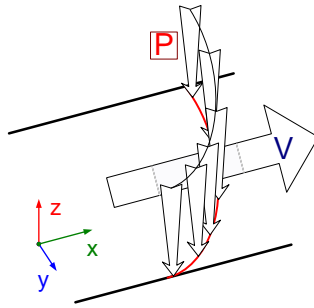


Рис. 1 – Подвижная нагрузка

Расчет динамики поведения корпуса легкобронированной машины (например, МТ-ЛБ) производится в программе ANSYS при помощи МКЭ, реализованного в этом пакете. Метод конечных элементов является численным, приближенным методом, основная идея которого состоит в том, что любую непрерывную величину, определенную на произвольном пространстве, можно аппроксимировать дискретной моделью, которая строится на множестве кусочно-непрерывных функций, определенных на конечном числе подобластей. При этом сами кусочно-непрерывные функции определяются с помощью значений непрерывной величины в конечном числе узловых точек рассматриваемой области.

Точность результатов зависит от размеров и размещения конечных элементов. Метод конечных элементов получил широкое распространение во всем мире. Он успешно заменяет методы сопротивления материалов и строительной механики при расчете тел простой конфигурации, а при расчете деталей сложной геометрии в настоящее время является практически единственным инженерным методом. Главными достоинствами этого метода являются гибкость и универсальность, позволяющие в короткое время выполнять расчеты конструкций большой сложности [6,7]. Основная расчетная формула метода для нахождения напряженно-деформированного состояния при воздействии подвижной нагрузки записана ниже в матричном виде:

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + [K]\{X\} = [F(\{R\} - \{V\}t)], \quad (1)$$

где  $[M]$  – глобальная матрица масс;

$[K]$  – глобальная матрица жесткости конечно-элементной модели;

$[C]$  – глобальная матрица демпфирования;

$\{X\}$  – искомый вектор узловых перемещений модели;

$\{R\}$  – радиус вектор произвольной точки модели;

$\{V\}$  – скорость перемещения подвижной нагрузки;

$[F(\{R\} - \{V\}t)]$  – глобальный вектор нагрузок (при учете, что нагрузка зависит и от координат, и от времени).

**3. Дискретизация нагрузки.** Одним из основных качеств создаваемых моделей является экспериментальное трехэтапное подтверждение их достоверности и точности путем экспериментального определения напряженно-деформированного состояния корпусов легкобронированных машин при

действию ударной волны от подрыва специального заряда. В результате создана основа специализированной среды «Волна» для выполнения численных исследований напряженно-деформированного состояния корпусов легкобронированных боевых машин, которая может служить ядром отечественной системы автоматизированного анализа и синтеза броневых корпусов боевых машин по критериям прочности и жесткости.

Основной особенностью предлагаемого в статье подхода к дискретизации подвижной нагрузки является представление этой нагрузки в виде не отдельных кусочно-постоянных функций по пространственной координате вдоль направления распространения ударной волны, как в работах [1-5], а в виде непрерывных функций. Такая аппроксимация, во-первых, обладает повышенной точностью описания действительного распределения избыточного давления во фронте волны. Во-вторых, при этом меньше возбуждаются неизбежные сопутствующие более грубой аппроксимации давления локальные переходные процессы в бронекорпусах, которые не имеют физической природы. В-третьих, получаемые таким образом конечно-элементные модели в целом обладают и большей адекватностью, и более высокой точностью при одинаковой степени пространственно-временной дискретизации.

**4. Решение модельной задачи.** Для проверки работоспособности созданной модели были проведены расчеты процессов в корпусах машин типа МТ-ЛБ.

На рис. 2 показана серия из 6 кадров, которая качественно отражает характерные картины распределения перемещений во время прохождения ударной волны.

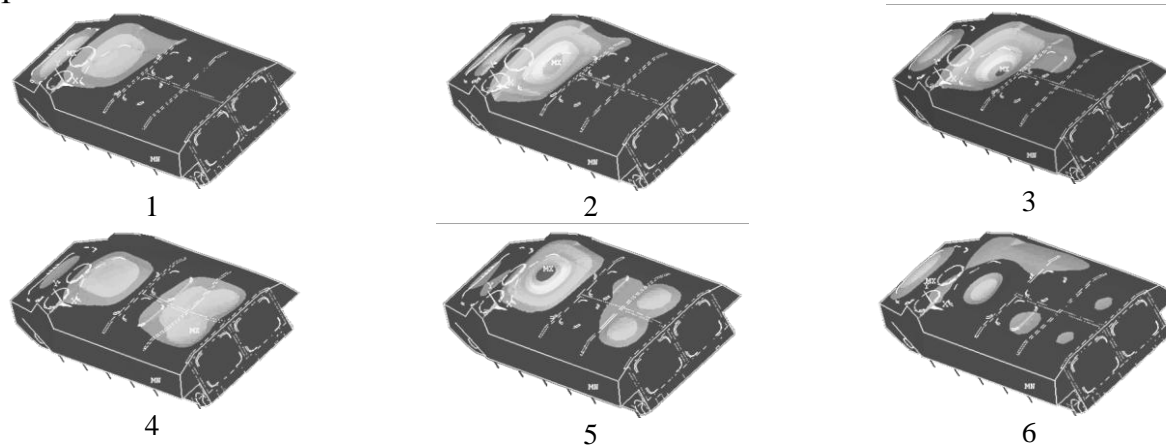


Рис. 2 – Характерные распределения перемещений в корпусе боевой машины при прохождении ударной волны

Несмотря на внешнюю аналогию полученных картин с ранее полученными [5], численно они в некоторой степени отличаются. В то же время основной результат расчетов состоит в подтверждении работоспособности разработанной технологии дискретизации ударно-волновой нагрузки.

**Заключение.** В статье предложена усовершенствованная технология дискретизации подвижной ударно-волновой нагрузки для конечно-элементного

моделирования реакции бронекорпусов легкобронированных машин на действие ударной волны.

Таким образом, в конечном итоге создан более совершенный инструмент численного моделирования воздействия ударной волны на корпус боевой машины, а также более адекватные математические и точные численные конечно-элементные модели корпусов на основе многовариантных расчетно-экспериментальных исследований корпусов на примере машин типа МТ-ЛБ. Это в конечном счете дает возможность ставить и решать задачи обеспечения защищенности бронекорпусов легкобронированных боевых машин от этого вида нагрузки.

В дальнейшем планируется с использованием данных наработок проведение многовариантных расчетов напряженно-деформированного состояния корпусов боевых легкобронированных машин при действии ударных волн с целью определения обоснованных схем и конструктивных параметров при выборе проектных вариантов модернизации данного типа машин, а также сравнение полученных результатов с данными экспериментальных исследований для оценки точности конечно-элементного моделирования динамического напряженно-деформированного состояния бронекорпусов уже с учетом предложенного подхода к дискретизации ударно-волновой перемещаемой нагрузки.

**Список литературы:** 1. Бруль С.Т. Моделирование физико-механических процессов в корпусах легкобронированных машин: подходы, модели, эффекты / С.Т. Бруль, Н.А. Ткачук, А.Ю. Васильев, И.Н. Карапейчик // Механіка та машинобудування. Науково-технічний журнал. – Харків: НТУ «ХПІ», 2011. – №1. – С. 66–73. 2. Литвиненко А.В. Совершенствование математических и численных моделей напряженно-деформированного состояния элементов бронекорпусов при действии ударной волны / А.В. Литвиненко, Н.А. Ткачук, А.Ю. Васильев [и др.] // Механіка та машинобудування. Науково-технічний журнал. – Харків: НТУ «ХПІ», 2012. – № 1. – С. 155-161. 3. Карапейчик І.М. Підвищення тактико-технічних характеристик легкоброньованих машин шляхом забезпечення міцності бронекорпусів / І.М. Карапейчик, С.Т. Бруль, М.А. Ткачук, Є.В. Пелешко, О.В. Кохановська // Військово-технічний збірник / Академія сухопутних військ. – Львів: АСВ, 2012. – № 2(7) – С. 33-43. 4. Храмова И.Я. Динамика и напряженно-деформированное состояние корпусов легкобронированных боевых машин / И.Я. Храмова, С.Т. Бруль, Б.Я. Литвин, А.И. Шейко, А.В. Грабовский, Д.С. Мухин // Вісник НТУ «ХПІ». Зб. наук. праць. Серія: Машинознавство та САПР. – Харків: НТУ «ХПІ», 2013. – № 1 (975). – С. 154-160. 5. Бруль С.Т. К вопросу о моделировании воздействия ударной волны на корпус боевой машины / С.Т. Бруль, А.Ю. Васильев // Вестник НТУ «ХПІ». Сб. научн. трудов. Тем. вып.: Машиноведение и САПР. – Харьков: НТУ «ХПІ», 2005. – № 53. –С. 29-34. 6. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич. – М.: Мир, 1975. – 541 с. 7. Васильев А.Ю. К вопросу о деформировании корпусов транспортных средств при действии ударных нагрузок / А.Ю. Васильев // Вісник НТУ «ХПІ». Тем. вип.: Динаміка і міцність машин. Зб. наук. праць.– Харків: НТУ «ХПІ», 2005.– № 47. – С. 42-50.

Надійшла до редакції 31.10.2013

УДК 623.438:539.3

**Отдельные аспекты моделирования воздействия ударной волны на корпус боевой машины / Бруль С.Т. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 32-37. Бібліогр.: 7 назв.**

У статті пропонується удосконалена методика автоматизованого аналізу впливу ударних хвиль різного походження на корпуси легкоброньованих машин. Наведено результати тестових скінченно-елементних розрахунків впливу ударної хвилі від потужного вибуху на корпус МТ-ЛБ.

**Ключові слова:** напружено-деформований стан, ударна хвиля, бронекорпус, метод скінченних елементів, параметрична модель

In the paper the improved method is offered for automated analysis of different origin shocks waves influencing on lightweight vehicles hulls. Possible objects damages are described and similar phenomena analysis necessity is grounded. The results of test finite-elements computation of influencing of shock wave on the MT-LB hull are given.

**Keywords:** stress-strain state, shock wave, armored hull, finite element method, parametric model.

УДК. 621.7.044

**Т. В. ГАЙКОВА**, ст. преподаватель, КрНУ, Кременчуг;

**Р. Г. ПУЗЫРЬ**, канд. техн. наук, доц., КрНУ, Кременчуг;

**Е. А. НАУМОВА**, ассистент, КрНУ, Кременчуг.

## **РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ ПО ДЕФОРМИРОВАНИЮ СЛОИСТЫХ ЗАГОТОВОК**

Особая роль среди новых материалов принадлежит слоистым металлическим композициям, обладающим новыми качествами, отличными от качеств исходных металлов. Поэтому при деформировании многослойной металлической композиции возникают трудности с построением технологических переходов, обеспечивающих заданное качество готового изделия. В статье освещены некоторые вопросы холодной пластической деформации биметалла алюминий-медь, построены экспериментальным путем зависимости усилие-деформация композиции алюминий-медь.

**Ключевые слова:** деформирование, образец, биметалл, медь, алюминий.

**Введение.** В настоящее время все большее внимание уделяется вопросам совершенствования конструкционных материалов и высокоэффективных методов их обработки при создании новых образцов техники и технических систем. Прогресс в этой области сдерживается не только отсутствием необходимых материалов с требуемым комплексом физико-механических свойств, но и эффективных методов их обработки. Особая роль среди новых материалов принадлежит слоистым металлическим композициям, применение которых повышает надежность и долговечность деталей машин и агрегатов, позволяет экономить дефицитные материалы и стимулирует появление самих новых технологий.

**Анализ последних исследований и литературы.** При пластической деформации в слоях композиции возникают зоны с разнозначными внутренними напряжениями, которые могут привести к образованию складок, разрывов и расслоений материала готового изделия [1, 2, 3]. Слоистые металлы, полученные сваркой взрывом, обладают существенной анизотропией механических свойств [1, 4]. Поэтому при создании технологических процессов обработки слоистых металлов давлением необходимо знать их механические свойства, а также влияние термомеханических параметров подготовки и обработки. Построение экспериментальных зависимостей для определения механических свойств позволит упростить и ускорить технологический процесс производства.

**Цель исследований, постановка проблемы.** Целью данных исследований являлось проведение эксперимента для определения основных механических характеристик биметалла алюминий-медь полученного сваркой взрывом с последующей термической обработкой.

**Материалы исследований.** Получение сваркой взрывом биметаллов является одним из самых эффективных способов их производства. В процессе соединения металлы получают значительные пластические деформации и сильно упрочняются [5]. Поэтому дальнейшее формоизменение, например вытяжку, для получения каких-либо изделий необходимо проводить с учетом упрочнения или же применять отжиг для снятия наклепа.

Растяжение биметаллических образцов алюминий-медь проводилось согласно методике описанной в ГОСТ 1497-84.

Образцы для растяжения получали путем распиливания ручной пилой листовой биметаллической заготовки, полученной сваркой взрывом. Образцы имели следующие геометрические размеры (рис. 1, 2).

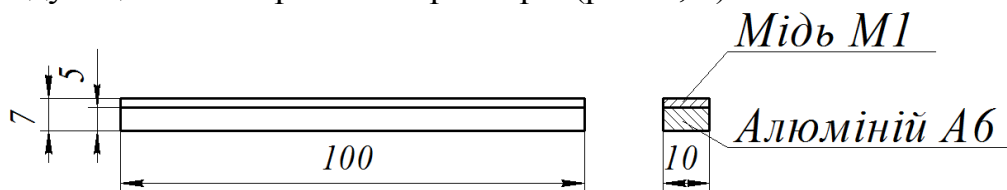


Рис. 1 – Геометрические размеры образцов для растяжения.



Рис. 2 – Внешний вид образцов для растяжения

Далее проводили обработку боковых поверхностей образцов напильником и их отжиг при температурах 150°C, 300°C и 450°C с выдержкой 1, 2 и 5 часов. Полученные образцы растягивали (рис. 3) на универсальной разрывной машине типа УМЭ-10ТМ.

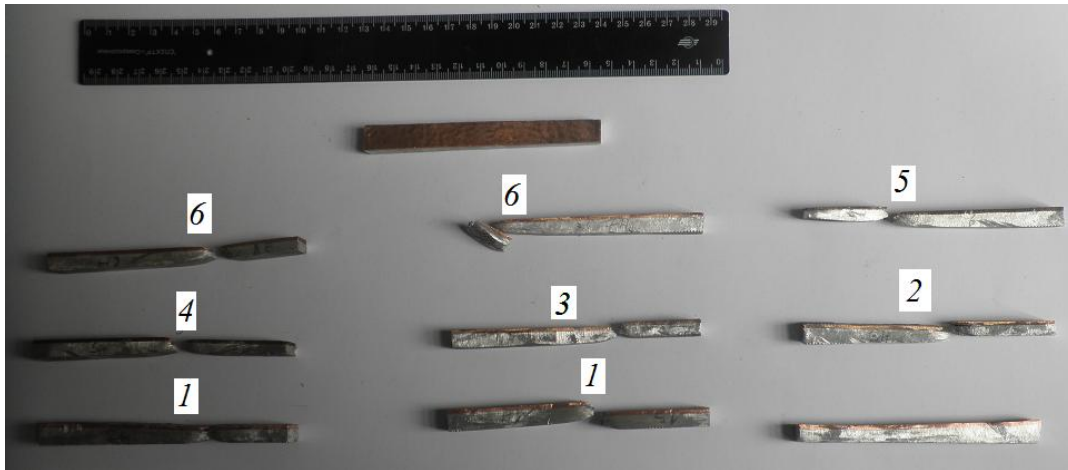


Рис. 3 – Образцы после испытания

Усилие деформации определяли по показаниям силоизмерителя машины и диаграммам, построенным автоматически на бумажном носителе.

Удлинение также определялось по диаграммам. Контроль проводили по образцам (один образец на 10 испытаний), которые подвергались измерению длины после каждого их нагружения до определенной величины (8-10 измерений на образец). Также контроль проводился для всех образцов путем измерения конечной длины.

Для определения предела прочности, предела текучести и предела пропорциональности, а также относительного удлинения пользовались зависимостями по ГОСТ 1497-84.

**Результаты исследований.** Согласно полученных при растяжении биметаллических образцов данных строили графики в координатах «усилие деформации – относительное удлинение». На графиках (рис. 4) показана зависимости относительного удлинения от усилия при растяжении биметаллического образца «алюминий-медь» полученного сваркой взрывом.

На экспериментально полученных графиках видно, что прочностные характеристики и пластичность находятся в зависимости от продолжительности и температуры нагрева при термической обработке.

При отсутствии термической обработки (кривая №1) образец при растяжении демонстрирует невысокую пластичность, но высокие прочностные характеристики, что обусловлено значительным наклепом полученным материалом при сварке взрывом. При нагреве и непродолжительной выдержке при температуры 150°C (кривая №2) пластичность повышается (почти на 15%), а прочность снижается незначительно (на 15%), что в некоторой степени может объясняться не только прошедшими разупрочняющими процессами но и погрешностями измерения. Почти в два раза повышается относительное удлинение образца до разрыва. Увеличив время выдержки при 150°C до 5 часов образец демонстрирует (кривая №3) значительное (на 30%) снижение предела прочности на разрыв, по сравнению с образцом который не подвергался нагреву. При этом пластические свойства изменяются незначительно. На месте разрыва присутствует незначительное расслоение материала образца.



Значительное снижение прочностных характеристик объясняется полным разупрочнением алюминия и нормализацией состояния зоны соединения. При нагревании до 300°C и выдержке при этой температуре 2 часа образец (кривая №4) показывает снижение предела прочности (на 25%) но пластичность возрастает (по сравнению с термически необработанным образцом) особенно возрастает относительное удлинение. Подобное изменение свойств объясняется начавшимися процессами рекристаллизации и разупрочнения меди. Увеличение времени выдержки (до 5 часов) при температуре 300°C (кривая №5) приводит к незначительному снижению прочности (еще на 5-10%), а пластичность практически не изменяется. На месте разрыва образца присутствует расслоение материала образца на расстоянии 3-4 мм.

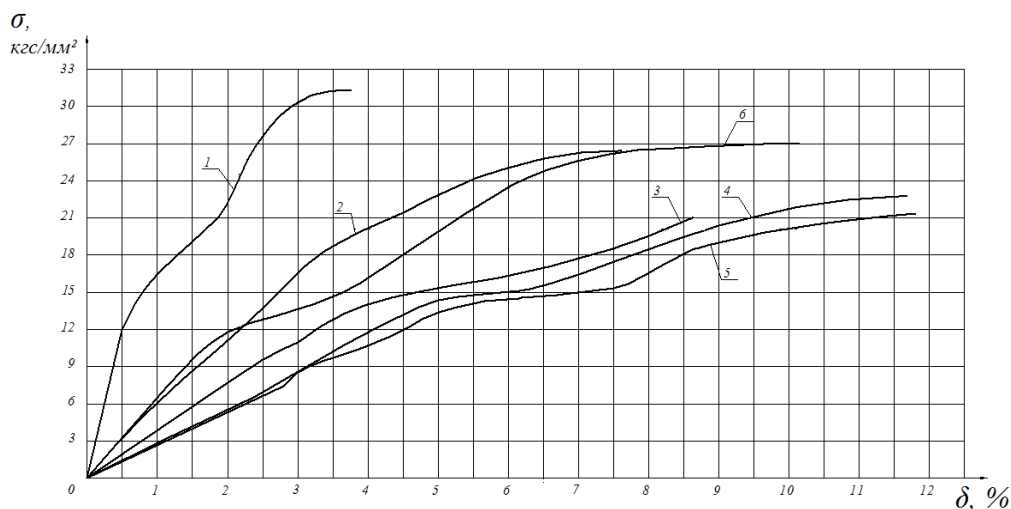


Рис. 4 – Кривые растяжения биметаллических образцов алюминий-медь с различными режимами отжига: 1 – без отжига; 2 – отожженный при температуре 150°C в течении 2 часов; 3 – отожженный при температуре 150°C в течении 5 часов; 4 – отожженный при температуре 300°C в течении 2 часов; 5 – отожженный при температуре 300°C в течении 5 часов; 6 – отожженный при температуре 450°C в течении 1 часа.

Оптимальными характеристиками пластичности и прочности обладает образец который подвергался неполному рекристаллизационному отжигу при температуре 450°C и выдержке 1 час. Образец обладает (кривая № 6) высокой пластичностью (после отжига пластичность повысилась в 2,5 раза и прочностными характеристиками, после отжига прочность понизилась всего на 15%). Можно сделать предположение, что данный вариант термической обработки является оптимальным для получения необходимых высоких прочностных характеристик материала, при этом улучшаются пластические показатели. Также в месте разрыва отсутствует расслоение материала.

Для теоретического определения механических свойств биметалла (предел пропорциональности, предел текучести, предел прочности, относительное удлинение) использовали методику [7]. Результаты теоретических и экспериментальных исследований сведены в таблицу.

Образцы состоят из основы – алюминия и плакирующего слоя – меди. Если отбросить экономическую составляющую, данный биметалл в среднем



имеет более высокую прочность, чем алюминий, пластичней (на 35-40%) и легче (на 40-60%) чем медь. Однако подобное улучшение свойств зависит не только от толщин слоев составляющих компонентов, а и от ряда других факторов: величины упрочнения полученной при соединении, температурного режима и продолжительности отжига, состояния структуры сварного шва (наличие включений и интерметаллидов) и др. Все перечисленные выше параметры необходимо учитывать при дальнейшей обработке во избежание получения брака. Расслаивание материала, появление трещин, разрывов, гофр, нежелательных утонений в опасных сечениях и др. – все это нежелательные спутники производственного процесса.

Таблица. Механические свойства биметалла алюминий-медь

Термическая обработка	$\sigma_{\text{пл}}$ , кгс/мм <sup>2</sup>		$\sigma_{0,2}$ , кгс/мм <sup>2</sup>		$\sigma_{\text{в}}$ , кгс/мм <sup>2</sup>		$\delta$ , %	
	Теор.	Эксп.	Теор.	Эксп.	Теор.	Эксп.	Теор.	Эксп.
Нет	11,8	14,86	21,29	22,14	30,29	31,43	5,3	3,76
150°C / 2 ч	11	13,13	15,71	18,64	25,3	28,57	8,2	7,61
150°C / 5 ч	10	13,2	14,8	16,3	24,3	22,8	10,7	8,63
300°C / 2 ч	9,1	11,1	13,92	16,5	23,93	25,4	14,4	11,68
300°C / 5 ч	7,5	8,74	11,43	16,88	21,86	25	18,2	11,68
450° / 1 ч	6,8	11,01	10,7	14,38	20,36	27,15	22,1	10,15

Критическое расхождение величины механических характеристик исследуемого биметалла может объясняться тем, что алюминий имеет свойства термически упрочняются при отжиге после холодной деформации, и кроме основного процесса – рекристаллизации, может протекать побочный процесс – частичная закалка (подкалка) с последующим старением [6]. Именно закалкой алюминия объясняется резкое повышение прочности и снижение пластичности биметалла при высокой температуре отжига. Данное упрочнение, на наш взгляд, не является негативным процессом, а наоборот дает возможность улучшить свойства материала.

**Выводы.** Экспериментальное определение механических свойств композитов позволяет избежать возможных нежелательных последствий еще на стадии проектирования, когда ошибка может быть легко устранена. Поэтому рекомендуется либо проводить полное исследование свойств новых композиционных материалов, либо собрать все данные по уже изученным композитам и экспериментально установить наиболее важные свойства обрабатываемых композитов, прогнозировать на их основе поведение материала при обработке и проектировать технологический техпроцесс и оснастку.

**Список литературы:** 1. Драгобецкий В.В. Тепловые процессы при совмещении операций сварки и штамповки взрывом / В.В. Драгобецкий // Системные технологии. Математические проблемы технической механики. Сборник научных трудов: Днепропетровск, «Сист.техн.», – 2002. – Выпуск 4 (21). – С. 89–94. 2. Крупин А.В. Обработка металлов взрывом / А.В. Крупин, В.Я. Соловьев, Г.С. Попов, М.Р. Костев. – М.: Металлургия, 1991. – 495 с. 3. Тимов В.А. Напрямки розвитку способів виготовлення біметалевих трубчастих елементів з різномірних матеріалів витягуванням / В.А. Тимов, Р.С. Борис М.С. Тривайло // Вісник Національного технічного університету України «Київський

політехнічний інститут”, серія “Машинобудування”, – 2009. – №56. – С. 154-159. **4.** Miyazaki S. Plastic deformation of Al–Cu–Fe quasicrystals embedded in Al<sub>2</sub>Cu at low temperatures / S. Miyazaki, S. Kumai, A. Sato // Mater Sci Eng. – 2005. – А 300–5. – Р. 400–401. **5.** Драгобецкий В.В. Использование взрывной обработки для получения деталей из слоистых металлических композиций / В.В. Драгобецкий, Е.В. Шаповал // Вестник Харьковского политехнического университета. Обработка металлов давлением: Харьков. Харьковский государственный политехнический университет, – 1999. – №76. – С.32–34. **6.** Голованенко С.А. Сварка прокаткой биметаллов / С.А. Голованенко. – М.: Металлургия, 1977. – 160 с. **7.** Аркулис Г.Э. Теория пластичности / Г.Э. Аркулис, В.Г. Дорогобид. – М.: Металлургия, 1987. – 352 с.

Надійшла до редакції 28.10.2013

**Результаты экспериментальных исследований по деформированию слоистых заготовок / Гайкова Т. В., Пузырь Р. Г., Наумова Е. А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С.37-42. Бібліогр.: 7 назв.**

Особлива роль серед нових матеріалів належить шаруватим металевим композиціям, які володіють новими якостями, відмінними від якостей вихідних металів. Тому при деформуванні багат шарової металевої композиції виникають труднощі з побудовою технологічних переходів, що забезпечують задану якість готового виробу. У статті висвітлені деякі питання холодної пластичної деформації біметалу алюміній-мідь, побудовані експериментальним шляхом залежності зусилля – деформація композиції алюміній-мідь.

**Ключові слова:** деформування, зразок, біметал, мідь, алюміній.

The special role of new materials belong layered metal compositions having new properties distinct from the parent metal. Therefore, during the deformation of a multilayer metal composition having difficulty with building technology transition to ensure the specified quality of the finished product. The article highlights some of the issues of cold plastic deformation of the bimetal aluminum-copper, built by experimentation force -deformation depending on the composition of aluminum-copper.

**Keywords:** deformation, sample, bi-metal, copper, aluminum.

УДК 621.771

**В. С. ГАПОНОВ**, докт. техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»;

**Ю. Д. МУЗЫКИН**, канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»;

**В. В. ТАТЬКОВ**, канд. техн. наук, вед. научн. сотр., НТУ «ХПІ»;

**А. Ю. ПУТНОКИ**, канд. техн. наук, эксперт-консультант, НТУ «ХПІ»;

**А. И. ВОЙТОВИЧ**, механик ЦГПТЛ, ОАО «Запорожсталь», Запорожье.

## **ХАРАКТЕРИСТИКИ РЕЖИМА РАБОТЫ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ ПРОКАТНОГО СТАНА «1680» ЦГПТЛ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО КОМБИНАТА ОАО «ЗАПОРОЖСТАЛЬ»**

Представлен анализ работы зубчатых передач, используемых в прокатном оборудовании, показан закон изменения переменных нагрузок, дана оценка ресурса работы согласно принципу линейного суммирования повреждений.

**Ключевые слова:** зубчатая передача, условия и ресурс работы, усталостная прочность, закон распределения.

**Введение.** Анализ условий работы зубчатых передач, используемых в прокатном оборудовании, показывает, что, несмотря на определенные особенности эксплуатации, зависящие от вида конкретного оборудования, они имеют общие показатели работы: высокие нагрузки со значительной динамической составляющей; широкий температурный диапазон работы;

нестабильная, а часто недостаточная, система смазки; низкая степень фильтрации воздушной и гидравлической сред, в которых работает зубчатая передача; значительный уровень низко- и высокочастотных вибраций деталей, сопряженных с зубчатой парой; неудовлетворительные условия обслуживания при работе, связанные как с габаритными, так и весовыми показателями передач. Кроме того, широкий спектр конструктивных и технологических решений, используемых при изготовлении зубчатых передач, существенно усложняет процесс определения надежности и долговечности их работы [1].

Опыт эксплуатации зубчатых передач, работающих в указанных условиях, показал, что ресурс их работы регламентируется усталостной прочностью зубьев по напряжениям изгиба. Это связано с тем, что в зоне сопряжения зубьев при передаче окружного усилия геометрия боковой поверхности существенно влияет на величину деформации зубьев, которая происходит вдоль нормали в зоне контакта. Этот эффект значительно усиливается из-за погрешностей геометрии деталей, сопряженных с зубчатой парой.

Таким образом, усталостная прочность зубьев, которая зависит практически от всех ранее рассмотренных параметров, является случайной величиной и может рассматриваться только в вероятностной постановке, так как все определяющие ее переменные не детерминированы и могут быть получены только экспериментальным путем [2].

**Цель работы, постановка задачи.** Действующий в настоящее время стандарт ГОСТ21354-87 [3] предусматривает расчет на усталостную прочность при переменных режимах нагружения в предположении линейного суммирования повреждений за конкретный период работы. Физический смысл линейного суммирования заключается в том, что по экспериментально полученной гистограмме распределения крутящих моментов во времени находят предельное состояние зубчатой передачи как сумму повреждений для каждого режима работы при условии, что время его действия достаточно велико и обеспечивает получение числа циклов нагружения более  $5 \cdot 10^4$ .

Исходя из уравнения кривой усталости, действие всего комплекса напряжений  $\sigma_i$  в течение срока службы  $t_i$  и соответствующей частоты вращения  $n_i$  заменяем напряжением  $\sigma_1$  от расчетного крутящего момента  $T_1$ , действующего в течение эквивалентного числа циклов нагружений

$$N_E = 60\mu_F \sum n_i t_i = 60 \cdot \sum \left( \frac{\sigma_i}{\sigma_1} \right)^{m_F} n_i t_i.$$

Показатель кривой усталостной прочности при расчетах на изгиб для зубчатых колес с цементацией рабочих поверхностей и закалкой до твердости  $HR_c > 40$  составляет  $m_F=9$ , а при твердости  $HB \leq 350$   $m_F=6$ . Коэффициенты  $\mu$ , характеризующие интенсивность нагружения, целесообразно определять по гистограммам экспериментальных исследований режимов нагружений реальных редукторов:

$$\mu_F = \sum \left( \frac{T_i}{T_1} \right)^{m_F} \cdot \frac{N_i}{N_\Sigma},$$

где  $N_i$  – число циклов нагружений моментом  $T_i$ ,

$N_\Sigma$  – суммарное число циклов нагружений за расчетный срок службы передачи.

Используя принцип суперпозиции, заменяем истинную циклограмму нагружения на типовой график, представляющий монотонно убывающую зависимость различной интенсивности, которая определяет один из шести типовых режимов работы. Установление фактического характера нагружения зубчатой передачи связанного с реализацией конкретного технологического процесса, является неременным условием для оценки накопленных повреждений при реализации метода линейного суммирования.

**Материалы исследования.** Учитывая специфический характер технологического процесса прокатки и зачастую его неоднозначность из-за отклонений режимов работы от расчетных, построение гистограмм реальных нагрузок, воспринимаемых зубчатыми передачами, представляет значительные трудности и может быть получено только экспериментально прямыми замера. Реальная циклограмма нагружения должна учесть все эксплуатационные факторы, влияющие на эффективность работы как отдельных элементов, так и всей системы в целом. Чем сложнее функциональное назначение каждого элемента и чем больше их в системе, тем больше вероятность возникновения отказов, которая подчиняется стохастическим закономерностям.

На практике для описания реальных случайных величин успешно используют математическое моделирование законов распределения, среди которых особое место занимает нормальный закон распределения. Вероятность его проявления тем выше, а описание реальной случайной величины тем точнее, чем больше независимых факторов оказывает на нее влияние и чем меньше удельный вес каждого из них в конечном результате. Данное положение строго доказывается в теореме Ляпунова [4] и позволяет провести обработку статистических данных для определения характеристик эмпирического распределения.

При определении параметра, наиболее полно характеризующего режим нагружения зубчатых передач, необходимо как непосредственно установить данный интегральный показатель, так и указать место его фиксации. Наиболее полно всем указанным требованиям отвечает параметр крутящего момента на валу электродвигателя AMZ1600GF12MSBA, который непосредственно соединен с вал-шестерней силового редуктора чистой клетки № 5 непрерывного тонколистового стана горячей прокатки «1680», установленного в ЦГПТЛ Запорожского металлургического комбината «Запорожсталь». Методами математической статистики была обработана выборка, включающая 10550 измерений, полученных за время непрерывной работы стана в течение 120 часов. Исходя из объема выборки, она репрезентативная, а, учитывая, что

она была взята случайным образом из генеральной совокупности в 4500 часов, ее следует признать вполне достоверной.

Анализ выборки показал, что границы изменения крутящего момента лежат в интервале  $T_{\min} = 40$  кНм и  $T_{\max} = 165$  кНм. С учетом точности измерений и возможностей расшифровки осциллограмм, весь диапазон разбит на 5 интервалов с шагом в 25 кНм, для которых были определены частоты и частости эмпирического распределения. С учетом полученного характера гистограммы, а также посылки о нормальном законе распределения крутящего момента на валу электродвигателя, было произведено сопоставление эмпирического распределения с теоретическим нормальным. Так как рассматриваемая выборка является репрезентативной, можно принять, что среднее арифметическое значение случайной величины и ее среднее квадратическое отклонение для генеральной совокупности и для рассматриваемой выборки одинаковы, то есть  $\bar{X}_0 = \bar{X}$ ;  $\sigma_0 = S$ . Тогда

$$\bar{X} = \frac{\sum f_i X_i}{n}; \quad S = \sqrt{\frac{\sum f_i (X_i - \bar{X})^2}{n}},$$

где  $X_i$  – середина интервала;

$f_i$  – частота эмпирического распределения;

$n$  – суммарное число измерений.

По результатам расчетов получены статистические параметры распределения;  $\bar{X} = 101$  кНм,  $S = 19,4$  кНм.

Из табл. 1 следует, что частоты эмпирического распределения  $f_i$  и теоретического нормального  $f'_i$  хорошо согласуются.

Таблица 1. Характеристики выборки.

X		$X_i$	$f_i$	$f'_i$
от	до			
40	65	52,5	437	238
65	90	77,5	2079	2609
90	115	102,5	5881	5407
115	140	127,5	2016	2122
140	165	152,5	137	162

Проиллюстрируем данное утверждение, наложив на экспериментальную кривую распределения кривую теоретическую нормального закона распределения. Для этого определим координаты характерных точек нормального распределения (табл. 2).

Таблица 2. Точки нормального распределения.

Абсцисса	$X = \bar{X}$	$X = \bar{X} \pm S$	$X = \bar{X} \pm 2S$	$X = \bar{X} \pm 3S$
Ордината	$f'_X = 0,4 \frac{nc}{S}$	$f'_S = 0,242 \frac{nc}{S}$	$f'_{2S} = 0,054 \frac{nc}{S}$	$f'_{3S} = 0$

Результаты расчетов показывают:  $f'_X = 5438$ ,  $f'_S = 3290$ ;  $f'_{2S} = 734$ ;  $f'_{3S} = 0$ .

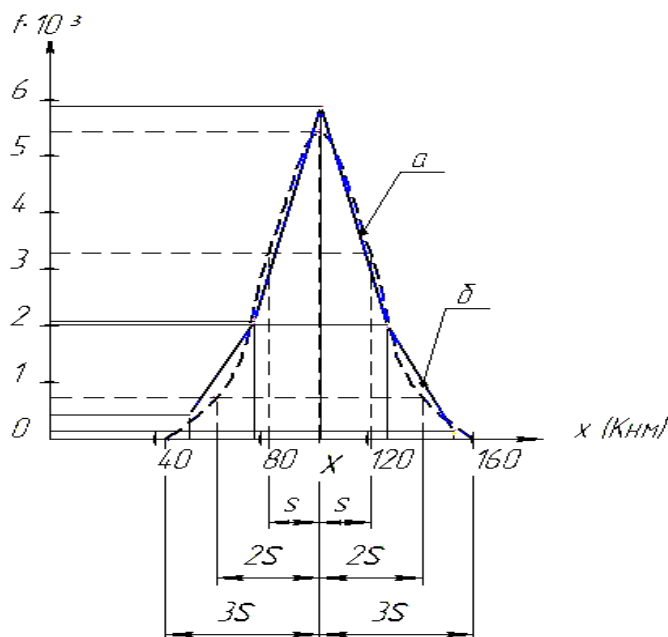


Рис. – Кривые распределения: а – теоретическая; б – экспериментальная

Сравнение эмпирического и теоретического нормальных законов распределения, представленных на рисунке, показывает высокую степень их согласования, а, следовательно, характер нагружения зубчатых передач подчиняется нормальному закону распределения. Следовательно, среднее значение крутящего момента, определяемое по гистограмме за рассматриваемый промежуток времени, можно принять как средневзвешенный показатель между максимальной и минимальной величиной крутящего момента.

С учетом полученного закона распределения можно определить коэффициенты интенсивности нагружения по изгибу для шестерни и колеса силового редуктора чистой клетки № 5 прокатного стана «1680», которые составили соответственно 0,079 и 0,154. Сравнение данных результатов с типовыми режимами нагружения по ГОСТ21354-87 показывает, что для рассматриваемого случая работа происходит по среднему равновероятному режиму, который характеризуется параметрами 0,1 и 0,143. Установив таким образом режим нагружения, можно, используя принцип суммирования повреждений от напряжений изгиба, определить накопленные за сутки работы повреждения, оценив их в виде

$$\Delta_i = 60 \cdot n_i \sum t_i T_i^m = 60 \cdot n_i t_c \cdot \mu_i T_{i \max}^m,$$

где  $T_{i \max}$  – наибольшее длительно действующее значение крутящего момента, который, как было показано выше, можно определить как средневзвешенное значение на рассматриваемом интервале;

$\mu_i$  – показатель интенсивности нагружения в течение рассматриваемых суток,

$t_c = \sum t_i$  – время работы в течение рассматриваемых суток;

$n_i$  – постоянная частота вращения.

Учитывая, что для номинальных режимов эксплуатации с крутящим моментом  $T_{\text{ном}}$ , частотой вращения  $n_{\text{ном}}$  и типовым режимом нагружения  $\mu_{\text{ном}}$ , ожидаемый ресурс работы зубчатых передач, как правило, оговаривается  $t_{\Sigma}$ , можно определить накопленные повреждения за сутки

$$\Delta_i = 60 \cdot n_{\text{ном}} \cdot t_i \cdot \mu_{\text{ном}} T_{\text{ном}}^{m_F}.$$

Используя метод оценки эквивалентного числа циклов при переменных напряжениях изгиба и установив фактически накопленные за сутки повреждения, можно оценить как отработанный ресурс работы в часах, так и оставшийся срок эксплуатации, в течение которого, в случае необходимости, должен быть выполнен плановый ремонт, связанный с заменой зубчатых колес, выработавших свой ресурс.

**Выводы.** На основании анализа работы зубчатых передач, используемых в прокатном оборудовании, было установлено, что ресурс их работы определяется усталостной прочностью зубьев по напряжениям изгиба и регламентируется условиями эксплуатации. Так как рабочие параметры в общем случае являются не детерминированными, усталостная прочность зубьев является случайной величиной, которую можно рассматривать только в вероятностной постановке. На примере изучения крутящего момента на валу электродвигателя силового редуктора чистовой клетки № 5 прокатного тонколистового стана «1680», установленного в ЦГПТЛ, было показано, что режим нагружения подчиняется нормальному закону распределения, а следовательно, при определении остаточного ресурса зубчатых передач по стандарту ГОСТ 21354-87, можно использовать принцип линейного суммирования повреждений. Для оценки накопленных повреждений в качестве типового режима нагружения следует принимать средний равновероятный. Мониторинг накопленных повреждений позволяет планировать ремонтные работы, связанные с обслуживанием зубчатых передач.

Полученные результаты носят не частный, а общий характер, позволяющий при оценке надежности работы прокатного оборудования использовать найденный закон распределения и для других элементов, так как условия нагружения силового редуктора можно считать интегральным показателем работы всего комплекса в целом.

**Список литературы:** 1. Полухин П.И. Прокатное производство. – М.: Металлургия, 1982.- 696 с. 2. Решетов Д.Н. Детали машин. – М.: Машиностроение, 1989. – 496 с. 3. ГОСТ 21354-87. Передачи зубчатые цилиндрические эвольвентные внешнего зацепления. Расчет на прочность. – М.: Изд-во стандартов, 1988. – 127 с. 4. Дисонсон Н., Лион Ф. Статистика и планирование в технике. – М.: Мир, 1981. – 385 с.

*Надійшла до редколегії 24.10.2013*

УДК 621.771

**Характеристики режима работы зубчатых передач прокатного стана «1680» ЦГПТЛ металлургического комбината ОАО «Запорожсталь» / Гапонов В. С., Музыкин Ю. Д., Татьков В. В., Путноки А. Ю., Войтович А. И. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 42-48. Бібліогр.:4 назви.**

Подано аналіз роботи зубчастих передач, що використовуються у прокатному обладнанні, вказано закон зміни перемінного навантаження, дана оцінка ресурсу роботи відповідно до принципу лінійного підсумовування ушкоджень.

**Ключові слова:** зубчаста передача, умови та ресурс роботи, втомна міцність, закон розподілення.

The analysis of work of gearings which are utilized in a rental equipment is given, the law of change of the variable loading is indicated, the estimation of resource of work in accordance with principle of the linear adding up of damages is given.

**Keywords:** gearing, terms and resource of work, tireless durability, distributing law.

УДК 621.77

**В. О. ЄВСТРАТОВ**, докт. техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»;

**В. М. ЛЕВЧЕНКО**, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПІ»;

**В. С. КАЛИТА**, магістрант, НТУ «ХПІ».

## **ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ ПРОЦЕСУ ВИДАВЛЮВАННЯ В УМОВАХ НЕСИМЕТРИЧНОГО РОЗТАШУВАННЯ ІНСТРУМЕНТА**

У статті представлені результати теоретичного дослідження процесу холодного видавлювання деталей типу коробок зі змінною за периметром товщиною стінки, які отримані з використанням енергетичного методу. Значення параметрів, які варіювали, визначали із принципу мінімуму повної енергії деформації. На основі отриманих закономірностей розроблений і реалізований алгоритм математичної моделі. Результати дослідження можуть бути корисні при розробленні нових і вдосконалюванні існуючих технологічних процесів.

**Ключові слова:** видавлювання, деформація, коробка із змінною за периметром товщиною стінки, САПР, моделювання.

**Вступ.** Скорочення витрати металу, збільшення продуктивності праці й підвищення якості деталей машин і приладів можливе на основі прискореного розвитку та застосування в промисловості прогресивних технологічних процесів. Одним з таких процесів є холодне видавлювання, яке широко застосовується в економічно розвинених країнах світу.

Холодне видавлювання характеризується схемою напруженого стану з високим значенням гідростатичного тиску, що дозволяє здійснювати формозміну заготовки зі значними ступенями деформації без її руйнування. Крім того, у результаті значного зміцнення межа міцності зростає в 1,5...2 рази, а в результаті поліпшення структури підвищується зносостійкість і втомна міцність деталей. Це дає можливість використовувати більш дешеві сплави й заощадити на термообробленні. У порівнянні з литтям і гарячим штампуванням КВМ при холодному видавлюванні вище на 10...30%, а в порівнянні з різанням – у 2...3 рази. Крім того, одержувані вироби вимагають мінімальних обсягів оздоблювальних операцій і механічного оброблення.

**Аналіз останніх досліджень і літератури.** У різних галузях промисловості (машинобудуванні, приладобудуванні, електронній, радіотехнічній) широко використовують порожнисті вироби прямокутної



форми типу коробок з постійною і змінною по периметру товщиною стінки (рис. 1).



Рис. 1 – Деталь типу коробок

Незважаючи на очевидну доцільність виготовлення таких деталей видавлюванням, технології ХВ використовують усе ще недостатньо широко. Це пов'язане з тим, що технологічні розрахунки для процесів видавлювання деталей прямокутної форми базуються багато в чому на емпіричних даних, а існуючі теоретичні розв'язки внаслідок ряду допущень досить неточні, що не дозволяє автоматизувати процес технологічної підготовки з використанням ЕОМ. Так, наприклад, в існуючих розв'язках деформаційне зміцнення, вплив якого при холодному видавлюванні досить велике, взагалі не враховується, а межа плинності вважається постійною величиною [1, 2]. Очевидно, що такий спрощений підхід був обумовлений обмеженістю та низькою швидкістю обчислювальних засобів, що не дозволяли за прийнятний час вирішувати такі не прості, у тому числі і у математичній постановці, завдання. Зараз, завдяки успіхам у розвитку обчислювальної техніки, з'явилася можливість вирішувати дуже складні завдання, наприклад, плинності металу при зворотному вдавлюванні в умовах несиметричного розташування матриці відносно пуансона [3, 4].

**Мета досліджень, постановка проблеми.** При видавлюванні деталей зі змінної по периметру товщині стінки пуансон розташовується несиметрично щодо площини симетрії матриці. Пуансон так само може розташовуватися несиметрично при видавлюванні деталей з постійною товщиною стінки в результаті похибок виготовлення інструмента або налагодження штампа. В цьому випадку у відповідності із законом найменшого опору має місце нерівномірність деформації, зміщення поверхні розділу плинності металу щодо площини симетрії матриці, а через це до отримання різної висоти стінок. Щоб запобігти цьому, необхідно навчитися керувати процесом, наприклад шляхом збільшення опору плинності металу в більш товстий стінок. Але такі завдання можна вирішувати, тільки в тому випадку, коли є відповідна математична модель процесу.

Метою даного дослідження було одержання теоретичних залежностей і створення математичної моделі процесу холодного видавлювання деталей типу коробок зі змінною по периметру товщиною стінки, що дозволяють із урахуванням деформаційного зміцнення визначити енергосилові параметри,

вирішувати завдання кінцевої формозміни і розробляти відповідні системи САПР ХВ.

**Матеріали досліджень.** Розрахункова схема видавлювання представлена на рис. 2. Осередок деформації включає зони 1, 1t, 2 і 2t. Для центральної області коробки можна вважати, що деформація пласка, а швидкість плинину металу в напрямку, що перпендикулярний площині перетину, дорівнює нулю. Розмір  $\Delta$  визначає положення поверхні розділу плинину. Цей параметр поряд з висотою осередку деформації в зонах 1 і 1t може бути визначений тільки на основі варіаційного підходу з використанням принципу мінімуму повної енергії деформації [5].

Для побудови математичної моделі процесу видавлювання в умовах плоскої деформації з несиметричним розташуванням пуансона щодо матриці використовували енергетичний метод [5, 6].

Відповідно до алгоритму даного методу побудоване поле швидкостей для зон 1, 1t, 2, 2t, 3 і 3t (рис. 3), отримані аналітичні залежності для компонентів вектора швидкості по відповідним координатам, розраховані компоненти тензора швидкостей деформації та інтенсивність швидкостей деформації для кожної із зон, що утворюють осередок деформації.

Загальне зусилля деформування  $F_\delta$  визначали як

$$F_\delta = \frac{1}{v_0} \cdot \sum_{j=1}^{18} N_j, \quad (1)$$

де  $v_0$  – швидкість інструмента;

$N_j$  – потужності внутрішніх сил опору деформації, потужності тертя й потужності зсуву ( $j = 2 \dots 19$ ):

1) потужності внутрішніх сил спротиву деформації (індекси показують зону, де розраховуємо відповідну потужність):

$$N_{\text{всд}1} = \int_{h-h_\delta}^h \int_0^L \int_{\Delta}^{b_n+\delta} \sigma_s(\varepsilon_{i1}) \cdot \xi_{i1} \cdot dx dy dz, \quad (2)$$

$$N_{\text{всд}1t} = \int_{h-h_\delta}^h \int_0^L \int_{-(b_n-\delta)}^{\Delta} \sigma_s(\varepsilon_{i2t}) \cdot \xi_{i2t} \cdot dx dy dz, \quad (3)$$

$$N_{\text{всд}2} = \int_{h-h_\delta}^h \int_0^L \int_{b_n+\delta}^B \sigma_s(\varepsilon_{i2}) \cdot \xi_{i2} \cdot dx dy dz, \quad (4)$$

$$N_{\text{всд}2t} = \int_{h-h_\delta}^h \int_0^L \int_{-B}^{-(b_n-\delta)} \sigma_s(\varepsilon_{i2t}) \cdot \xi_{i2t} \cdot dx dy dz; \quad (5)$$

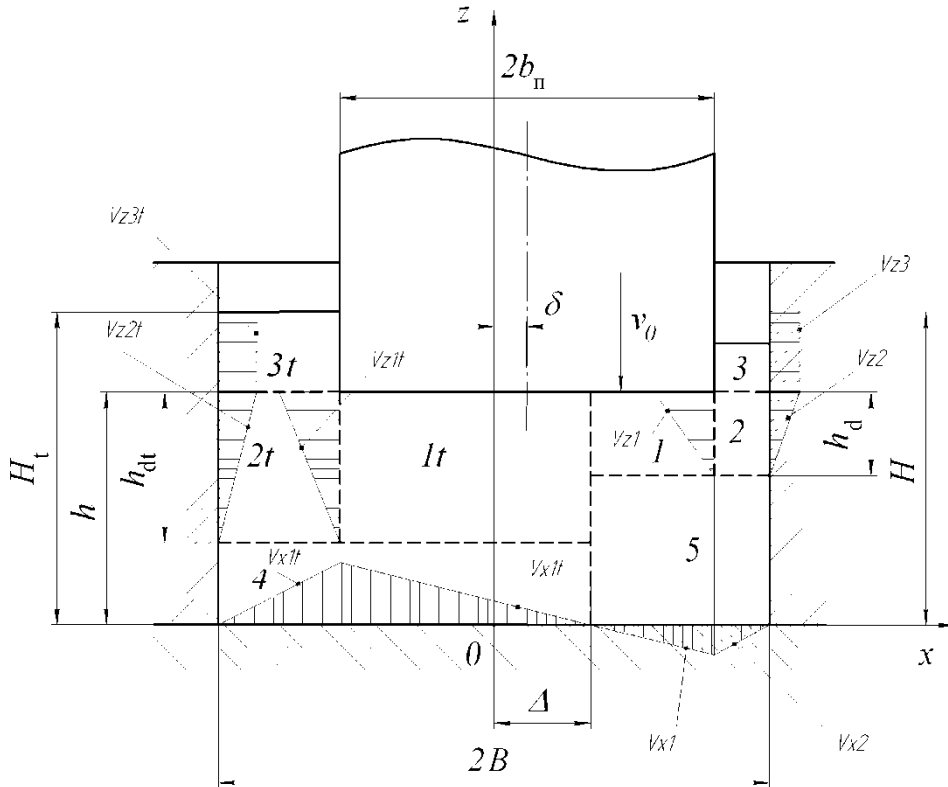


Рис. 2 – Розрахункова схема та поле швидкостей процесу видавлювання коробки із змінною по периметру товщиною стінки

2) потужності тертя:

$$N_{mp1} = \int_0^L \int_{\Delta} \tau_{\kappa} \cdot |v_{x1}(x)| \cdot dx dy, \quad (6)$$

$$N_{mp1t} = \int_0^L \int_{-(b_n-\delta)}^{\Delta} \tau_{\kappa} \cdot |v_{x1t}(x)| \cdot dx dy, \quad (7)$$

$$N_{mp2} = \int_{h-h_0}^h \int_0^L \tau_{\kappa} \cdot |v_{z2}(z)| \cdot dy dz, \quad (8)$$

$$N_{mp2t} = \int_{h-h_0}^h \int_0^L \tau_{\kappa} \cdot |v_{z2t}(z)| \cdot dy dz, \quad (9)$$

$$N_{mp3} = 2 \cdot \int_h^H \int_0^L \tau_{\kappa} \cdot |v_{z3}| \cdot dy dz, \quad (10)$$

$$N_{mp3t} = 2 \cdot \int_h^H \int_0^L \tau_{\kappa} \cdot |v_{z3t}| \cdot dy dz; \quad (11)$$

3) потужності зсуву:

$$N_{c1-t} = \int_0^L \int_{h-h_0}^h \tau_s \cdot |v_{z1}(z) - v_{z1t}(z)| \cdot dz dy, \quad (12)$$

$$N_{c1t-5} = \int_0^L \int_{h-h_0}^{h-h_0} \tau_s \cdot |v_{z1t}(z)| \cdot dz dy, \quad (13)$$

$$N_{c1-5} = \int_0^L \int_{\Delta}^{b_n+\delta} \tau_s \cdot |v_{x1}(x)| \cdot dx dy, \quad (14)$$

$$N_{c1-2} = \int_0^L \int_{h-h_0}^h \tau_s \cdot |v_{z1}(z) - v_{z2}(z)| \cdot dz dy, \quad (15)$$

$$N_{c2-3} = N_{c2-5} = \int_0^L \int_{b_n+\delta}^B \tau_s \cdot |v_{x2}(x)| \cdot dx dy, \quad (16)$$

$$N_{c1t-4} = \int_0^L \int_{-(b_n-\delta)}^{\Delta} \tau_s \cdot |v_{x1t}(x)| \cdot dx dy, \quad (17)$$

$$N_{c1t-2t} = \int_0^L \int_{h-h_0}^h \tau_s \cdot |v_{z1t}(z) - v_{z2t}(z)| \cdot dz dy, \quad (18)$$

$$N_{c2t-3t} = N_{c2t-4} = \int_0^L \int_{-B}^{-(b_n-\delta)} \tau_s \cdot |v_{x2t}(x)| \cdot dx dy, \quad (19)$$

де  $v_{zk}$  та  $v_{xk}$  – компоненти векторів швидкості ( $k$  – індекс позначення зони);

$\xi_{ik}$  – інтенсивність швидкостей деформації;

$\sigma_s(\varepsilon_{ik})=f(\varepsilon_{ik})$  – межа плину (функція інтенсивності деформації  $\varepsilon_{ik}$ ),

$\tau_k=\mu \cdot \sigma_s(\varepsilon_{ik})$  – контактне дотичне напруження (по формулі Зібеля),

$\mu$  – коефіцієнт тертя;

$\tau_k=0,5 \cdot \sigma_s(\varepsilon_{ik})$  – межа плину на зсув;

$L$  – довжина деталі, що видавлюється. Інші величини у формулах (2...19) показані на схемі процесу (див. рис. 2).

Межу плину як функцію інтенсивності деформації розраховували для кожної зони, використовуючи апроксимацію діаграми дійсних напружень кубічною залежністю [7]:

$$\sigma_s(\varepsilon_i) = A_3 \cdot \varepsilon_i^3 + A_2 \cdot \varepsilon_i^2 + A_1 \cdot \varepsilon_i + A_0, \quad (20)$$

де  $A_0, A_1, A_2$  і  $A_3$  – коефіцієнти, що залежать від матеріалу.

При створенні математичної моделі процесу від зусилля деформування переходили до його питомої величини:

$$\bar{p}(\Delta, h_0, h_{0m}) = \frac{F_0(\Delta, h_0, h_{0m})}{\sigma_{s0} \cdot 2 \cdot b_n \cdot L}, \quad (21)$$

де  $\sigma_{s0}$  – межа плину для незміщеного матеріалу.

Усі рівняння приводили до критеріального виду.

Мінімізація питомого зусилля деформування як функції параметрів, що варіювалися  $(\Delta, h_0, h_{0m})$ , проводили методом покоординатного спуску.

Інтенсивності деформації для кожної із зон осередку деформації знаходили шляхом інтегрування відповідних залежностей для інтенсивностей швидкостей деформації за часом:

$$\varepsilon_i = \int_{\Delta\tau} \xi_i d\tau. \quad (22)$$

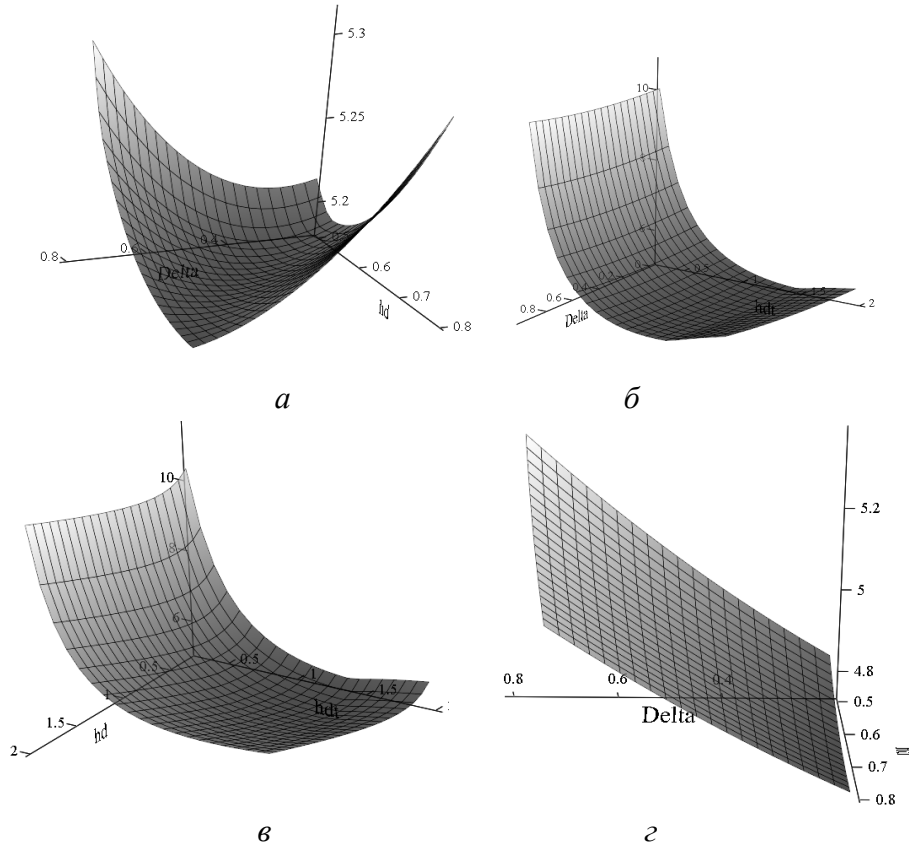


Рис. 3 – Графіки залежностей питомого зусилля деформації: *a, б, в* – для  $\bar{\delta} = 0,15$  як функції параметрів  $\bar{\Delta}$  і  $\bar{h}_d$  при  $\bar{h}_{dt} = 1,52$ ,  $\bar{\Delta}$  і  $\bar{h}_{dt}$  при  $\bar{h}_d = 0,57$ ,  $\bar{h}_d$  і  $\bar{h}_{dt}$  при  $\bar{\Delta} = 0,208$ ; *г* – при  $\bar{\delta} = 0$  як функція параметрів  $\bar{\Delta}$  і  $\bar{h}_d$  при  $\bar{h}_{dt} = 0,73$

**Результати досліджень.** Математична модель процесу реалізована в програмному середовищі Lazarus. Графіки залежностей питомого зусилля деформації від величини параметрів  $\bar{\Delta} = \frac{\Delta}{b_n}$ ,  $\bar{h}_t = \frac{h_t}{b_n}$ , і  $\bar{h}_{dt} = \frac{h_{dt}}{b_n}$  представлені на рис. 4 (для  $\mu = 0,1$ ;  $\bar{b}_n = 1$ ;  $\bar{B} = \frac{B}{b_n} = 1,3$ ;  $\bar{h} = \frac{h}{b_n} = 2$ ;  $\bar{H} = \frac{H}{b_n} = 2,2$ ;  $\bar{H}_t = \frac{H_t}{b_n} = 2,3$ ). З рис. 4, *a, б* и *в* видно, що при  $\bar{\delta} = 0,15$  для кожної пари параметрів, що варіюються, є зона, де розташований мінімум функції (величина третього параметра на всіх трьох графіках відповідала цій точці). При  $\bar{\delta} = 0$  (відсутність зсуву пуансона щодо матриці), параметр  $\bar{\Delta} = 0$  (див. рис. 4, *г*), що відповідає видавлюванню деталі з однакою товщиною стінок при однаковій швидкості плинущу металу між пуансоном і матрицею, а отже, однаковій висоті лівої та правої стінок деталі.

**Висновки.** У результаті проведеного теоретичного аналізу процесу видавлювання деталі типу коробок при несиметричному розташуванні інструмента розроблена математична модель, що дозволяє розрахувати величини параметрів, що визначають розміри осередку деформації та кінематику руху часток деформованої заготовки та енергосилові параметри процесу з урахуванням деформаційного зміцнення. Створений алгоритм і машинна модель (програма). Результати дослідження можна використати при розробленні підсистеми САПР ХВ порожнистих деталей прямокутної форми із змінною за периметром товщиною стінки.

**Список літератури:** 1. *Евстратов В.А., Куликов И.В., Иванов О.М.* Влияние несоосности инструмента на характер деформации и силовой режим и нагрузки, действующие на пуансон при выдавливании / *В.А. Евстратов, И.В. Куликов, О.М. Иванов* // Вестник Харьковского политехнического института. Прогрессивная технология обработки металлов, 1977. – № 131. – Вып. 4. – С. 38-44. 2. *Куликов И.В.* О влиянии противодавления на формоизменение и силовой режим при плоском несимметричном выдавливании. – Вестн. Харьк. политехн. ин-та «Прогрессивная технология обработки металлов», 1977, № 131, вып. 4, С. 45-48. 3. *Евстратов В.А.* Математическое моделирование процессов выдавливания в условиях трехмерного течения / *В.А. Евстратов, Г.А. Кротенко, В.Н. Левченко* // Обработка материалов давлением: збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА. – 2010. – №2 (23). – С. 8-15. 4. *Евстратов В.А.* Применение математических моделей для анализа и совершенствования процессов штамповки в условиях неосесимметричного течения / *В.А. Евстратов, В.Н. Левченко, Г.А. Кротенко* // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Труды 4-й Междунар. н.-техн. конф. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2001. – С. 210-211. 5. *Тарновский И.Я., Поздеев А.А., Ганаго О.А.* и др. Теория обработки металлов давлением. (Вариационные методы расчета усилий и деформации). Под ред. *И.Я. Тарновского*. М.: Металлургиздат, 1963. – 672 с. 6. *Евстратов В.А.* Теория обработки металлов давлением. – Харьков: Вища шк., 1981. – 248 с. 7. *Евстратов В.О., Левченко В.М.* Теорія пластичної деформації. Збірник задач і вправ. – Харків: ДП УкрНДІМет-СЕРТ, 2007. – 157 с.

Надійшла до редколегії 29.10.2013

УДК 621.77

**Теоретичний аналіз процесу видавлювання в умовах несиметричного розташування інструмента / Євстратов В. О., Левченко В. М., Калита В. С.** // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 48-54. Бібліогр.: 7 назв.

В статті представлені результати теоретичного дослідження процесу холодного об'ємного видавлювання деталей типу коробок з перемінною товщиною стінки, отримані з використанням енергетичного методу. Значення варіюємих параметрів визначали з принципу мінімуму повної енергії деформації. На основі отриманих закономірностей розроблено і реалізовано алгоритм математичної моделі. Результати дослідження можуть бути корисні при розробці нових і вдосконаленні існуючих технологічних процесів.

**Ключевые слова:** выдавливание, деформация, коробка с переменной по периметру толщиной стенки, САПР, моделирование.

The article presents the results of theoretical studying of the process of cold extrusion of the boxes with variable wall thickness with using the power method. The values of the variable parameters were determined from the principle of minimum total strain energy. On the basis of the dependents the algorithm of the mathematical model was developed and implemented. The results of studying may be useful in developing new and improving existing processes.

**Keywords:** extrusion, deformation, box with variable wall thickness, CAD, modeling.

УДК 621.721.01

**С. В. ЕРШОВ**, докт. техн. наук, проф., ДГТУ, Днепродзержинск;  
**С. Ю. ГАВРИЛИН**, ассистент, ДГТУ, Днепродзержинск;  
**С. Н. МЕЛЬНИК**, канд. техн. наук, гл. калибровщик, ПАО ДМКД,  
 Днепродзержинск.

## ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ ФАСОННОЙ ПОЛОСЫ В ФОРМИРУЮЩЕМ ШПУНТОВОМ КАЛИБРЕ

Шпунтовые сваи работают как консольные балки, нагруженные рассредоточенными силами. Основную нагрузку воспринимает полотно профиля. Суммарное воздействие сил создаёт изгибающий момент, под действием которого сваи могут деформироваться. Это приводит к разъединению свай в замковых элементах. Поэтому при производстве шпунтов особое внимание уделяют выполнению замковых элементов.

**Ключевые слова:** деформация, калибр, замковой элемент, формоизменение

**Введение.** На сегодняшний день растет тенденция уплотненной застройки и также реконструкция сооружений вблизи существующих зданий, подземных коммуникаций, что приводит к сокращению затрат на инфраструктуру. Использование шпунтового ограждения является одной из основных мер по предотвращению осадки фундамента близстоящих зданий при стесненном гражданском и промышленном строительстве.

Большим спросом пользуется шпунтовое ограждение с использованием металлического профиля шпунтовой сваи типа «Ларсен». Данный профиль, представляет собой П-образный контур с замковыми элементами на краях боковых стоек (фланцах).

**Анализ последних исследований и литературы.** На сегодняшний день существует несколько технологий производства профиля шпунтовой сваи типа «Ларсен»:

- 1) прокатка в двухвалковых клетях (ДМКД, Украина);
- 2) прокатка в двухвалковых и универсальных клетях (НТМК, РФ);
- 3) прокатка в двухвалковых клетях с последующей прокаткой-гибкой в непрерывной группе клетей типа «Тандем» (ArcelorMittal Steel, Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation).

Отличие данных технологий проявляется в различном выборе исходной заготовки в зависимости от необходимого профилиразмера и схемы прокатки [1–4]:  $B_0 > H_0$ ,  $H_0 < B_0$ , фасонный подкат, непрерывно литой балочный подкат. Как правило, прокатка ведется в 9–12 калибрах за 11–17 пропусков.

Общность данных технологий заключается в схожести калибров по назначению. По назначению калибры можно разделить в следующей последовательности: первые 3÷5 калибров – для формирования П – образного подката с утолщением на концах полок для последующего формирования замковых элементов; следующие 5÷6 калибров для утонения стенки, полок и

начального формирования замковых элементов, последние 1÷2 для окончательного формирования замкового элемента методом гибки.

Общей проблемой является выполнение замковых элементов при освоении новых профилеразмеров с большими габаритами.

В работе [4] автор относит шпунтовую сваю типа «Ларсен» к группе профилей с вертикальной осью симметрии и отогнутыми краями. В работах [6–7] авторы акцентируют внимание на назначение первых формирующих калибров, а именно, симметричную разрезку металла и равномерное накопление его в концах полок раската. В работах [8–9] были рассмотрены особенности заполнения сложного разрезного калибра, влияние заземления на формоизменение металла, получены данные, связывающие коэффициент обжата и соотношения площадей с параметрами деформированного состояния. Авторами работы [10] сопоставлены экспериментально и теоретически полученные картины течения металла в формирующих калибрах. В работе [11] проведен экспериментальный анализ формоизменения металла на различных этапах заполнения металлом очага деформации.

Описанные исследования проводились для профилей с базой профиля  $B_{\text{п}}=500$  мм (ширина готового профиля). Появление новых конструкций профиля шпунтовой сваи типа Ларсен ( $B_{\text{п}} > 500$  мм) приводит к изменению соотношений площадей между элементами профиля, что в свою очередь приводит к необходимости разработки новых методов расчёта калибровки валков, особенно в первых разрезных и черновых калибрах.

**Цель исследования, постановка проблемы.** Целью работы является определение влияния формы и размеров калибра на величину коэффициентов деформации при прокатке фасонной полосы в формирующих шпунтовых калибрах для новых конструкций профиля шпунтовой сваи типа Ларсен с  $B_{\text{п}} \geq 500$  мм.

**Материалы исследований.** Для определения влияния формы и размеров калибра на величину коэффициентов деформации при прокатке в шпунтовых формирующих калибрах было проведено планируемое теоретическое исследование, которое реализовано при помощи математической модели, общая методика которой изложена в работе [12]. Теоретический расчет выполнялся при помощи программного пакета ESV Deform, разработанного на кафедре ОМД ДГТУ, который в качестве математического аппарата использует метод конечных элементов для аппроксимации полей скоростей течения металла и вариационный принцип механики сплошных сред. За основу были взяты параметры прокатки в формирующем калибре при производстве шпунтовой сваи Л5Д ( $B_{\text{п}} = 500$  мм,  $B_{\text{кн}} = 445$  мм):  $V = 4,4$  м/с;  $T = 1050^{\circ}$  С;  $D_{\text{maxB}} = 1200$  мм,  $D_{\text{maxH}} = 616$  мм. Характерные размеры заготовки, раската и калибра представлены на рис.

В качестве независимых параметров геометрического очага деформации при планировании эксперимента были приняты следующие безразмерные величины:



$$m_1 = \eta = \frac{h_1}{h_0}, \quad m_2 = \frac{B_{grn} - B_{grv}}{h_{gr}}, \quad m_3 = \frac{B_{kn} - B_{kv}}{h_k} \times \frac{h_{z0}}{B_{zn} - B_{zv}}$$

где  $m_1$  – коэффициент обжатия (отношения толщины стенки после деформирования к толщине стенки задаваемого подката);

$m_2$  – коэффициент формы гребня нижнего ручья (отношение разности ширин оснований гребня к его высоте);

$m_3$  – коэффициент учитывающий защемление (отношение угла наклонной части калибра к углу наклона полки задаваемого подката).

Пределы варьирования факторов ограничили следующими величинами:

$$0.83 \leq m_1 \leq 0.98; \quad 0.54 \leq m_2 \leq 1.06; \quad 0.44 \leq m_3 \leq 0.9$$

Толщина заготовки была принята равной  $h_0 = 200$  мм.

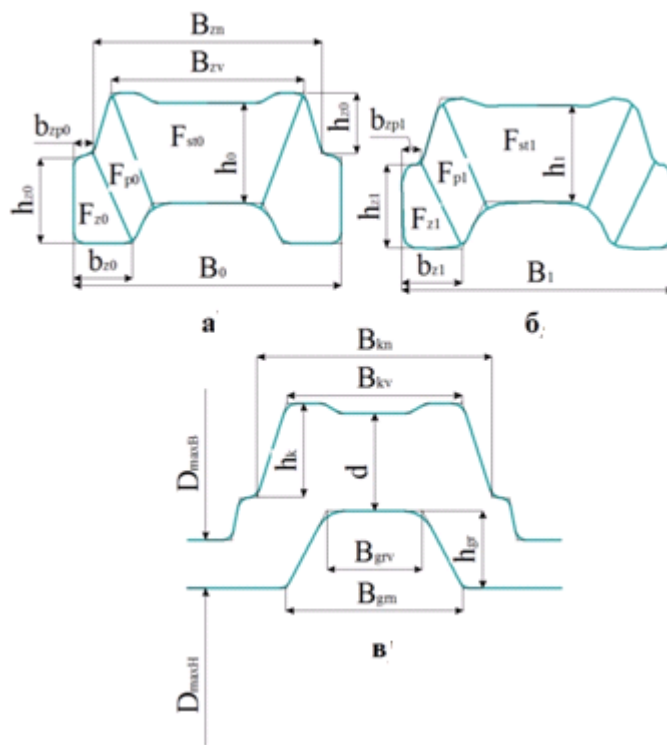


Рис. – Схема расстановки размеров: а – заготовка; б – раскат; в – калибр.

Размеры образцов и калибров для каждого опыта, а также расчетные величины коэффициентов формоизменения приведены в таблицах 1–4:

Таблица 1. Матрица планирования эксперимента

№	X <sub>1</sub>	X <sub>2</sub>	X <sub>3</sub>	m <sub>1</sub>	m <sub>2</sub>	m <sub>3</sub>
1	+	+	+	0,98	1,06	0,90
2	-	+	+	0,83	1,06	0,90
3	+	-	+	0,98	0,54	0,90
4	-	-	+	0,83	0,54	0,90
5	+	+	-	0,98	1,06	0,44
6	-	+	-	0,83	1,06	0,44
7	+	-	-	0,98	0,54	0,44
8	-	-	-	0,83	0,54	0,44

Таблиця 2. Розміри образців до деформування

№	$h_0$ , мм	$h_{z0}$ , мм	$b_{z0}$ , мм	$b_{zp0}$ , мм	$B_0$ , мм	$F_{st0}$ , мм <sup>2</sup>	$F_{p0}$ , мм <sup>2</sup>	$F_{z0}$ , мм <sup>2</sup>
1	200	169,6	117,5	39	10,0	62010	15660	13679
2	200	169,6	117,5	39	10,0	62010	15660	13679
3	200	169,6	117,5	39	20,0	62010	15660	13679
4	200	169,6	117,5	39	20,0	62010	15660	13679
5	200	169,6	117,5	39	15,0	62010	15660	13679
6	200	169,6	117,5	39	15,0	62010	15660	13679
7	200	169,6	117,5	39	25,0	62010	15660	13679
8	200	169,6	117,5	39	25,0	62010	15660	13679

Таблиця 3. Розміри образців після деформування

№	$h_1$ , мм	$h_{z1}$ , мм	$b_{z1}$ , мм	$b_{zp1}$ , мм	$B_1$ , мм	$F_{st1}$ , мм <sup>2</sup>	$F_{p1}$ , мм <sup>2</sup>	$F_{z1}$ , мм <sup>2</sup>
1	195,00	131,9	110,6	30	532,9	49907,31	20496,68	9705,15
2	165,00	128,1	96,59	34,48	534,8	45549,15	19745,03	8402,34
3	195,00	114,1	92,37	32,15	538	62226,68	12198,57	6680,14
4	165,00	107,1	97,06	34,42	537,98	50979,31	13911,32	6307,22
5	195,00	144,38	104,98	60,83	530	44747,4	15211,06	11485,24
6	165,00	133	97,5	61	532	41762,19	15088,2	9802,8
7	195,00	127,8	96,76	63	536	52441,54	9092,47	9616,44
8	165,00	112,2	96,4	54,5	532	49794,88	9294,71	8103,08

Таблиця 4. Розміри калібра

№	$B_{gm1}$ , мм	$B_{grv1}$ , мм	$h_{gr1}$ , мм	$B_{kv1}$ , мм	$B_{kn1}$ , мм	$h_{k1}$ , мм
1	354,00	190,00	155,00	350,00	470,00	187,00
2	354,00	190,00	155,00	350,00	470,00	187,00
3	354,00	270,00	155,00	350,00	470,00	187,00
4	354,00	270,00	155,00	350,00	470,00	187,00
5	354,00	190,00	155,00	350,00	409,00	187,00
6	354,00	190,00	155,00	350,00	409,00	187,00
7	354,00	270,00	155,00	350,00	409,00	187,00
8	354,00	270,00	155,00	350,00	409,00	187,00

Таблиця 5. Розрахункові величини коефіцієнтів формозмінення

№	$\lambda_{cp}$	$k_{fl}$	$\eta_z$	$\beta_z$	$\beta_{zp}$	$\beta$	$\lambda_{st}$	$\lambda_z$	$\square_p$
1	1,094	0,910	0,778	1,062	1,300	1,004	1,243	1,409	0,764
2	1,185	0,998	0,755	1,216	1,131	1,000	1,361	1,628	0,793
3	1,207	0,947	0,673	1,272	1,213	0,994	0,997	2,048	1,284
4	1,320	0,999	0,631	1,211	1,133	0,994	1,216	2,169	1,126
5	1,230	0,874	0,851	1,119	0,641	1,009	1,386	1,191	1,030
6	1,318	0,982	0,784	1,205	0,639	1,006	1,485	1,395	1,038
7	1,343	0,892	0,754	1,214	0,619	0,998	1,182	1,422	1,722
8	1,427	0,995	0,662	1,219	0,716	1,006	1,245	1,688	1,685

**Результаты исследования.** В результате обработки экспериментальных данных получили регрессионные зависимости:

$\beta = 1 + 0,013 \cdot m_2 - 0,014 \cdot m_3$  ( $R = 0,89$ ;  $\sigma = 0,03$ ) – коэффициент уширения полосы  $\beta = B_1/B_0$ ;

где  $R$  – коэффициент множественной корреляции,

$\sigma$  – стандартная ошибка оценки модели.

$\beta_z = 1,58 - 0,15 \cdot m_2$  ( $R = 0,73$ ;  $\sigma = 0,06$ ) – коэффициент уширения полосы по нижней кромке замка  $\beta_z = b_{z1}/b_{z0}$ ;

$\beta_{zp} = -0,112 - 1,18 \cdot m_3$  ( $R = 0,98$ ;  $\sigma = 0,07$ ) – коэффициент уширения полосы по верхней кромке замка  $\beta_{zp} = b_{zp1}/b_{zp0}$ ;

$\eta_z = 0,3 + 0,37 \cdot m_1 + 0,21 \cdot m_2 - 0,11 \cdot m_3$  ( $R = 0,98$ ;  $\sigma = 0,02$ ) – коэффициент обжатия полосы по замку  $\eta_z = \eta_{z1}/\eta_{z0}$ ;

$k_{f1} = 1,46 - 0,58 \cdot m_1$  ( $R = 0,97$ ;  $\sigma = 0,02$ ) – коэффициент заполнения металлом верхнего ручья  $k_{f1} = h_1/d$ ;

$\lambda_{cp} = 2,199 - 0,627 \cdot m_1 - 0,227 \cdot m_2 - 0,279 \cdot m_3$  ( $R = 0,99$ ;  $\sigma = 0,01$ ) – коэффициент средней вытяжки полосы  $\lambda_{cp} = F_{cp0}/F_{cp1}$ ;

$\lambda_p = 2,345 - 1,061 \cdot m_2 - 0,824 \cdot m_3$  ( $R = 0,97$ ;  $\sigma = 0,10$ ) – условный коэффициент вытяжки полосы по полке  $\lambda_p = F_{p0}/F_{p1}$ ;

$\lambda_{st} = 1,868 - 0,834 \cdot m_1 + 0,403 \cdot m_2 - 0,263 \cdot m_3$  ( $R = 0,97$ ;  $\sigma = 0,04$ ) – условный коэффициент вытяжки полосы по стенке  $\lambda_{st} = F_{st0}/F_{st1}$ ;

$\lambda_z = 2,922 - 0,824 \cdot m_2 + 0,851 \cdot m_3$  ( $R = 0,96$ ;  $\sigma = 0,12$ ) – условный коэффициент вытяжки полосы по замку  $\lambda_z = F_{z0}/F_{z1}$ .

Проверка адекватности формул по критерию Фишера показала, что эти модели адекватно описывают процесс формоизменения при прокатке в первых формирующих калибрах в диапазоне исследованных независимых параметров. Дополнительно выполнены оценка частных корреляций (табл. 5), а также количественная оценка взаимного влияния между функциями отклика и независимыми параметрами (табл. 6).

Таблица 6. Оценка корреляции между независимыми параметрами и функциями отклика

	$\square_{cp}$	$k_{f1}$	$\square_z$	$\square$	$\square_z$	$\square_{zp}$	$\square_{st}$	$\square_z$	$\square_p$
m1	-0,48	-0,91	0,40	0,00*	-0,42	0,07*	-0,45	-0,32*	0,06*
m2	-0,59	-0,18*	0,81	0,64	-0,63	0,01*	0,75	-0,67	-0,80
m3	-0,65	0,29*	-0,38*	-0,62	0,01*	0,98	-0,43	0,61	-0,55

\* – параметры статистически не значимы

Таблица 7. Количественная оценка взаимного влияния независимых параметров от функций отклика

	$\square_{cp}$	$k_{f1}$	$\square_z$	$\square$	$\square_z$	$\square_{zp}$	$\square_{st}$	$\square_z$	$\square_p$
m1	-33%	-68%	27%		-40%		-27%		
m2	-33%		52%	40%	-38%		43%	-44%	-57%
m3	-36%			-46%		77%	-25%	41%	-40%

**Уширение полосы  $\beta$ :**

Увеличение  $m_2$  приводит к увеличению коэффициента уширения  $\beta_{11}$ ;

Увеличение отношения  $m_3$  приводит к уменьшению коэффициента уширения  $\beta$ ;

Параметр  $m_1$  статистически не значим.

**Уширение по нижней кромке замковых элементов  $\beta_z$ :**

Увеличение параметра  $m_1$  приводит к уменьшению коэффициента уширения  $\beta_z$ ;

Увеличение параметра  $m_2$  приводит к уменьшению коэффициента уширения  $\beta_z$ ;

Параметр  $m_3$  статистически не значим.

**Уширение по верхней кромке замковых элементов  $\beta_{zp}$ :**

Параметр  $m_1$  статистически не значим;

Параметр  $m_2$  статистически не значим;

С увеличением параметра  $m_3$  возрастает  $\beta_{zp}$ .

**Средняя вытяжка полосы  $\lambda_{cp}$ :**

Увеличение параметра  $m_1$  приводит к уменьшению  $\lambda_{cp}$ ;

Увеличение параметра  $m_2$  приводит к уменьшению  $\lambda_{cp}$ ;

Увеличение параметра  $m_3$  приводит к уменьшению  $\lambda_{cp}$ .

**Условная вытяжка полосы по стенке  $\lambda_{st}$ :**

Увеличение параметра  $m_1$  приводит к уменьшению  $\lambda_{st}$ ;

Увеличение параметра  $m_2$  приводит к увеличению  $\lambda_{st}$ ;

Увеличение параметра  $m_3$  приводит к уменьшению  $\lambda_{st}$ .

**Условная вытяжка полосы по замку  $\lambda_z$ :**

Параметра  $m_1$  статистически не значим;

Увеличение параметра  $m_2$  приводит к уменьшению  $\lambda_z$ ;

Увеличение параметра  $m_3$  приводит к увеличению  $\lambda_z$ .

**Условная вытяжка полосы по полке  $\lambda_p$ :**

Параметра  $m_1$  статистически не значим;

Увеличение параметра  $m_2$  приводит к уменьшению  $\lambda_p$ ;

Увеличение параметра  $m_3$  приводит к увеличению  $\lambda_p$ .

**Коэффициент обжатия полосы по замку  $\eta_z$ :**

Увеличение параметра  $m_1$  приводит к увеличению  $\eta_z$ ;

Увеличение параметра  $m_2$  приводит к увеличению  $\eta_z$ .

Параметр  $m_3$  статистически не значим.

**Коэффициент заполнения верхнего ручья по высоте  $k_{f1}$ :**

Увеличение параметра  $m_1$  приводит к уменьшению  $k_{f1}$ ;

Параметр  $m_2$  статистически не значим.

Параметр  $m_3$  статистически не значим.

**Выводы.** Выполнено теоретическое исследование течения металла при прокатке фасонной полосы в формирующем шпунтовом калибре. Получены новые зависимости для определения коэффициентов вытяжки, уширения, утяжки и заполнения металлом верхнего ручья, которые могут быть рекомендованы для разработки калибровок профилей шпунтовой свай типа Ларсен с базой больше 500 мм.

1. Уширение полосы можно корректировать параметром  $m_2$  и параметром  $m_3$  в равных пропорциях.

2. На уширение нижней кромки можно влиять только параметром  $m_2$ .

3. На уширение верхней кромки можно влиять только параметром  $m_3$ .

4. Вытяжку стенки можно корректировать всеми параметрами. Параметром  $m_2$  в большей степени, чем параметрами  $m_1$  и  $m_2$ .

5. Вытяжку замкового элемента можно корректировать только параметрами  $m_2$  и  $m_3$ .

6. Вытяжку полок можно корректировать только параметрами  $m_2$  и  $m_3$ . Параметром  $m_3$  в большей степени.

7. Среднюю вытяжку полосы можно корректировать всеми параметрами.

8. Заполнением верхнего ручья по высоте можно корректировать только параметром  $m_1$ .

9. Утяжку замковых элементов можно корректировать параметрами  $m_1$  и  $m_2$ . Параметром  $m_2$  в большей степени.

**Список литературы:** 1. Пат. GB2121334A Великобритания, Метод калибровки валков шпунтовой свай / Kanichi Kishikawa; Kazuo Watanabe; Hideki Tokita; Taneharu Nishino / заявитель и владелец Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation, заявл.23.03.1978, опубл.29.03.1978. 2. Пат USP 4334419 США, Метод калибровки фасонных профилей с получением хорошего качества фланцев. Kanichi Kishikawa; Kazuo Watanabe; Hideki Tokita; Taneharu Nishino / заявитель и владелец Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation, заявл.23.03.1978, опубл.29.03.1978. 3. Пат USP 4334419 США, Метод калибровки и реконструкции рельсового стана для производства шпунтовых свай. Dietmar Kosak, Neuss; Georg Engel, Kaarst./ заявитель и владелец SMS Schloemann-Siemag, заявл.24.12.1986, опубл.24.12.1987. 4. *Илюкович Б. М.* Прокатка и калибровка: Справочник. Том 5./ Б. М. Илюкович, Н. Е. Нехаев., В. П. Капелюшный – Днепропетровск: РИА «Днепр-Вал», 2004. – 375 с. 6. *Ершов С.В.* Анализ производства крупных фасонных профилей с верти-кальной осью симметрии и отогнутыми краями / С.В. Ершов, С. Н. Мельник, В. В. Мосьпан, С. Ю. Гаврилин // Сб. науч. тр. – Днепропетровск: ДГТУ. – 2012. – № 2(17) – С 75–80. 7. *Мельник С. Н.* Развитие метода расчета калибровки валков для прокатки крупных шпунтовых профилей: диссертация на соискание ученой степени кандидат технических наук: 05.03.05 / Мельник Сергей Николаевич. – Днепропетровск, 2007. – 266 с. 8. *Левченко Г. В.* Исследование формоизменения металла при прокатке шпунтовых свай типа «Ларсен» / Г. В. Левченко, С. В. Ершов, С. Н. Мельник // *Металлургия и горнорудная промышленность.* – 2007. – № 3. – С. 48 – 52. 9. *Ершов С.В.* Особенности формирования замковых элементов профиля шпунтовой формы при прокатке в первом проходе первого формирующего калибра / С. В. Ершов, С. Н. Мельник, В. В. Мосьпан, С. Ю. Гаврилин // *Металлургия и горнорудная промышленность.* – 2011. – № 5. – С 36 – 39 10. *Ершов С.В.* Экспериментальное и теоретическое исследование течения металла при прокатке фасонной полосы в черновом шпунтовом калибре / С. В. Ершов, С. Н. Мельник, С. Ю. Гаврилин // Сб. науч. трудов. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2012. – №47(953) – С.115 – 121. 11. *Ершов С.В.* Экспериментальное исследование течения металла при прокатке фасонной полосы в черновом шпунтовом калибре / С. В. Ершов, С. Н. Мельник, С. Ю. Гаврилин // *Обработка металлов давлением: сб. науч. трудов.* – Краматорск: ДГМА, 2012. – №4(33) – С.153 – 156 12. *Илюкович Б.М.* Теоретические основы обработки металлов давлением. В 2 т. Том 2. / Б.М. Илюкович, А.П. Огурцов, Н.Е. Нехаев, С.В. Ершов – Днепропетровск: РИА «Днепр-ВАЛ», 2002.- 485 с.

*Надійшла до редколегії 05.11.2013*

УДК 621.721.01

**Теоретическое исследование формоизменения металла при прокатке фасонной полосы в формирующем шпунтовом калибре / Ершов С. В., Гаврилин С.Ю, Мельник С. Н. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія Нові рішення в сучасних технологіях – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 55-62. Бібліогр.: 12 назв.**

Шпунтові палі працюють як консольні балки, навантажені розосереджених-ми силами. Основне навантаження сприймає полотно профілю. Сумарне від дії сил створює вигинає момент, під дією якого палі можуть деформуватись. Це призводить до роз'єднання паль у замкових елементах. Тому при виробництві шпунтів особливу увагу приділяють виконанню замкових елементів..

**Ключові слова:** деформація, калібр, замкової елемент, формоїзмененіє

Sheet piles act as cantilever beams, loaded dispersal of E-forces. Most of the load profile perceives canvas. The total action of a force creates a bending moment, under the influence of which the piles can deform. This leads to the separation of piles interlocking elements. Therefore, in the manufacture of sheet piling pay special attention to the implementation of locking elements.

**Keywords:** strain gauge element of the castle, forming

УДК.621.771.63

*А. С. ЗАБАРА*, аспірант, НТУ «ХПІ»

### **МЕТОДИКА РАСЧЕТА КАЛИБРОВОК ВАЛКОВ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ ЗАМКНУТОГО СЕЧЕНИЯ**

В статье разработана методика расчета калибровок валков для изготовления замкнутых гнутых профилей замкнутого сечения методом осадка трубной заготовки, обеспечивающая получение качественных профилей, с одинаковыми радиусами закруглений мест изгиба поперечного сечения профилей.

**Ключевые слова:** гнутый профиль замкнутого сечения, калибровка, технология, осадка трубы.

**Введение.** Современный уровень развития гнутых профилей замкнутого сечения во всех отраслях экономики в Украине обуславливает высокие требования к качеству и надежности потребляемой продукции.

Выбор и расчет рациональной системы калибровки валков при изготовлении гнутых профилей замкнутого сечения имеют большое значение для получения качественной продукции.

Методика расчета калибровок валков должна обеспечить правильный выбор диаметра заготовки, рациональный режим профилирования, построение конфигурации калибров, гарантирующих точную задачу и необходимую деформацию.

**Анализ последних исследований и литературы.** Существуют относительно небольшое число промышленных способов изготовления гнутых профилей замкнутого сечения табл. [1]. Эти способы отличаются друг от друга технологией формовки.

Таблица. Способы изготовления гнутых профилей замкнутого сечения

Системы калибровки валков	Описание способа
Последовательная валковая формовка	Вначале формируются смыкающиеся полки, затем боковые стенки
Одновременная свободная гибка	Последовательно подгибаются смыкающиеся полки и боковые стенки
Осадка трубной заготовки	Предварительное формообразование круглой трубной заготовки и последующая ее переформовка в прямоугольный профиль

Разработанная методика, приведенная ниже, относится к системе калибровки валков с осадкой трубной заготовки.

Рассмотренные способы формообразования гнутых профилей замкнутого сечения выявили, что наиболее рациональным, в мелкосерийном производстве является профилирование, позволяющее сочетать в одной линии профилирование трубной заготовки и осадку профиля. Это позволяет минимизировать издержки производства и снизить время изготовления продукции.

Технология производства гнутых профилей замкнутого сечения на профилегибочных агрегатах включает в себя: размотку, правку, сварку штрипса на стыкосварочной машине в непрерывную ленту, формовку трубы, сварку, охлаждение и последующую ее переформовку [2].

**Цель исследований, постановка проблемы.** Цель настоящей работы является разработка на основе теоретических и экспериментальных исследований методики расчета калибровок валков для изготовления замкнутых гнутых профилей замкнутого сечения методом осадки трубной заготовки.

В соответствии с поставленной целью в работе решены следующие основные **задачи**:

- выполнен анализ существующих технологий производства гнутых профилей замкнутого сечения;
- разработана методика расчета диаметра заготовки;
- разработаны практические рекомендации правильного выбора технологических переходов профилирования гнутых профилей замкнутого сечения при осадке исходной круглой трубной заготовки;
- внедрены разработки в производство.

#### **Методика расчета диаметра заготовки**

При определении диаметра заготовки поперечное сечение профиля разбивается на отдельные участки – прямолинейные и места изгиба. Периметр сечений профилей определялся как сумма длин их прямолинейных и криволинейных элементов (по наружной линии), согласно рис. 1.

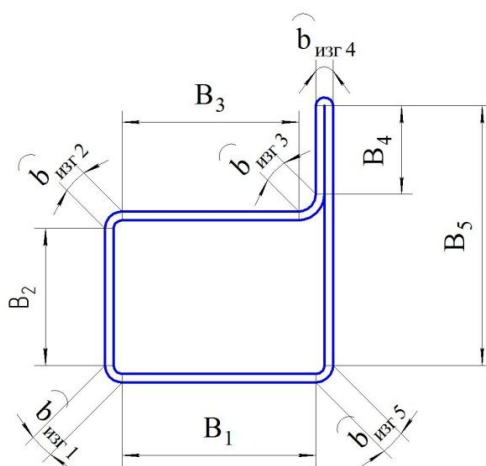


Рис.1 – Схема разбивки поперечного сечения профиля для определения диаметра исходной трубной заготовки.

Диаметр заготовки определяем по формуле:

$$D = \sum b_{\text{пр}} + \sum b_{\text{изг}}$$

где  $D$  – диаметр заготовки, мм;

$\sum b_{\text{пр}}$  – сумма ширин прямолинейных участков ( $B_1, B_2, B_3, B_4, B_5$ ), мм;

$\sum b_{\text{изг}}$  – сумма ширин мест изгиба ( $b_{\text{изг}1}, b_{\text{изг}2}, b_{\text{изг}3}, b_{\text{изг}4}$ ), мм.

Для практических расчетов диаметра заготовки можно считать, что наружный периметр профиля до и после формовки на готовом профиле не изменится.

**Выбор технологических переходов профилирования.** Проведенное конечно-элементное моделирование формообразования профильной трубы при осадке трубной заготовки [3] позволило установить ряд основных принципов методики расчета калибровок валков, обеспечивающих получение качественного профиля.

Профиль имеет следующие особенности:

- различие в длине смежных криволинейных участков;
- неравенство размеров прямолинейных участков и несимметричность их расположения относительно середины, то есть относительно плоскости продольного шва.

Перечисленные факторы предопределяют специфику подхода к выбору схемы и режимов формовки.

При несимметричности гнутых профилей замкнутого сечения необходимо проектировать режим их формовки с использованием принципа равных перемещений аналогичных точек элементов профиля. При формовке рассматриваемого профиля необходимо обеспечить равные перемещения элементов профиля, а также точек сопряжения мест изгиба (см. рис. 1) с прямолинейными участками прилегающих стенок.

В процессе переформовки трубной заготовки происходит образование прямолинейных и криволинейных элементов, взаимное расположение которых



дает ту или иную конфигурацию поперечного сечения замкнутого профиля, заданную калибровкой валков.

Переформовка круглого сечения в овальное на первых переходах обеспечивает первое приближение конфигурации трубной заготовки к форме профиля (рис. 2). В следующих по схеме формующей клетки поперечное сечение постепенно приближается к конечной форме при заданных размерах. Окончательная правка и калибровка профилей выполняется в последнем технологическом переходе.

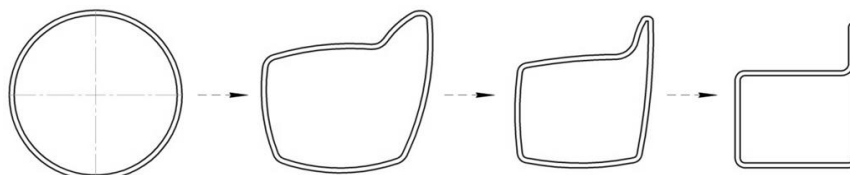


Рис. 2 – Схемы формовки гнутых профилей замкнутого сечения

Наличие желобков усложняет процесс формообразования гнутых профилей замкнутого сечения. В зависимости от их расположения на контуре сечения требуются различные условия формовки. Условием, необходимым для всех случаев, является отсутствие скручивающего момента относительно продольной оси профиля. Оно обеспечивается всеми разработанными вариантами калибровки.

При изготовлении гнутых профилей замкнутого сечения желобки формируются встречным сжатием прилегающих криволинейных элементов под воздействием взаимно перпендикулярных валков. Этим определяется расположение формирующих элементов на горизонтальном и вертикальном валках. Один из валков является приводным. После осадки желобов на 30-40% их глубины производится переформовка относительно криволинейных участков в прямолинейные, окончательная осадка желобков и обжатие до получения окончательных размеров профиля. Таким образом обеспечивается уравнивание скручивающих моментов, которые возникают при формовке желобков, расположенных в противоположных по диагонали углах прямоугольного сечения. При изготовлении гнутых профилей замкнутого сечения, у которых желоб примыкает к одному прямолинейному участку, во избежание появления скручивающего момента равнодействующая сил, прикладываемых со стороны инструмента к участку формовки желобка, должна проходить через центр тяжести поперечного сечения профиля. В соответствии с этой схемой, а также взаимным расположением желобков рабочие элементы калибра выполнены на верхнем валке.

В основу расчета калибровки валков необходимо принимать схемы формообразования, режимы формовки и размеры элементов профиля. В расчете используются очевидные геометрические соотношения, характеризующие пространственное расположение профиля в калибре на каждом переходе.

С целью стабилизации процесса формообразования формовка гнутых профилей замкнутого сечения (рис. 3) осуществляем в универсальных четырехвалковых калибрах.

Общий вид калибровки приведен на рис. 4–6.

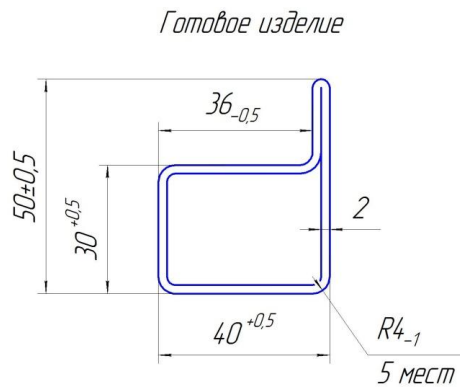


Рис. 3 – Поперечное сечение профильной трубы

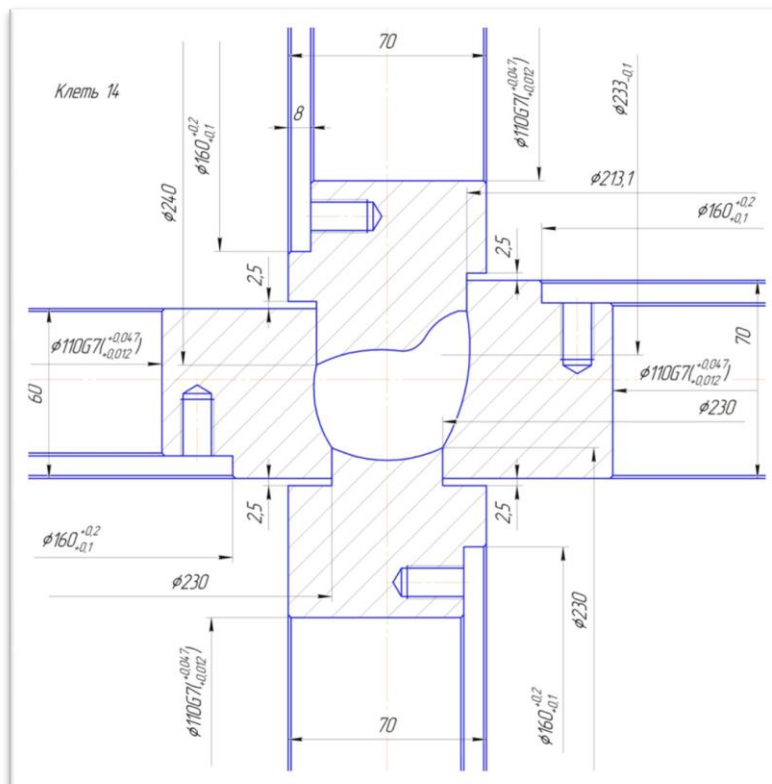


Рис. 4 – Универсальная клеть № 14 калибровки валков

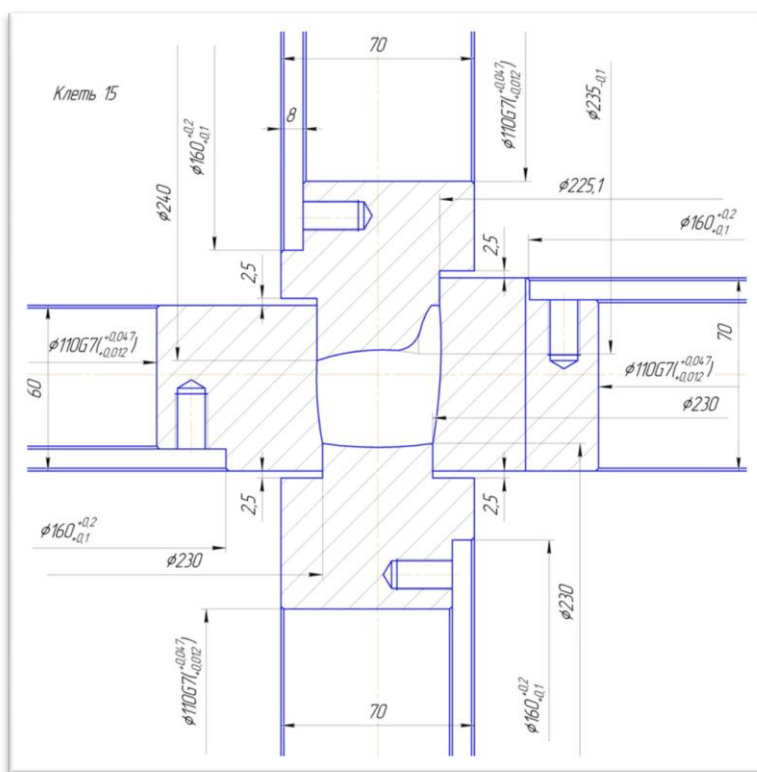


Рис. 5 – Универсальная клеть № 15 калибровки валков

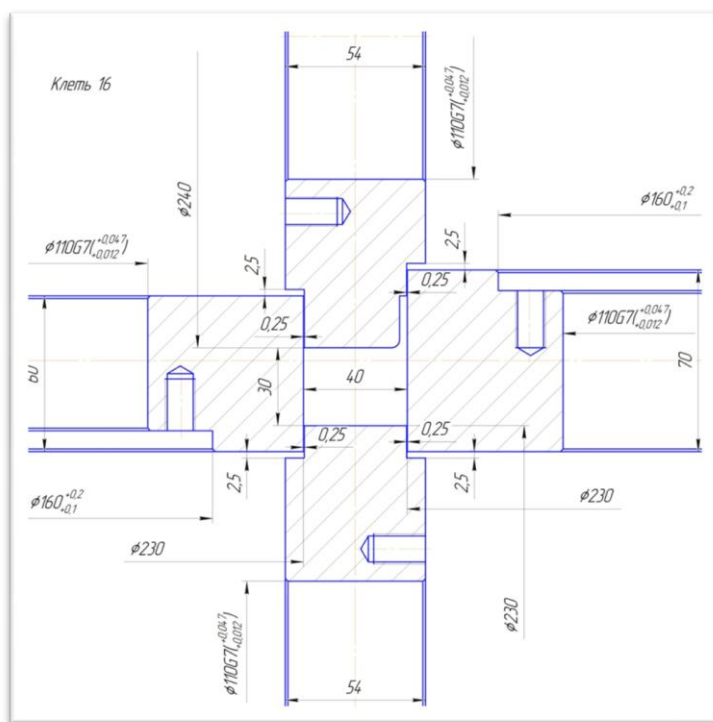


Рис. 6 – Универсальная клеть № 16 калибровки валков

**Результаты исследований.** На основании полученных данных, а также с учетом особенностей осадки трубной заготовки в валках разработана технология формовки гнутых профилей замкнутого сечения. Технологический процесс предполагает осадку трубной заготовки в четырех клетях профилегибочного стана. Переформовку круглого сечения в овальное проводится на 30-40% их глубины. В следующей формующей клетке поперечное

сечение постепенно приближается к конечной форме в заданных размерах. Окончательная правка и калибровка профилей выполняется в последнем переходе.

При осадке трубной заготовки в СГПЗС соблюдаются следующие принципы:

- периметр профиля, определенный по готовому профилю, остается постоянным на каждом переходе;

- элементы профиля на горизонтальных участках в процессе деформации выпрямляются, при этом они не должны терять устойчивости, для чего радиус осадки в каждой последующей клетки выбирают большим, чем радиус осадки в предыдущей клетки.

Опробование изготовления профиля показало приемлемость разработанной технологии и настройки стана. Корректировок калибровки или настройки стана при последующем изготовлении гнутых профилей замкнутого сечения не потребовалось. Анализ качества полученных профилей подтвердил рациональность принятых схем и режимов формовки и конструкции калибров валков.

**Выводы.** Разработана методика расчета калибровок валков для изготовления замкнутых гнутых профилей замкнутого сечения методом осадки трубной заготовки. Диаметр исходной заготовки при изготовлении гнутых профилей замкнутого сечения необходимо рассчитывать по наружной линии. Производства гнутых профилей замкнутого сечения рекомендуется осуществлять методом осадки трубной на универсальных четырехвалковых калибрах. Технология производства гнутых профилей замкнутого сечения внедрена на ООО «Иприс-Профиль» и обеспечивает точное выполнение размеров профилей.

**Список литературы:** 1. *Тришевский И.С.* Теория и технология производства экономичных гнутых профилей / И.С. Тришевский // Отрасл. сб. научн. тр. Харьков: УкрНИИМет, 1970. 2. *Осадчий В.Я.* Технология и оборудование трубного производства / Осадчий В.Я., Вавилин А.С., Зимовец В.Г., Коликов А.П. – М.: «Интермет Инжиниринг» 2001 – 608 с. 3. *Забара А.С.* Моделирование процесса формообразования специальных гнутых профилей замкнутого сечения / Забара А.С., Плеснецов Ю.А. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2012. – № 46 (952). – С. 40-44.

*Надійшла до редакції 07.11.2013*

УДК.621.771.63

**Методика расчета калибровок валков для изготовления гнутых профилей замкнутого сечения / Забара А. С.** // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 43 (1016). – С. 62-69. Бібліогр.:3 назви.

У статті розроблено методику розрахунку калібрування валків для виготовлення замкнутих гнутих профілів замкнутого перетину методом осаджування трубної заготовки, що забезпечує отримання якісних профілів, з однаковими радіусами заокруглень місць вигину поперечного перерізу профілю.

**Ключові слова:** гнутий профіль замкнутого перетину, калібрування, технологія, осаджування труби.

In article the method of calculation for the manufacture of calibration rolls closed formed sections closed section by sediment billets, provides high-quality profiles of the same radius rounding the bend cross-section profiles.

**Keywords:** bent profile of the closed section, calibration, technology, draft tube.

УДК 621.7.044

**В. Е. ЗАЙЦЕВ**, докт. техн. наук, доц., НАКУ «ХАИ», Харьков;

**В. А. СУКАЙЛО**, multi Dr.-Ing., Ingenieurbuero Dr.-Ing. Viktor Sukaylo, Нюрнберг; Германия;

**В. Г. КОРБАЧ**, канд. техн. наук, вед. инженер ГП «Государственное Киевское конструкторское бюро «Луч», Киев;

**А. А. ХОДЬКО**, аспирант, НАКУ «ХАИ», Харьков.

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА СВОБОДНОЙ РАСТЯЖКИ ТРУБЧАТОЙ ЗАГОТОВКИ ПРИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ ШТАМПОВКЕ

Проведено конечно-элементное моделирование процесса свободной растяжки трубчатой алюминиевой заготовки с помощью программного комплекса LS-DYNA. Исследованы особенности деформирования трубчатого образца под действием импульсного нагружения жидкостной передающей средой в технологической системе гидродинамической штамповки. Получено количественное описание волновых явлений в передающей среде, определяющих параметры внешней нагрузки на заготовку. Выполнено сравнение результатов моделирования с экспериментальными значениями.

**Ключевые слова:** гидродинамическая штамповка, деформирование образца, метод конечных элементов, уравнение состояния Грюнайзена, модель Джонсона-Кука.

**Введение.** Формообразование детали методом гидродинамической штамповки является сложным многоэтапным процессом, обусловленным волновым характером распространения давления в передающей среде и деформаций в заготовке. Это подтверждено экспериментальными исследованиями процесса свободной растяжки трубчатой заготовки, длина деформируемой части которой значительно превышает ее диаметр [1].

Наряду с экспериментальным подходом широкими возможностями изучения подобных процессов обладает метод математического моделирования.

В работе проводится численное моделирование процесса свободной растяжки трубчатой заготовки из алюминиевого деформируемого сплава АМг2М. Для этого используется метод конечных элементов, реализованный в программном комплексе LS-DYNA [2]. Данный конечно-элементный комплекс позволяет получать достоверные решения для сложных линейных и нелинейных инженерных проблем. Для моделирования жидкости применяется модель материала NULL с уравнением состояния Грюнайзена. В качестве модели материала заготовки принимается упрощенная модель Джонсона-Кука. Сравнение результатов расчета с экспериментальными значениями, приведенными в работе [1], проводится по величине остаточных широтных деформаций трубчатого образца и изменению деформаций во времени в двух его сечениях.

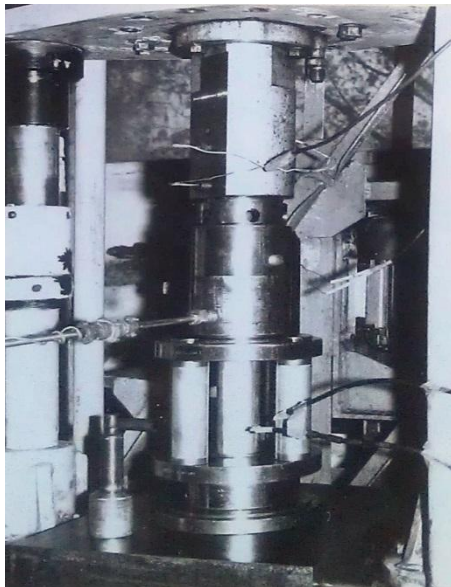


Рис. 1 – Оснастка для свободной растяжки труб



Рис. 2 – Образец после свободной растяжки

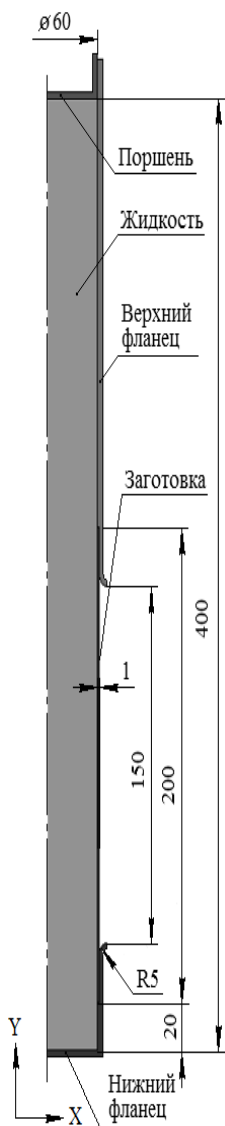


Рис. 3 – Общий вид модели

**Экспериментальные исследования.** Подробное описание эксперимента приведено в работе [1]. Экспериментальные исследования выполнялись на лабораторной пороховой пресс-пушке ПП2 с диаметром ствола 60мм. На рис. 1 показана специально спроектированная оснастка для свободной растяжки труб, конструкция которой позволяет легко регулировать высоту свободно деформируемой части трубы изменением высоты опор и размеров образцов с помощью сменных фланцев.

Импульсное нагружение передающей среды проводилось поршнем массой 1,16 кг со скоростью 39,3 м/с. Заготовка представляла собой трубу из алюминиевого деформируемого сплава АМг2М высотой 200 мм, диаметром 63 мм и толщиной стенки 1 мм. На рис. 2 показан деформированный образец после свободной растяжки.

В ходе эксперимента регистрировались следующие величины: скорость поршня в момент удара о жидкость, широтные деформации трубчатого образца, давление жидкости в камере.

Были получены экспериментальные значения остаточных широтных деформаций трубчатой заготовки и их изменение во времени в выбранных сечениях образца.

**Описание модели.** Моделирование процесса свободной растяжки трубчатой заготовки проводилось в программном комплексе конечно-элементного анализа LS-DYNA [2]. Особенностью данного комплекса является наличие решателя, основанного на применении явной схемы интегрирования по

времени, которая, в отличие от неявной схемы, является более предпочтительной при моделировании быстропротекающих нелинейных процессов.

Рассмотренная система обладает геометрической и силовой осевой симметрией. Это позволило решить задачу в осесимметричной постановке, что при требуемой точности значительно сократило время расчета. На рис. 3 показано сечение осесимметричной модели. В состав модели входят следующие элементы: поршень, фланцы (верхний и нижний), жидкость и заготовка.

Для дискретизации модели использовались осесимметричные 4-узловые конечные элементы. Размер конечного элемента оказывает непосредственное влияние на точность расчета. При выборе размера конечного элемента необходимо искать компромисс между точностью получаемого результата и временем расчета. На начальном этапе расчета дискретизация жидкости осуществлялась элементами, имеющими размер  $1 \times 0,95$  мм. Размер элементов заготовки был равен  $1 \times 0,25$  мм. Для правильной передачи изменения напряжений по толщине заготовки при деформировании, она разделена на четыре слоя конечных элементов по толщине. Так как остальные составляющие системы моделировались как абсолютно твердые тела (\*MAT\_RIGID), то размер их сеток не влиял на шаг интегрирования, что существенно ускорило вычислительный процесс. Их дискретизация выбрана из условия правильной передачи геометрии.

Контакт всех составляющих модели друг с другом реализован с помощью автоматического алгоритма AUTOMATIC\_SINGLE\_SURFACE. Фланцы закреплены от каких-либо перемещений. В начальный момент времени поршню сообщалась скорость, имевшая место в эксперименте,  $-39,3$  м/с, направленная вдоль оси Y в сторону ее отрицательных значений.

**Моделирование воды.** Вода, выступающая в роли передающей среды, моделировалась с использованием модели материала NULL с параметрами [3]: начальная плотность  $\rho_0 = 1000$  кг/м<sup>3</sup>, динамическая вязкость  $\mu = 0,001002$  Па·с. Поведение данной модели материала под действием нагрузки аналогично реакции вязкопластического материала с нулевым компонентом девиатора напряжений [2].

Модель материала NULL требует задания уравнения состояния для определения давления внутри жидкости. Наиболее распространенным уравнением состояния для воды является уравнение состояния Грюнайзена (\*EOS\_GRUNEISEN):

$$p = \frac{\rho_0 c^2 \mu \left[ 1 + \left( 1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{\alpha}{2} \mu^2 \right]}{\left[ 1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]} + (\gamma_0 + \alpha \mu) E, \quad (1)$$

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1, \quad (2)$$

$$E = E_0 \rho, \quad (3)$$

где:  $p$  – давление в воде, Па;

$c$  – скорость звука в воде, м/с;

$\rho$  – текущая плотность воды, кг/м<sup>3</sup>;

$\rho_0$  – начальная плотность воды, кг/м<sup>3</sup>;

$\gamma_0$  – постоянная Грюнайзена;

$\alpha, S_1, S_2, S_3$ , – эмпирические коэффициенты;

$E_0$  – начальная удельная внутренняя энергия воды, Дж/кг.

В таблице 1 представлены значения констант воды для уравнения состояния Грюнайзена, полученные из литературных [3,4] и авторских источников.

Таблица 1 – Константы воды для уравнения Грюнайзена

$S_1$	$S_2$	$S_3$	$c \left( \frac{m}{c} \right)$	$\gamma_0$	$\alpha$	$E_0 \left( \frac{Дж}{кг} \right)$	$V_0$
1,979	0	0	1484	0,11	0	0	1

Современные САЕ-системы позволяют моделировать гидродинамику в различных постановках. Возможно применение Лагранжевой, Эйлеровой сеток конечных элементов, произвольных Лагранж-Эйлеровых сеток (ALE – Arbitrary Lagrangian-Euleran) или бессеточного метода сглаженных частиц SPH (Smoothed Particles Hydrodynamics).

При моделировании воды использовалась постановка Лагранжа, характеризующаяся деформируемой сеткой конечных элементов. Сильное искажение сетки замедляет скорость вычислений. Кроме того, это может привести к появлению нефизических эффектов в процессе расчёта. Для устранения этих негативных явлений при моделировании применялось двумерное  $r$ -адаптивное перестроение сетки элементов [5], используемое в задачах с осевой симметрией и плоской деформацией. Реализованный в программе LS-DYNA алгоритм создает полностью новую сетку, которая инициализируется из старой сетки при помощи метода наименьших квадратов. Размер сетки определяется значением параметра ADPTOL, т.е. характерным размером элемента. Время начала TBIRTH и конца TDEATH перестроения сетки определяется начальным и конечным моментами моделирования. Промежуток времени между адаптивными перестроениями сетки ADPFREQ определялся исходя из условия обеспечения минимизации ошибки расчетов.

**Моделирование заготовки.** При моделировании процесса свободной растяжки важную роль играет описание пластических эффектов в материале заготовки. При решении высокоскоростных динамических задач часто требуется учитывать такие факторы, как скорость деформирования и температуру процесса. Для этого на практике часто используется модель Джонсона-Кука [6], согласно которой напряжение пластического течения (в оригинале работы *flow stress*) определяется формулой:

$$\sigma_y = (A + B\bar{\epsilon}^{p^n}) (1 + c \ln \dot{\epsilon}^*) (1 - T^{*m}), \quad (4)$$



где:  $A, B, c, n, m$  – константы материала;

$\bar{\varepsilon}^n$  – эффективная пластическая деформация;

$\dot{\varepsilon}^*$  – эффективная скорость пластической деформации для  $\dot{\varepsilon}_0 = 1\text{с}^{-1}$ ;

$T^*$  – гомологическая температура.

$$\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^n}{\dot{\varepsilon}_0}, \quad (5)$$

$$T^* = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}, \quad (6)$$

где:  $T_{room}$  – комнатная температура;

$T_{melt}$  – температура плавления.

Температурный параметр  $(1 - T^{*m})$  в исследовании равен единице, т.к. процесс моделируется при нормальной температуре и тем самым не оказывает никакого эффекта на модель материала. Тогда напряжение пластического течения может быть записано следующим образом:

$$\sigma_y = (A + B\bar{\varepsilon}^n)(1 + c \ln \dot{\varepsilon}^*). \quad (7)$$

Уравнение (7) является определяющим для упрощенной модели Джонсона-Кука (\*MAT\_SIMPLIFIED\_JOHNSON\_COOK), которая использовалась в качестве модели материала для трубчатой алюминиевой заготовки. Данная модель материала применяется в задачах, где скорости деформации изменяются в широком диапазоне. В этой упрощенной модели тепловые эффекты и разрушение игнорируются. Максимальное напряжение ограничено, поскольку не происходит термического разупрочнения, оказывающего большое влияние на уменьшение предела текучести под действием адиабатических нагрузок. Благодаря упрощениям, связанным с термическим разупрочнением и разрушением, эта модель на 50% быстрее полной модели Джонсона Кука.

Экспериментальное определение параметров модели является сложной задачей. Встречающиеся в литературе данные касаются лишь ограниченного числа материалов, см., например, [7–9]. К тому же, параметры одного и того же материала, взятые из разных источников, могут отличаться весьма значительно. В подобной ситуации определять параметры модели приходится из условия наилучшего совпадения с известными экспериментальными данными. В таблице 2 приведены используемые при моделировании характеристики материала трубчатой заготовки из алюминиевого деформируемого сплава АМг2М, а также коэффициенты определяющего уравнения (7).

Таблица 2. Параметры модели материала

$\rho \left( \frac{\text{кг}}{\text{м}^3} \right)$	$E$ (ГПа)	$\mu$	$A$ (МПа)	$B$ (МПа)	$n$	$c$
2700	80	0,34	100,7	700	0,8	0,019

**Анализ результатов моделирования.** На рис. 4 показано положение срединной поверхности трубчатого образца из алюминиевого сплава АМг2М высотой 200 мм, диаметром 63 мм и толщиной стенки 1 мм при нагружении поршнем массой 1,16 кг со скоростью 39,3 м/с. Участок длиной 160 мм соответствует высоте свободно деформируемой части заготовки. Деформирование различных сечений трубы происходит неравномерно, что объясняется волновым характером распространения давления в передающей среде и деформаций в заготовке. При взаимодействии волны давления с заготовкой в первую очередь нагружается верхняя часть трубы, а затем волна пластичности распространяется вдоль ее оси. Во время деформирования нижней части заготовки давление в верхней ее части меньше необходимого для растяжки, поэтому верхний торец смещается вниз, практически не деформируясь. Зоны наибольших деформаций локализованы по краям свободно деформированной части заготовки.

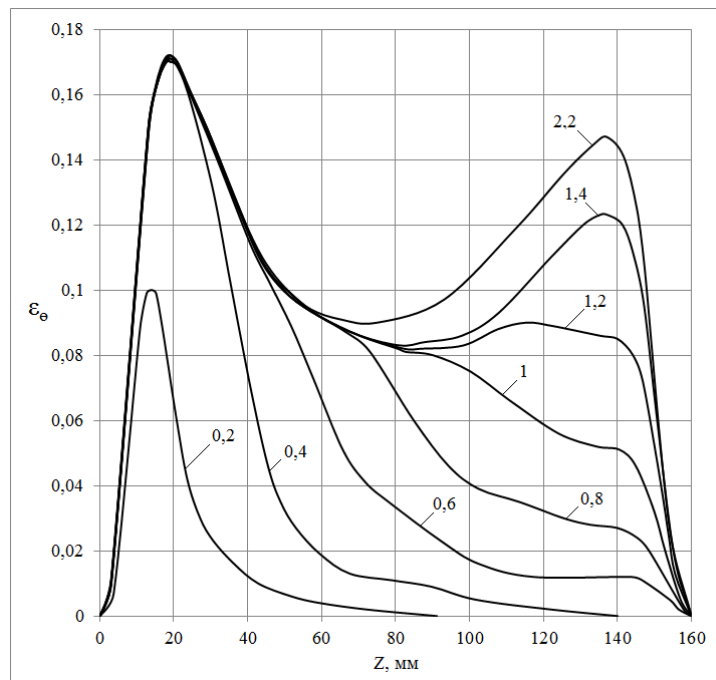


Рис. 4 – Положение срединной поверхности заготовки в различные моменты времени ( $10^{-3}$  с)

На рис. 5 сплошной линией показан расчетный график распределения остаточных широтных деформаций трубчатого образца по высоте его свободно деформируемой части. Максимальные значения широтных деформаций достигают 0,171 и 0,147 в верхней и нижней части образца соответственно. Четко выражено отставание центральной части заготовки, где минимальное значение деформации равно 0,0895. Пунктиром показаны экспериментальные значения деформаций. Максимальное отклонение расчетных величин остаточных деформаций от экспериментальных значений не превышает 7%. Таким образом, удалось добиться практически полного соответствия математической модели реальному эксперименту.

Расчетные графики изменения во времени широтных деформаций на расстоянии 50 мм от верхнего и нижнего торцов образца приведены на рис. 6 (сплошные линии). Нулевой момент времени соответствует началу деформирования трубчатой заготовки в сечении, находящемся на расстоянии 50 мм от верхнего торца заготовки. Как только волна пластической деформации доходит до данного сечения, в нем начинается резкий рост пластической деформации (с 0 до 0,26 мс), который затем постепенно затухает и прекращается к моменту времени 0,4 мс. Затухание роста пластической деформации в верхнем сечении трубы совпадает с началом деформирования нижнего сечения. Это объясняется приходом волны пластической деформации к нижнему сечению вследствие волновых процессов, происходящих в жидкости. На начальной стадии деформирования нижнего сечения трубы давление в верхнем ее сечении меньше потребного для растяжки, поэтому его пластическое деформирование прекращается, достигнув максимальной величины широтной деформации 0,132. Рост пластической деформации в нижнем сечении заготовки продолжается до 1,56 мс и прекращается, достигнув значения 0,138. Экспериментальные данные на рис. 6 показаны пунктирными линиями. Погрешность расчета не превышает 15%.

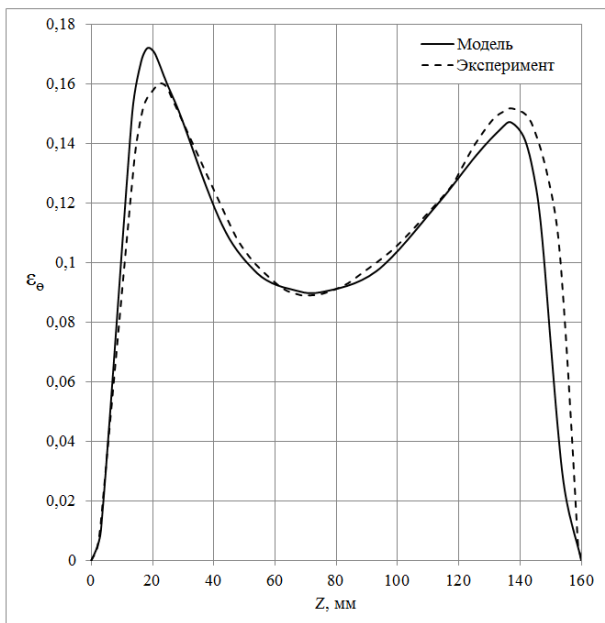


Рис. 5 – Остаточная широтная деформация трубчатого образца

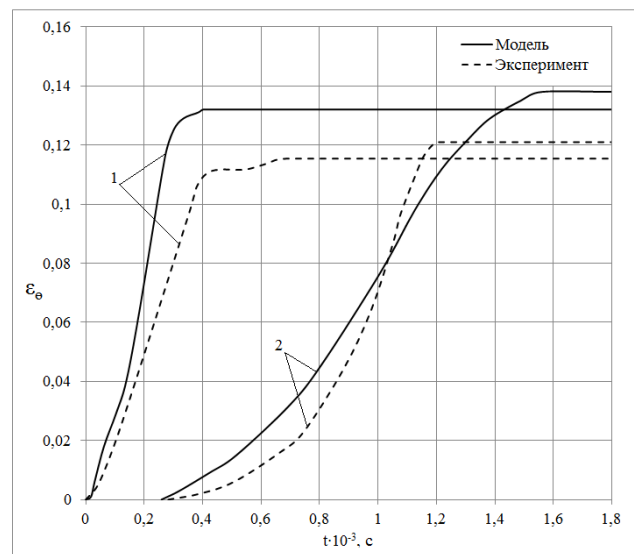


Рис. 6 – Изменение во времени широтных деформаций на расстоянии 50 мм от верхнего (1) и нижнего (2) торцов образца

Исследуемый в настоящей работе процесс деформирования тонкостенной заготовки при высокоскоростном нагружении жидкой передающей средой отличается сложным характером передачи энергии. Конечные результаты определяются действием большого числа параметров, учет которых при моделировании связан с большими трудностями. Погрешности расчетов определяются разбросом механических характеристик материалов и допущениями, положенными в основу математической модели.

**Выводы.** Для анализа процессов, происходящих в технологической системе гидродинамической штамповки от начала движения поршня до

образования конечного контура трубчатого образца, разработана математическая модель процесса свободной растяжки трубчатой заготовки. В работе представлена методика моделирования процесса в программном комплексе конечно-элементного анализа LS-DYNA. Получено количественное описание волновых явлений в жидкостной передающей среде, определяющих параметры внешней нагрузки на заготовку. Исследованы особенности деформирования трубчатого образца под действием импульсного давления жидкости. Установлено, что неравномерное распределение давления по поверхности деформируемой заготовки в течение процесса нагружения приводит к волновому характеру распространения прогибов и деформаций заготовки, несимметричному смещению ее торцов и локализации остаточных деформаций.

Результаты расчета сравнивались с экспериментальными значениями по величине остаточных широтных деформаций трубчатого образца и изменению деформаций во времени в двух его сечениях. Погрешность расчета не превышает 7 – 15% и определяется разбросом механических характеристик материалов и допущениями, положенными в основу модели. Описанная математическая модель процесса гидродинамической штамповки отражает наблюдаемое на практике поведение системы, что подтверждает ее адекватность. Модель позволяет исследовать особенности процесса штамповки, позволяя тем самым оптимизировать технологическую систему и технологический процесс гидродинамической штамповки. Она может быть использована для расчета и оптимизации технологических процессов и технологических систем гидродинамической штамповки тонколистовых осесимметричных деталей.

Следует отметить, что в настоящей статье оснастка моделируется абсолютно твердой. Для возможности оценки напряжений в оснастке она может быть смоделирована как упругопластическая.

**Список литературы:** 1. Родько С. Я. Исследование, разработка и внедрение процессов гидродинамического формообразования тонколистовых деталей летательных аппаратов. / С. Я. Родько // Дис. ... канд. техн. наук: 05.07.04 – Х.: ХАИ, 1985. – 238 с. 2. Hallquist J. O. LS-DYNA: Theory manual. Livermore Software Technology Corporation, Livermore, 2006. – 680 p. 3. Shah S. A. Water impact investigations for aircraft ditching analysis. / S. A. Shah // Master's Thesis, RMIT University, 2010. – 160 p. 4. Boyd R. Simulation and validation of UNDEX phenomena relating to axisymmetric structures. / R. Boyd, R. Royles, K. M. M. El Deeb – 6th International LS-DYNA Users Conference, Detroit, MI: Int LS-DYNA C, 2000. 5. LS-DYNA: Keyword user's manual. Livermore Software Technology Corporation, Livermore, 2007. – 2206 p. 6. Johnson G. R. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. / G. R. Johnson, W. H. Cook. – Proc. of 7th Symposium on Ballistics, Hague, Netherlands, 1983. – P. 541-547. 7. Ozel T. Identification of constitutive material model parameters for high-strain rate metal cutting conditions using evolutionary computational algorithms / T. Ozel, Y. Karpat. – Materials and Manufacturing Processes, 2007. – V. 22. – P. 659–667. 8. Loikkanen M. J. A computational and experimental analysis of ballistic impact to sheet metal aircraft structures / M. J. Loikkanen, M. Buyuk, C. Kan, N. Meng. – Proc. of 5th European LS-DYNA Users Conference, Birmingham, UK, 2005. – 3с – 79. 9. Gryttena F. Quasi-static perforation of thin aluminum plates / F. Gryttena, T. Borvik, O. S. Hopperstada, M. Langsetha. – Int. J. Imp. Eng., 2009. – V. 36. – P. 486-497.

Надійшла до редакції 22.10.2013

УДК 621.7.044

**Моделирование процесса свободной растяжки трубчатой заготовки при гидродинамической штамповке / Зайцев В. Е., Сукайло В. А., Корбач В. Г., Ходько А. А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42(1015). – С. 69–77. Библиогр.: 9 назв.**

Проведено скінченно-елементне моделювання процесу вільної розтяжки трубчастої алюмінієвої заготовки за допомогою програмного комплексу LS-DYNA. Досліджені особливості деформування трубчастого зразка під дією імпульсного навантаження рідинним передавальним середовищем в технологічній системі гідродинамічної штамповки. Отримано кількісний опис хвильових явищ у передавальному середовищі, що визначають параметри зовнішнього навантаження на заготовку. Виконано порівняння результатів моделювання з експериментальними значеннями.

**Ключові слова:** гідродинамічне штампування, деформування зразка, метод скінченних елементів, рівняння стану Грюнайзена, модель Джонсона-Кука.

Finite element simulation of the aluminum tubular blank free stretching has been carried out using the LS-DYNA code. Features of the specimen deformation under impulse loading by fluid transmission medium in the technological system of hydrodynamic stamping have been studied. The quantitative description of wave phenomena in fluid transmission medium determining the parameters of the external load on the workpiece has been obtained. The comparison of simulation results with the experimental values has been performed.

**Keywords:** hydrodynamic stamping, specimen deformation, finite element method, Gruneisen EOS, Johnson-Cook model.

УДК 621.923

**И. Е. ИВАНОВ**, канд. техн. наук, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь;

**Ф. В. НОВИКОВ**, докт. техн. наук, ХНЭУ, Харьков;

**С. А. ДИТИНЕНКО**, канд. техн. наук, ХНЭУ, Харьков.

### **ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ КАЧЕСТВА УПРОЧНЕННЫХ КОНТАКТНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЭЛЕМЕНТОВ ЗАСЫПНЫХ АППАРАТОВ ДОМЕННЫХ ПЕЧЕЙ**

Обоснованы условия повышения эффективности механической обработки контактных поверхностей с износостойкими наплавочными материалами конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей. Экспериментально доказана эффективность применения процесса шлифования по сравнению с процессом точения. Теоретически обоснована целесообразность применения глубинного продольного шлифования с созданием начального натяга в технологической системе. Разработана эффективная технология круглого шлифования контактных поверхностей с износостойкими наплавочными материалами.

**Ключевые слова:** наплавочный материал, шлифование, точение, абразивный круг, резец, режим резания, упругое перемещение, производительность обработки, качество обработки

**Введение.** Эффективность работы засыпных аппаратов доменных печей во многом зависит от долговечности и надежности работы малых и больших конусов и чаш засыпных аппаратов, которые предназначены для выполнения функции распределения и шлюзования шихтовых материалов, а также газуплотнения колошника доменной печи. Вместе с тем, как показывает практика, они достаточно быстро выходят из строя. Низкая продолжительность работы обусловлена интенсивным изнашиванием контактных рабочих

поверхностей (поясов) от действия руды и агломератов, которые загружаются в доменную печь, а также от действия насыщенного абразивной пылью колошникового газа, который выходит из доменной печи. Повысить ресурс работы контактных поверхностей конусов и чаш можно путем наплавления на них износостойких материалов и обеспечения высокой точности сопрягаемых поверхностей. Благодаря упрочнению контактных поверхностей, удалось многократно повысить ресурс их работы. Однако при этом возникает чрезвычайно сложная задача механической обработки износостойких наплавочных материалов, поскольку их твердость достигает значений HRC 62 и более. Причем, данная задача возникает как на начальном этапе – после нанесения наплавочного материала на рабочую поверхность, так и на конечном этапе, когда необходимо удалить остатки изношенного слоя наплавочного материала для его повторного нанесения на рабочую поверхность, т.е. на этапе восстановления изношенной поверхности.

**Анализ последних исследований и литературы.** В настоящее время накоплен определенный опыт механической обработки контактных поверхностей конусов и чаш с износостойкими наплавленными материалами твердостью HRC 62 и более [1, 2]. Установлено, что применение процесса точения резцами из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов малоэффективно вследствие повышенного износа и низкой стойкости резцов. Поэтому обработка износостойких наплавочных материалов производится исключительно шлифованием абразивными кругами, работающими в режиме интенсивного износа и самозатачивания. Лишь обладая высокой режущей способностью, абразивный круг в состоянии производить съем данного труднообрабатываемого материала. При этом процесс шлифования характеризуется низкой производительностью. В результате обработка контактной поверхности конуса или чаши длится несколько рабочих смен с большим расходом абразивных кругов. Проблема обработки усугубляется еще и относительно большой неравномерностью снимаемого припуска, составляющего 3–7 мм на сторону. Все это в конечном итоге усложняет возможности повышения производительности и точности обработки, в особенности достижения высоких показателей точности формы поверхности при обработке крупногабаритных чаш и конусов диаметром до 5800 мм. Из этого следует, что проблема механической обработки контактных поверхностей конусов и чаш с износостойкими наплавленными материалами по-прежнему остается актуальной, требующей новых технологических решений.

**Цель исследования, постановка проблемы.** Целью работы является обоснование условий повышения эффективности механической обработки контактных поверхностей конусов и чаш с износостойкими наплавленными материалами на основе применения прогрессивных лезвийных и абразивных инструментов и рациональных режимов резания. Это позволит выбрать наиболее предпочтительный вариант механической обработки.

**Материалы исследования.** Для достижения поставленной цели были проведены сравнительные экспериментальные исследования процессов точения и круглого шлифования контактных поверхностей конусов (диаметром

5400 мм) засыпных аппаратов доменных печей, восстановленных с применением износостойкого наплавочного материала ПЛ-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью HRC  $\geq 62$ . Его химический состав: С – 5,77%, Cr – 35,43%, Ni – 38,55%, Si – 2,8%, Mn – 1,09%, В – 0,31%, Zr – 0,29%. Снимаемый припуск составлял 5–7 мм на сторону. Для осуществления процесса точения использовались резцы из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов различных фирм-производителей:

- LNMХ301940–TWR TT8020 (фирма Taegu Tec, Южная Корея);
- LNUX301940–SN– DM6615 (PRAMET, Чехия);
- SNMH250924HV UE6010 (Mitsubisi, Япония);
- SNMG190616 IC907 (Iscar, Израиль);
- вставка оснащена СТМ (композит 10).

Точение резцами из твердых сплавов производилось на следующем режиме резания: скорость резания  $V=30$  м/мин; глубина резания  $t=1$  мм; подача  $S=0,2-0,3$  мм/об. Точение резцами из СТМ (композит 10) производилось с  $V=58$  м/мин;  $t=0,5$  мм;  $S=0,15-0,2$  мм/об, т.е. с меньшей производительностью обработки. Как установлено экспериментально, стойкость всех резцов из твердых сплавов оказалась приблизительно одинаковой, равной 25 минут, а стойкость резца из СТМ равна 20 минут. При этом установлено, что в процессе резания резец фирмы Taegu Tec подвергался равномерному изнашиванию, а на всех остальных резцах имели место сколы режущей кромки, которые собственно и определяли стойкость резцов.

Круглое наружное шлифование осуществлялось с использованием абразивных кругов: ПП 400х80х127 14А F40 СМК; ПП 400х80х127 54С F40 СМБ; ПП 400х80х127 25С F40 СМК. Режим шлифования: скорость вращения детали  $V_{дет}=23$  м/мин; поперечная подача  $S_{non}=0,05$  мм/дв. ход; продольная подача  $S_{прод}=40$  мм/мин (или  $S_{прод}=28$  мм/об). Шлифование производилось без применения смазочно-охлаждающей жидкости. Необходимо отметить, что режимы резания при точении и шлифовании были выбраны из условия примерно одинаковой производительности обработки. Так, при точении она равна 9000 мм<sup>3</sup>/мин, а при шлифовании 15700 мм<sup>3</sup>/мин.

Экспериментальные исследования процесса шлифования показали, что наилучшие результаты достигаются при использовании абразивного круга ПП 400х80х127 14А F40 СМК. Его стойкость до полного износа составила 8 часов. Из этого вытекает, что стойкость резцов из твердых сплавов несоизмеримо меньше стойкости абразивного круга ПП 400х80х127 14А F40 СМК. Следовательно, расходы, связанные с износом резцов (в зависимости от их стоимости), могут превышать расходы, связанные с износом и потреблением абразивных кругов. Поэтому с этой точки зрения применение процесса шлифования более эффективно, чем процесса точения. Этим можно объяснить то, что в настоящее время на предприятиях, занимающихся обработкой контактных (рабочих) поверхностей больших и малых конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей, применяется круглое наружное и внутреннее

шлифование, хотя и оно осуществляется с относительно низкой производительностью.

На наш взгляд, основной причиной низкой производительности круглого шлифования по жесткой схеме [3] является низкая жесткость технологической системы, в результате чего возникают значительные упругие перемещения:

$$y = y_{уст} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}), \quad (1)$$

где  $y_{уст} = B_1 \cdot t$  – упругое перемещение при установившемся во времени процессе шлифования, м;

$\varepsilon = 1 + 1/B_1$  – уточнение на проходе круга (равное отношению погрешностей обработки на предыдущем и последующем проходах круга);

$n$  – количество проходов круга;

$$B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$$

$\sigma$  – условное напряжение резания (энергоёмкость обработки), Н/м<sup>2</sup>;

$$K_{ш} = P_z / P_y;$$

$P_z, P_y$  – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

$c$  – жесткость технологической системы, Н/м;

$H$  – ширина шлифования, м;

$V_{кр}$  – скорость круга, м/с;

$t$  – номинальная глубина шлифования, м.

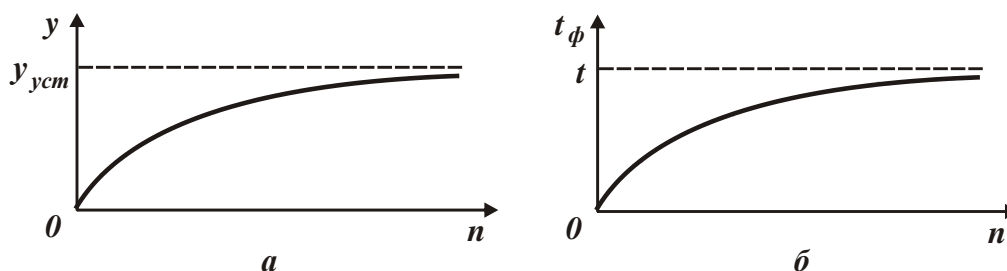


Рис. – Зависимости: а – упругого перемещения  $y$ ; б – фактической глубины шлифования  $t_\phi$  от количества проходов круга  $n$

Как следует из рисунка, полученного на основе зависимости (1), с увеличением  $n$  величина  $y$  увеличивается, асимптотически приближаясь к значению  $y_{уст}$ , который может во много раз превышать номинальную глубину шлифования  $t$ . Так, теоретически установлено, что для относительно небольшой жесткости технологической системы безразмерный параметр  $B_1 > 1$ , а для большой жесткости  $B_1 < 1$ . Чтобы ускорить процесс при шлифовании в случае  $B_1 > 1$  (рисунок), необходимо в технологической системе создать начальный натяг, равный  $y_{уст}$ . Это позволит существенно повысить производительность обработки. В этом случае фактическая глубина шлифования  $t_\phi$  будет равна  $t$  (рисунок) и шлифование по жесткой схеме обеспечит постоянство во времени производительности обработки, определяемой из условия



$$y_{уст} = B_1 \cdot t = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot \sigma \cdot t}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}, \quad (2)$$

где  $D_{дет}$  – диаметр детали, м;

$S_{прод}$  – скорость продольной подачи, м/с.

Откуда

$$Q = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot y_{уст}}{\sigma}. \quad (3)$$

Производительность обработки тем больше, чем больше параметры  $y_{уст}$ ,  $c$ ,  $V_{кр}$  и  $K_{ш}/\sigma$ . Естественно, увеличивая  $y_{уст}$ , можно существенно увеличить производительность обработки  $Q$ . Однако, как известно, существует предельная производительность обработки, определяемая прочностными свойствами рабочей поверхности круга, превышение которой приводит к интенсивному износу круга, а возможно и к потере его режущей способности. Существенным ограничением производительности обработки является также возбуждение в технологической системе интенсивных колебаний вследствие трения связки круга с обрабатываемым материалом [4]. Поэтому для эффективного ведения процесса шлифования необходимо обработку производить с оптимальной производительностью, при которой круга работает в режиме равномерного износа и самозатачивания. Работа круга в режиме затупления требует его периодической правки, что не всегда эффективно. Работа круга в режиме самозатачивания также способствует уменьшению энергоемкости обработки  $\sigma$  и увеличению коэффициента  $K_{ш} = P_z/P_y$ , что обеспечивает уменьшение величины  $y_{уст}$  и соответственно снижение силовой напряженности процесса резания, т.к. тангенциальная составляющая силы резания  $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$  будет уменьшаться при заданной производительности обработки. Из этого вытекает, что лишь обеспечивая высокую режущую способность круга, выражающуюся в снижении  $\sigma$  и увеличении коэффициента  $K_{ш} = P_z/P_y$ , можно добиться уменьшения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования и соответственно повышения точности и качества обрабатываемых поверхностей. Практическим воплощением данного теоретического решения может быть применение высокопористых крупнозернистых абразивных кругов, работающих в режиме интенсивного самозатачивания и характеризующихся высокой режущей способностью.

В случае круглого продольного шлифования  $Q = \pi D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot t$ . Исходя из полученной зависимости, для заданной (предельной) производительности обработки  $Q$  шлифование можно производить по двум схемам: обычного многопроходного шлифования и глубинного шлифования. В первом случае обработка производится с небольшой глубиной шлифования  $t$  и повышенной скоростью продольной подачи  $S_{прод}$ . Во втором случае, наоборот, с небольшой  $S_{прод}$  и увеличенной глубиной шлифования  $t$ . В двух случаях эффект обработки будет один и тот же, т.к. реализуется одна и та же производительность обработки  $Q$ . Вместе с тем, увеличение  $S_{прод}$  предполагает увеличение скорости детали  $V_{дет}$ , а это, как известно, ведет к увеличению средней толщины среза и при шлифовании обеспечивается работа круга в режиме самозатачивания, что

важно с точки зрения уменьшения энергоемкости обработки  $\sigma$ . В связи с этим, целесообразно обработку производить по схемам многопроходного шлифования с увеличенными значениями  $S_{\text{прод}}$ ,  $V_{\text{дем}}$  и небольшой  $t$ .

В общем случае

$$V_{\text{дем}} = S_{\text{прод}} \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дем}}}{S},$$

где  $S$  – продольная подача, м/об.

Как видно, скорость детали  $V_{\text{дем}}$  зависит от соотношения  $S_{\text{прод}}/S$ . Одно и то же значение  $V_{\text{дем}}$  можно достичь за счет пропорционального увеличения параметров  $S_{\text{прод}}$  и  $S$ , что имеет место для рассмотренного выше случая. То же значение  $V_{\text{дем}}$  можно достичь за счет пропорционального уменьшения параметров  $S_{\text{прод}}$  и  $S$ . Очевидно, уменьшение  $S_{\text{прод}}$ , согласно приведенной зависимости, предполагает увеличение  $t$  с целью обеспечения постоянства  $Q$ . Таким образом, с одинаковой эффективностью одну и ту же производительность обработки  $Q$  можно реализовать при одном значении  $V_{\text{дем}}$ , но разных значениях  $S_{\text{прод}}$  и  $t$ . При небольшом значении  $S_{\text{прод}}$  и увеличенном значении  $t$  реализуется схема глубинного шлифования, а при увеличенном значении  $S_{\text{прод}}$  и небольшой глубине шлифования  $t$  реализуется схема многопроходного шлифования. Как известно, схема многопроходного шлифования характеризуется большим вспомогательным временем обработки, поэтому с этой точки зрения целесообразно использовать схему глубинного шлифования с весьма малой  $S_{\text{прод}}$  и увеличенной  $V_{\text{дем}}$ . В принципе к такому же результату можно прийти, используя схему многопроходного шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами. В этом случае.  $Q = H \cdot V_{\text{дем}} t$ .

При относительно небольшой глубине шлифования, т.е. в условиях многопроходного шлифования, можно реализовать достаточно большие значения  $V_{\text{дем}}$ , что будет способствовать работе круга в режиме самозатачивания, обеспечивая его высокую режущую способность и снижение энергоемкости обработки  $\sigma$ . Это в свою очередь, приведет к снижению силовой и тепловой напряженности шлифования, повышению качества обрабатываемых поверхностей.

**Результаты исследований.** В работе установлено, что для эффективного ведения процесса круглого шлифования можно использовать схему глубинного продольного шлифования с небольшой или схему многопроходного шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами. Обе схемы целесообразно осуществлять с увеличенными значениями  $V_{\text{дем}}$ . Данные схемы успешно реализованы на операциях круглого шлифования малых и больших конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей в производственных условиях [5]. Обработка производится на токарно-карусельном станке, оснащенный шлифовальной головкой, установленной на суппорте станка. Для обработки используются абразивные круги из электрокорунда нормального (14А) на бакелитовой связке ВФ (усиленной стекловолокном) крупной зернистости: 16–22 (по FEPA размер зерна

1,6–0,8 мм відповідно) ПП 500×63×203 14А СТ2 ВФ. Эта связка характеризується більшою хрупкістю і забезпечує більш високу режущу здатність круга завдяки реалізації роботи круга в режимі інтенсивного самозатачування. Режимы шлифования:  $t = 0,1 \dots 0,2$  мм;  $V_{дет} = 50 \dots 120$  м/мин;  $S_{прод} < 42$  мм/мин (долевая продольная подача  $S_{\delta} < 0,1$ ). По суті, реалізована схема круглого продольного глибокого шлифования з заданим натягом в технологічній системі. В результаті забезпечується шерохватість поверхності при попередньому шлифованні –  $R_a = 1,2 \dots 1,7$  мкм, при остаточному шлифованні –  $R_a = 0,6 \dots 0,8$  мкм, що відповідає вимогам на обробку. Забезпечуються також потрібні показники якості і точності оброблюваних поверхностей при остаточному шлифованні. Загальна трудомісткість обробки зменшена в 2 рази порівняно з раніше застосованою технологією звичайного багатопрохідного шлифования.

**Висновки.** Проведені порівняльні експериментальні дослідження процесів точіння і шлифования контактних поверхностей з зносостійкими наплавочними матеріалами і доведена ефективність застосування процесу шлифования. Обґрунтована цілесамостійність застосування схеми глибокого продольного шлифования з створенням початкового натягу в технологічній системі. Розроблена ефективна технологія круглого шлифования контактних поверхностей з зносостійкими наплавочними матеріалами, забезпечуюча підвищення продуктивності, точності і якості обробки.

**Список літератури:** 1. Рыжов Э.В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э.В. Рыжов, С.А. Клименко, О.Г. Гуцаленко. – К.: Наук. думка, 1994. – 180 с. 2. Рыбицкий В.А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями / В.А. Рыбицкий. – К.: Общество «Знание» УССР, 1987. – 23 с. 3. Новиков Ф.В. Расчет и анализ закономерностей изменения величины упругого перемещения при шлифовании с течением времени обработки / Ф.В. Новиков, И.А. Рябенков // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – 2008. – Вып. 75. – С. 299-305. 4. Иванов И.Е. Повышение производительности обработки при круглом шлифовании крупногабаритных деталей / И.Е. Иванов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. П. Василенка. – «Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні». – 2011. – Вип. 115. – С. 86-90. 5. Новиков Ф.В. Перспективные направления повышения эффективности обработки при круглом шлифовании наплавленных контактных поверхностей конусов и чаш засыпных аппаратов / Ф.В. Новиков, В.А. Андилахай // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь. – 2011. – Вып. 13. – С. 193-201.

Надійшла до редколегії 29.10.2013р.

УДК 621.923

**Технологическое обеспечение качества упрочненных контактных поверхностей элементов засыпных аппаратов доменных печей / Иванов И. Е., Новиков Ф. В., Дитиненко С. А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42(1015). – С. 77–84. Библиогр.: 5 назв.**

Обґрунтовано умови підвищення ефективності механічної обробки контактних поверхонь зі зносостійкими наплавочними матеріалами конусів і чаш засипних апаратів доменних печей. Експериментально доведена ефективність застосування процесу шлифования в порівнянні із процесом точіння. Теоретично обґрунтована доцільність застосування глибокого поздовжнього шлифования зі створенням початкового натягу в технологічній системі. Розроблено ефективну технологію круглого шлифования контактних поверхонь зі зносостійкими наплавочними матеріалами.

**Ключові слова:** наплавочний матеріал, шліфування, точіння, абразивний круг, різець, режим різання, пружне переміщення, продуктивність обробки, якість обробки.

Substantiates efficiency machining of contact surfaces with wear-resistant coating materials cones and bowls of blast furnace charging devices. Experimentally proved the effectiveness of the grinding process compared with the process of turning. Theoretically proved the feasibility of deep longitudinal sanding with the creation of the initial tension in the technological system. Efficient technology is developed cylindrical grinding contact surfaces with wear-resistant coating materials.

**Keywords:** filler, grinding, turning, grinding wheel, cutter, cutting mode, elastic movement, processing performance, the quality of treatment.

УДК 621.983

**О. В. КАЛЮЖНИЙ**, канд. техн. наук, доц., НТУУ «КПІ», Київ

### **ЗМЕНШЕННЯ ЗУСИЛЛЯ ТА ПІДВИЩЕННЯ ПРОДУКТИВНОСТІ ФОРМОУТВОРЕННЯ ПРИ КОМБІНОВАНОМУ ВИТЯГУВАННІ ВІСЕСИМЕТРИЧНИХ ВИРОБІВ**

В статті розглянуто порівняльний розрахунковий аналіз процесів комбінованого витягування вісесиметричних виробів в двоконусній матриці та в матриці спеціального профілю. Методом скінченних елементів створені математичні моделі витягування. Адекватність моделей підтверджена існуючими експериментальними даними по витягуванню в двоконусній матриці. Використання матриці спеціального профілю дозволило знизити зусилля формоутворення та величини розтягувальних осьових напружень в стінці заготовки завдяки зменшенню впливу тертя при витягуванні. Зменшення напружень приводить до збільшення ступеню деформації при потоншенні і висоти виробу, який отримується за один перехід

**Ключові слова:** комбіноване витягування, двоконусна матриця, матриця спеціального профілю, метод скінченних елементів, зусилля витягування, кінцеві розміри виробів.

**Вступ.** Витягування порожнистих виробів з листових заготовок – широко розповсюджена формоутворююча операція листового штампування. Традиційне витягування вісесиметричних виробів з круглої заготовки, рекомендації по визначенню параметрів для проектування технології, які викладені в джерелах [1-4], вже не відповідають вимогам сучасного виробництва, як по продуктивності штампування так і по точності форми і розмірів виробів. Використання комбінованого витягування в одноконусній і двоконусній матрицях дозволяє збільшити глибину витягування за один перехід та підвищити точність виробів завдяки потоншенню стінки при формоутворенні виробів (рис. 1) [5]. Сутність комбінованого витягування в двоконусних матрицях полягає у розподілі формоутворення виробу на дві стадії. Перша стадія починається деформуванням плоскої листової заготовки 1 діаметром  $D_3$  в верхньому конусі (під кутом  $\alpha$ ) матриці 2 з подальшим витягуванням заготовки в робочий конус (під кутом  $\beta$ ) за допомогою пуансону 3 діаметром  $D_p$ . Після першої стадії утворюється конічна чашка. Друга стадія реалізується витягуванням чашки в робочий поясок матриці 2, який має діаметр  $D_m$ . Напружено-деформований стан заготовки при комбінованому витягуванні в двоконусній матриці з різними кутами  $\alpha$  досліджено в роботі [6]. Встановлені величини кутів, які забезпечують мінімальні величини

розтягувальних напружень в стінці при витягуванні та найменше використання ресурсу пластичності zdeформованого металу. В джерелі [7] показано, що глибину витягування за один перехід можна суттєво збільшити, якщо використати матрицю спеціального профілю, в якій формоутворення виробу виконується по деформуючим поверхням у вигляді тору. При цьому витягування також розділяється на певну кількість стадій. Наступна стадія штампування починається при зменшенні зусилля деформування на попередній. Очевидно, зменшення зусилля при комбінованому витягуванні можна забезпечити, якщо замінити традиційну двоконусну матрицю на матрицю спеціального профілю (рис. 2). У спрофільованій матриці деформуючі поверхні виконані у вигляді тору діаметром  $d$ , які послідовно розташовані під кутами  $\alpha$  і  $\beta$ . Це приведе до локалізації осередку деформації в заготовці, зменшення контакту заготовки з матрицею та вірогідності втрати стійкості геометричної форми заготовки.

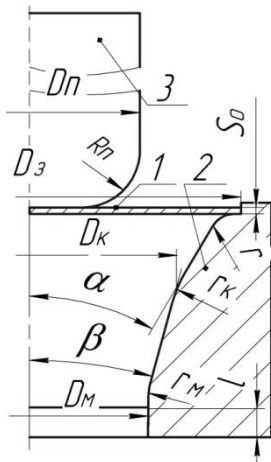


Рис. 1. – Схема комбінованого витягування в двоконусній матриці

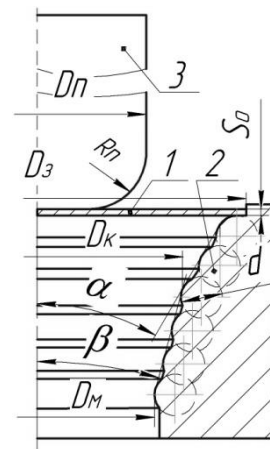


Рис. 2. – Схема витягування в матриці спеціального профілю

**Мета роботи. Постановка задачі.** Метою роботи є зменшення зусилля деформування і збільшення ступеню деформації за один перехід при комбінованому витягуванні вісесиметричних виробів в двоконусній матриці. Таку задачу можливо вирішити заміною формоутворення заготовки по кінечним поверхням деформуванням по поверхням у вигляді тору. Причому, діаметри та послідовність розташування поверхонь повинні бути такими, щоб виключити вірогідність втрати стійкості геометричної форми заготовки на початку витягування, в подальшому забезпечити мінімальний контакт заготовки з матрицею, а також зменшити зусилля деформування при витягуванні заготовки на радіусі заокруглення матриці. Встановити діаметри та послідовність розташування можливо проведенням чисельних експериментів з використанням методу скінченних елементів (МСЕ). Створені математичні моделі повинні враховувати основні фактори, які впливають на процеси комбінованого витягування: конструктивні фактори (геометричну форму пуансону і матриці); технологічні фактори (ступінь деформації, той факт, що не весь об'єм заготовки знаходиться в пластичному стані, швидкість деформування, тип змащення); фізико механічні фактори (пружні властивості,

діаграму істинних напружень і діаграму пластичності металу заготовки). Перед проведенням чисельних експериментів, необхідно перевірити адекватність створених моделей реальним процесам на існуючих експериментальних даних по комбінованому витягуванню в двоконусних матрицях.

**Результати досліджень.** Для порівняння результатів моделювання і експериментів був проведений розрахунковий аналіз комбінованого витягування круглих заготовок з АМцА-М діаметром  $D_3 = 110$  мм і товщиною  $S_o = 1,7$  мм (див. рис. 1). Матеріал заготовки і розміри деформуючого інструменту вибрані з роботи [5], в якій приведені дані по залежностях зусилля витягування від переміщення пуансону.

На рис. 3 зображені розрахункові і експериментальні дані по силових режимах, а також формоутворення виробу на проміжних стадіях витягування, яке отримане моделюванням. Вигляд залежностей зусилля витягування від переміщення пуансону, які отримані МСЕ, відповідає експериментальним даним джерела [5] (рис. 3а). Розбіжність в максимальних значеннях зусилля витягування досягає до 7 %. На рис. 3б показане отримання конічної чашки після першої стадії витягування в матриці з кутом  $\alpha = 30^\circ$  (при зусиллі 13 кН). Стінка торця напівфабрикату потовщується з товщини  $S_o = 1,7$  мм до 2,1 мм.

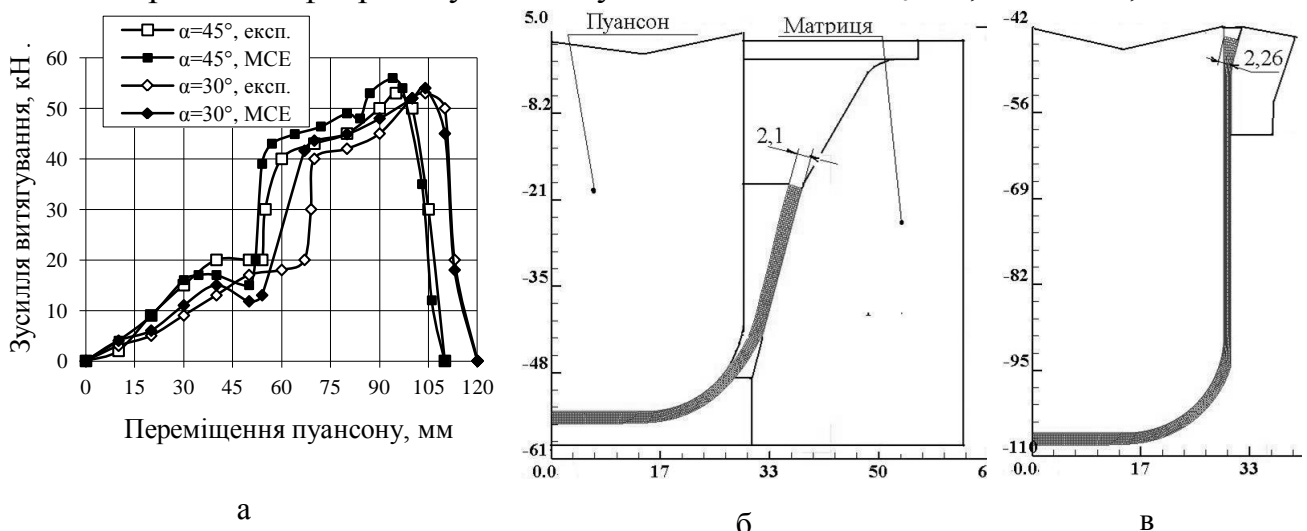


Рис. 3. – Експериментальні і розрахункові дані: а – по зусиллю витягування; форма і розміри виробу; б – після першої; в – другої стадій витягування матриці з  $\alpha = 30^\circ$ . Розміри в міліметрах

Після цієї стадії зусилля витягування починає інтенсивно зростати і досягає максимуму (54,4 кН) на другій стадії – при витягуванні торця заготовки в робочий поясок матриці (рис. 3в). При цьому товщина стінки досягає максимального значення 2,26 мм. Кінцева товщина стінки виробу складає 1 мм. Таким чином, моделі на базі МСЕ достатньо точно описують формоутворення виробів комбінованим витягуванням в двоконусній матриці.

Далі був проведений розрахунковий аналіз витягування заготовок діаметром  $D_3 = 110$  мм товщиною  $S_o = 1,7$  мм із АМцА-М в двоконусній матриці (див. рис. 1) з діаметром пуансону  $D_n = 57,4$  і матриці ( $\alpha = 30^\circ$ ,  $\beta = 15^\circ$ ) діаметром  $D_m = 60,8$  мм. Односторонній зазор між пуансоном і матрицею був  $z = 1,7$  мм. Для порівняння, також був проведено моделювання витягування вказаної

заготовки в матриці спеціального профілю (див. рис. 2). Перший конус матриці складався з трьох поверхонь у вигляді тору діаметром  $d = 11$  мм, які розташовані з однаковим кроком під кутом  $\alpha = 30^\circ$ . Другий конус під кутом  $\beta = 15^\circ$  також замінений трьома поверхнями у вигляді тору з  $d = 11$  мм та однією поверхнею  $d = 30$  мм (радіус заокруглення матриці  $r_m = 15$  мм).

На рис. 4 зображені залежності зусилля витягування від переміщення пуансону, які отримані при витягуванні в двоконусній матриці (традиційна матриця) та в матриці спеціального профілю (зпрофільована матриця). При деформуванні заготовок в традиційній та зпрофільованій матрицях вигляди залежностей практично не відрізняються. В обох випадках зусилля досягають максимального значення на початку витягування торця заготовки в робочий пояс матриці. При витягуванні в традиційній матриці максимальна величина зусилля 34 кН, в зпрофільованій – 28,3 кН. Зменшення зусилля в другому випадку склало 16,8 %. При витягуванні у зпрофільованій матриці змінюється схема напруженого стану в заготовці як на початку витягування, так і на кінцевій стадії. Розподіли тангенційних напружень на початку витягування в традиційній і зпрофільованій матрицях показані на рис. 5. В здеформованій заготовці в традиційній матриці в стінці заготовки виникають стискаючі напруження (рис. 5а), на торці стінки отримано -180 МПа. В другому випадку на торці стінки виникають розтягуючі напруження величиною 180 МПа (рис. 5б). Тому при витягуванні в зпрофільованій матриці вірогідність втрати стійкості геометричної форми заготовки значно зменшується.

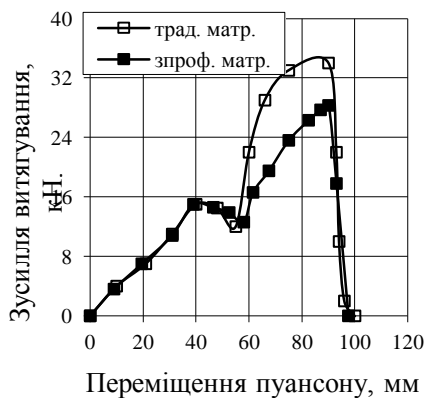


Рис. 4 – Залежності зусилля витягування від переміщення пуансону

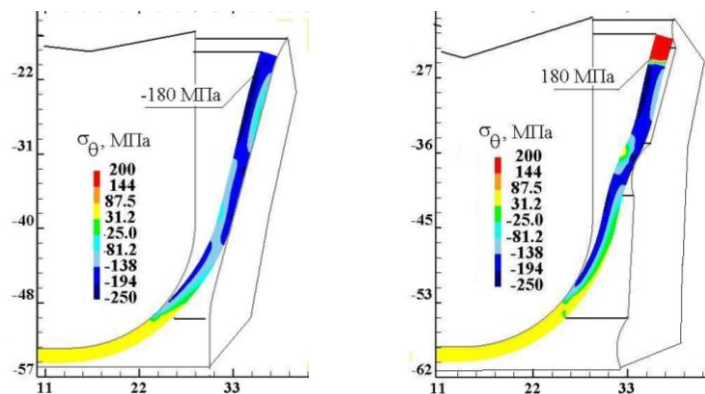


Рис. 5 – Розподіли тангенційних напружень  $\sigma_\theta$  в заготовках на початку витягування: а – в традиційній; б – зпрофільованій матрицях. Розміри по всіх в міліметрах

Розподіли осьових напружень  $\sigma_z$  в стінках заготовок при максимальному зусиллі витягування та розподіли ступеню використання ресурсу пластичності  $\psi$  в повністю здеформованих заготовках, які отримані витягуванням в традиційній і зпрофільованій матрицях, зображені на рис. 6. Максимальні величини напружень  $\sigma_z$  виникають в стінках при виході металу в зазорі між матрицею і пуансоном. При витягуванні в традиційній матриці  $\sigma_z = 60$  МПа (рис. 6а), в зпрофільованій –  $\sigma_z = 45$  МПа (рис. 6б). Ступінь використання ресурсу пластичності  $\psi$  здеформованого металу при витягуванні в традиційній

матриці вичерпується на половині товщини стінки в місці переходу стінки в донну частину (рис. 6в). При витягуванні в зпрофільованій матриці у вказаному місці аналогічні величини  $\psi$  мають тільки поверхневі шари металу.

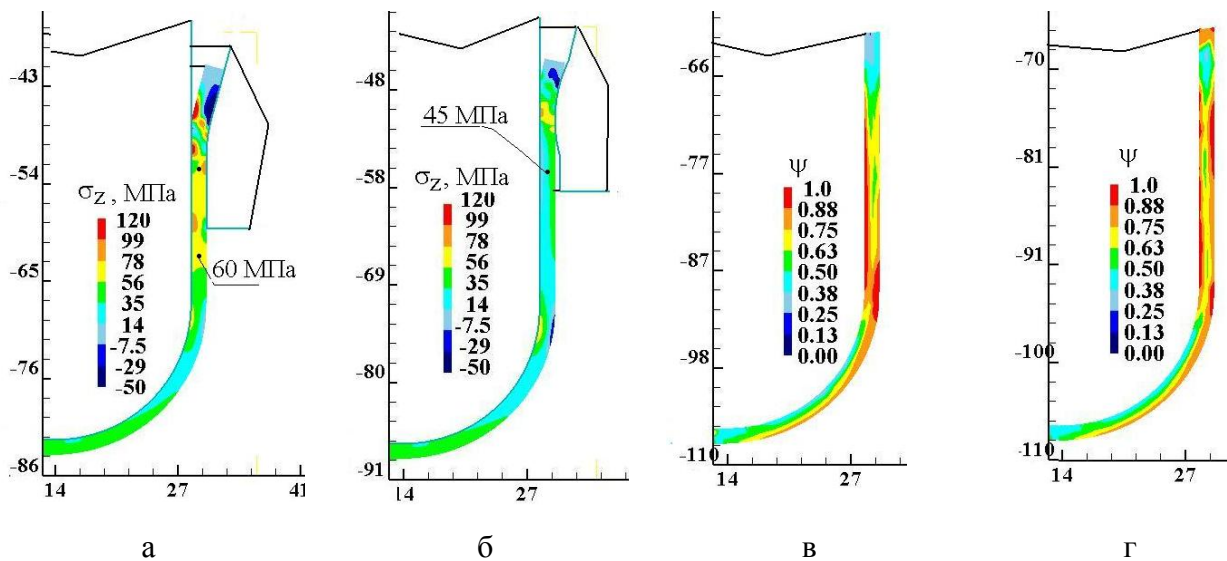


Рис. 6. – Розподіли осьових напружень  $\sigma_z$  при максимальному зусиллі витягування та ступінь використання ресурсу пластичності  $\psi$  в zdeформованих заготовках при витягуванні: а і в – в традиційній матриці та б і г – зпрофільованій матриці. Розміри по вісях в міліметрах

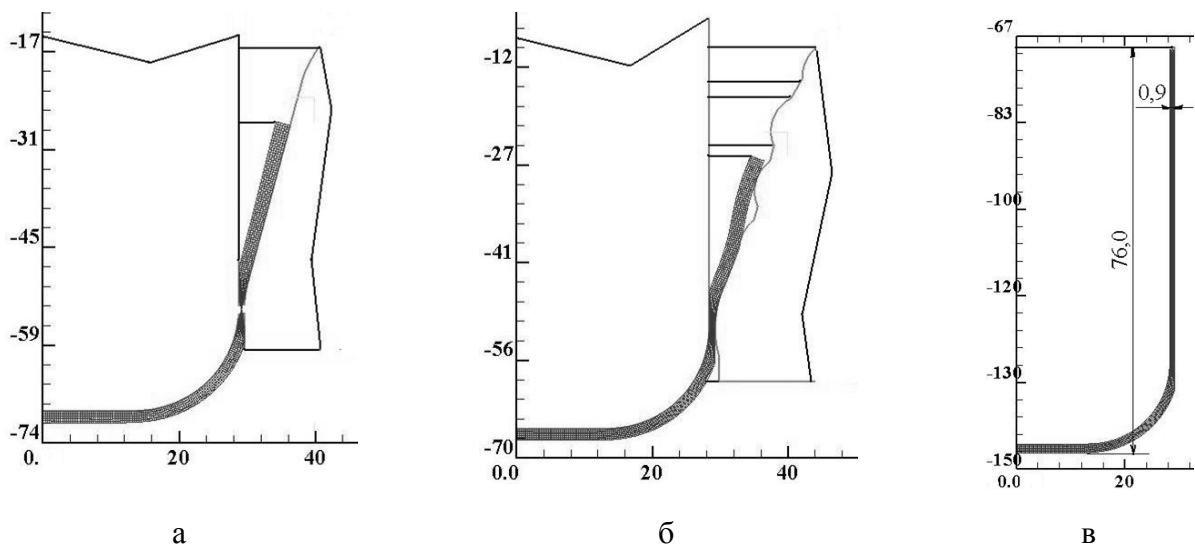


Рис. 7. – Результати розрахунків витягування: а – в традиційній, б – зпрофільованій матрицях та в – з одностороннім зазором  $z=0,9$  мм між пуансоном і матрицею. Розміри по вісях в міліметрах

Менші величини напружень  $\sigma_z$  та ресурсу пластичності  $\psi$  в стінці заготовки при витягуванні в зпрофільованій матриці відкривають можливості виконати більше потоншення стінки та отримати за один перехід виріб збільшеної висоти. Для підтвердження такої можливості було проведене моделювання витягування в традиційній і зпрофільованій матрицях заготовки з АМцА-М діаметром 110 мм і товщиною 1,7 мм з одностороннім зазором  $z = 0,9$  мм між пуансоном і матрицею. Результати розрахунків зображені на рис. 7. При витягуванні в традиційній матриці на початку другої стадії процесу,



при втягуванні заготовки в робочий поясок матриці, проходить відрив донної частини від стінки zdeформованої заготовки (рис. 7а). Це пов'язано з вичерпанням ресурсу пластичності zdeформованого металу в місці переходу стінки в донну частину заготовки (див. рис. 6в). Витягування в зпрофільованій матриці дозволяє виконувати потоншення стінки з вихідної товщини 1,7 мм до товщини 0,9 мм (рис. 7б). В підсумку отримується виріб висотою 76 мм, який традиційним витягуванням за один перехід отримати неможливо.

**Висновки.** 1. Методом скінченних елементів створені математичні моделі та проведений розрахунковий аналіз комбінованого витягування в двоконусній матриці і матриці спеціального профілю. 2. Адекватність моделей реальним процесам витягування підтверджена існуючими експериментальними даними по витягуванню в двоконусній матриці. 3. Заміна конічних поверхонь матриці на деформуючі поверхні у вигляді тору, які розташовані під кутом, дозволяє знизити зусилля витягування і величину розтягувальних осьових напружень в стінці заготовки при деформуванні. 4. Зменшення напружень забезпечує зростання ступеню деформації при потонненні і збільшення висоти виробу, що отримується за один перехід.

**Список літератури:** 1. Романовский В. П. Справочник по холодной штамповке. 6-е изд., перераб. и доп. / В. П. Романовский. – Ленингр. отд-ние: Машиностроение. 1979. – 520 с. 2. 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. 3. Аверкиев Ю. А. Холодная штамповка/ Ю. А. Аверкиев. Издательство Ростовского университета, 1984. – 288 с. 4. Аверкиев Ю. А. Технология холодной штамповки / Ю. А. Аверкиев., А. Ю. Аверкиев. – М: Машиностроение, 1989. – 304 с. 5. Валиев С. А. Комбинированная глубокая вытяжка листовых материалов/ С. А. Валиев. – М.: Машиностроение, 1973. – 176 с. 6. Калюжний В. Л. Визначення оптимального кута двоконусної матриці для комбінованого витягування вісесиметричних виробів/ В. Л. Калюжний, А. С. Запорожченко // Збірник наукових праць (галузеве машинобудування, будівництво), Полтава, НТУ, Вип. 2(37), 2013. – С. 99-105. 7. Калюжний О. В. Зменшення кількості переходів витягування вісесиметричних виробів з використанням матриці спеціального профілю / О. В. Калюжний// Тези доповідей IV Міжнародної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості освіти». Київ, 2013. – С. 63-64.

Надійшла до редакції 27.10.2013

УДК 621.983

**Зменшення зусилля та підвищення продуктивності формоутворення при комбінованому витягуванні вісесиметричних виробів / Калюжний О. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42(1015). – С. 84–90. Бібліогр.: 7 назв.**

В статье рассмотрен сравнительный расчетный анализ процессов комбинированной вытяжки осесимметричных изделий в двухконусной матрице и матрице специального профиля. Методом конечных элементов созданы математические модели вытяжки. Адекватность моделей подтверждена существующими экспериментальными данными по вытяжке в двухконусной матрице. Использование матрицы специального профиля позволило снизить усилие формообразования и осевые растягивающие напряжения в стенке заготовки благодаря уменьшению влияния сил трения при вытяжке. Уменьшение напряжений приводит до увеличения степени деформации при утонении и высоты изделия, которое получается за один переход

**Ключевые слова:** комбинированная вытяжка, двухконусная матрица, матрица специального профиля, метод конечных элементов, усилие вытяжки, конечные размеры изделий

In paper the comparative rated analysis of axisymmetric workpieces combined drawing processes of in double-cone matrix and a special cross-section matrix is observed. Mathematical model of a drawing processes are created by the finite element method. Mathematical model adequacy is confirmed by existing experimental data of the drawing processes in double-cone matrix. Using the special cross-section matrix has allowed to decrease deformation force and axial stretching stresses in a workpieces wall thanks to decrease

of drawing friction effect. Stresses decreasing leads to increase a thinning deformation ratio and workpiece height.

**Keywords:** combined drawing, double-cone matrix, special cross-section matrix, FEM, drawing force, finite dimensions of the detail.

УДК 621.923

**О. С. КЛЕНОВ**, канд. техн. наук, фирма «ДиМерус Инженеринг» ТОВ, Харьков;

**Ф. В. НОВИКОВ**, докт. техн. наук, ХНЭУ, Харьков;

**А. Г. КРЮК**, канд. техн. наук, ХНЭУ, Харьков.

## **ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И КАЧЕСТВА МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ОСНОВЕ ПРИМЕНЕНИЯ ПРОГРЕССИВНЫХ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ**

В работе обобщен опыт практического использования на машиностроительных предприятиях Украины современных лезвийных инструментов, в том числе с износостойкими покрытиями в условиях высокоскоростного резания. Приведенные результаты показывают, что появление на рынке инструментов производства фирм «Tungaloy» и «ISCAR» открывает новые технологические возможности повышения производительности и снижения себестоимости обработки при одновременном улучшении качества обрабатываемых поверхностей.

**Ключевые слова:** процесс резания, лезвийный инструмент, твердый сплав, обрабатываемая деталь, производительность обработки, стойкость инструмента

**Введение.** Повышение производительности и качества обработки деталей машин является важнейшим условием создания конкурентоспособной машиностроительной продукции. Поэтому изыскание новых технологических возможностей механической обработки является актуальной задачей машиностроения. В успешном решении данной задачи важная роль принадлежит применению новых прогрессивных режущих инструментов, обладающих высокой режущей способностью и стойкостью, обеспечивающих снижение силовой и тепловой напряженности процесса резания и соответственно повышение производительности и качества обработки. Значительный интерес в этом плане представляют инструменты, производимые ведущими зарубежными фирмами, которые поставляются в Украину и Россию. В связи с этим, важно располагать данными о технологических возможностях указанных инструментов применительно к обработке конкретных деталей машин.

**Анализ последних достижений и литературы.** В работах [1, 2] приведены результаты экспериментальных исследований основных параметров процесса резания традиционными лезвийными инструментами. Для оценки возможностей повышения эффективности процесса резания сравним основные показатели обработки, достигаемые при использовании инструментов отечественного и зарубежного производства. Это позволит научно обоснованно подойти к выбору наиболее эффективных инструментов и оценке их технологических возможностей.

**Цель работы, постановка проблемы.** Целью настоящей работы является обобщение опыта практического использования на машиностроительных предприятиях Украины современных лезвийных инструментов, в том числе с износостойкими покрытиями в условиях высокоскоростного резания.

**Материалы исследования.** Как показывает практика, перспективным направлением повышения эффективности механической обработки является использование лезвийных инструментов фирмы «ISCAR», которыми уже 10 лет успешно оснащаются машиностроительные предприятия Украины [3]. Их применение позволяет до 10 раз и более увеличить стойкость инструментов и сократить затраты на их потребление. В большинстве случаев достигается существенное повышение производительности обработки (за счет интенсификации режимов резания) при обеспечении высокого качества и точности обрабатываемых поверхностей деталей. Так, на операции токарной обработки профиля П на центробежных колесах, изготовленных из титанового сплава BT8-1, за счет применения резцов фирмы «ISCAR» взамен напайных резцов У6161-0732-15 BK8 достигнуто увеличение производительности в 1,5 раза и стойкости резцов в 4 раза при гарантированном обеспечении правильной формы профиля П, чего ранее не достигалось. Обработка производилась на станке MDW-20M с частотой вращения шпинделя 100 об/мин, глубиной резания 0,2 мм, подача была увеличена с 0,08 мм/об (для заводского резца) до 0,2 мм/об (для резца фирмы «ISCAR»). Диаметр обрабатываемой детали 230 мм.

При одинаковых условиях токарной обработки на станке АТ320МС детали «Диск» диаметром 202,5 мм из жаропрочного сплава ЭИ698-ВД (ХН73МЮТЮ-ВД) режущая пластина фирмы «ISCAR» из сплава IC807 показала стойкость в 8 раз большую по сравнению с применяемым на предприятии твердосплавным резцом У6161-4883 BK10, суммарная стойкость которого составила всего 5 мин при износе по задней поверхности 0,4 мм. Обработка производилась с режимом резания: частота вращения шпинделя 28 об/мин; скорость резания 18 м/мин; подача 0,2 мм/об.

При обработке торцевой канавки на токарной операции при использовании резца фирмы «ISCAR» одной кромкой режущей пластины с износостойким покрытием [4] было обработано 12 деталей, тогда как при использовании традиционного напайного твердосплавного резца – 3 детали, т.е. удалось в 4 раза повысить стойкость инструмента. Это позволило сократить время на переналадку станка и повысить стабильность процесса резания. Обработка производилась на станке АТПр-800Н с частотой вращения шпинделя 53 об/мин и подачей 0,05 мм/об.

При токарной обработке на станке SKIQ8 детали «Корпус камеры сгорания» из сплава ЭП718-ИД стойкость инструмента фирмы «ISCAR» составила 3 детали, а заводского напайного твердосплавного резца У6203-0723 BK10 – 1 деталь. При этом достигнуто сокращение машинного времени обработки в 1,57 раза за счет увеличения скорости резания (частоты вращения шпинделя с 10–12 до 16–22 об/мин).

При чистовом точении детали из сплава ВХ4Л-ВИ на станке DF-3 режущая пластина DCMT2-1-SM IC907 фирмы «ISCAR» показала в 4 раза большую стойкость по сравнению с применяющимся на данной операции резцом У6161-3060 из твердого сплава ВК8. Режим резания: частота вращения шпинделя 20 об/мин; подача 0,2 мм/об.

С целью замены напайных твердосплавных канавочных резцов на операции обработки торцовых и радиальных канавок на разных диаметрах обрабатываемых деталей (максимальный диаметр 829 мм), испытывались твердосплавные пластины фирмы «ISCAR». Материал детали: ЭП-648 (ХН50ВМТЮБ-ВИ). Обработка производилась на станке V20DSC-160 с режимом резания: частота вращения шпинделя 8 об/мин, подача 0,05 мм/об. Установлено, что при обработке 1 детали расход резцов У6162-1257 ВК10 составил 2 шт., а резцов У6162-1116-04 ВК10-ХОМ составил 7 шт., тогда как расход пластин фирмы «ISCAR» на обработку одной детали составил 0,4–1 шт. Следовательно, обеспечивается увеличение стойкости инструмента в 5-7 раз. При этом достигается сокращение вспомогательного времени, устраняются дополнительные проходы за счет увеличения жесткости инструмента и снижения упругих перемещений в технологической системе. В результате обрабатываемые канавки получают правильной формы с первого врезания инструмента.

Обработка колеса вентилятора из труднообрабатываемого сплава ВТ6 на станке ИС-800 фрезой фирмы «ISCAR» диаметром 25 мм со сменными пластинами (12 режущих кромок) позволила увеличить стойкость инструмента в 36 раз (по сравнению с цельной твердосплавной фрезой У6151-2558-18 Н10F) и объединить три заводские операции по обработке лопаток, традиционно выполняемых на разных станках, в одну операцию. Режимы резания:  $n = 300$  об/мин;  $V = 24$  м/мин;  $S_m = 200$  мм/мин;  $S_z = 0,166$  мм/зуб;  $t = 3$  мм (для заводской фрезы) и  $n = 600$  об/мин;  $V = 47$  м/мин;  $S_m = 900$  мм/мин;  $S_z = 0,5$  мм/зуб;  $t = 1$  мм (для фрезы фирмы «ISCAR»).

Последовательная обработка 12 бобышек детали «Корпус» из сплава ВТ20 на станке «Horizon 110» показала, что стойкость фрезы фирмы «ISCAR» с пластинами HP ANKT 070212 PNTR IC 928, имеющими по 2 рабочие кромки, в 60 раз больше стойкости традиционно применяющейся на данной операции фрезы У6151-1153 Р12Ф4К5. Испытания проводились в одинаковых условиях, режимы резания не увеличивались ( $n = 140$  об/мин;  $V = 18$  м/мин;  $t = 3-5$  мм;  $S = 40$  мм/мин;  $S_z = 0,024$  мм/зуб; диаметр фрезы 40 мм; количество зубьев фрезы фирмы «ISCAR» – 10, а заводской фрезы – 12; машинное время обработки 36 мин).

Был также проведен комплекс стойкостных испытаний режущих инструментов производства фирмы «Tungaloy» (Япония), которые в последнее время находят применение на машиностроительных предприятиях Украины и России. Испытывались резцы, оснащенные сменными неперетачиваемыми минералокерамическими пластинами с износостойкими покрытиями, при обработке наружных колец подшипников (из стали ШХ15СГ твердостью HRC

61-63 после термообработки) на токарных станках с ЧПУ мод. SL-30. Производилась предварительная и окончательная расточка поверхностей бортов, предварительная и окончательная подрезка торца борта и предварительная расточка дорожки качения. В настоящее время для обработки данных колец используются режущие пластины DNGA 150412 из минералокерамики марки GC 6050 с покрытием производства фирмы «Sandvik». Обработка производится с режимами резания: скорость резания –  $V=108$  м/мин; подача – при расточке бортов  $S=0,11$  мм/об (предварительная и окончательная), при подрезке торца борта  $S=0,11$  мм/об (предварительная) и  $S=0,08$  мм/об (окончательная), при расточке роликовой дорожки  $S=0,121$  мм/об. Испытания 8 пластин DNGA 150412 показали, что средняя стойкость пластины составила 203,2 мин (соответственно средняя стойкость грани пластины – 50,8 мин, а среднее количество обработанных колец одной пластиной – 47).

Для сравнения на тех же режимах резания проведены стойкостные испытания ромбических пластин DNGA 150412 из керамики марки LX11 с покрытием производства фирмы «Tungaloy». В результате установлено, что средняя стойкость пластины составила 334,4 мин (соответственно средняя стойкость грани пластины – 83,6 мин). Таким образом, стойкость пластин производства фирмы «Tungaloy» на 43,88% выше стойкости пластин производства фирмы «Sandvik». При этом износ режущей кромки происходил по передней поверхности и составлял от 0,2 до 0,8 мм у пластин производства фирмы «Tungaloy» и от 0,3 до 1,5 мм у пластин производства фирмы «Sandvik». Из сказанного вытекает перспективность применения с точки зрения снижения затрат на инструмент режущих пластин производства фирмы «Tungaloy».

Была также произведена оценка возможностей использования сменных режущих пластин SNMG 120412 со стружколомом ТН из сплава Т9015 производства фирмы «Tungaloy» на операции растачивания муфт (к насоснокомпрессорным трубам типа НКГ 73 из стали групп прочности К, Е по ГОСТ 633-80) на муфтонарезных станках MSC-22. Режимы резания: частота вращения детали – 550...580 об/мин; подача – 0,35 мм/об. Обработка производилась с охлаждением эмульсией. Пластины устанавливались следующим образом. На один суппорт станка устанавливалась опытная пластина, а на другой – серийная: SNMG 120412, сплав 4225 (производства фирмы «Sandvik»). За стойкость одной кромки пластины принималось количество обработанных и признанных годными муфт. Пластина SNMG имеет 8 режущих кромок. В результате испытаний установлено, что стойкость пластин SNMG 120412 ТН из сплава Т9015 производства фирмы «Tungaloy» в 2 раза выше, чем пластин производства фирмы «Sandvik», используемых в настоящее время на предприятии. Стойкости одной режущей кромки пластины производства фирмы «Tungaloy» достаточно для обработки в среднем 160 муфт. При этом износ режущей кромки происходит равномерно без образования сколов.

**Результаты исследований.** Проведены стойкостные испытания инструментов производства фирмы «Tungaloy» и на других технологических

операціях, включаючи точення, сверління, фрезерування деталей, виготовлених із труднооброблюваних матеріалів. Так, при зовнішньому точенні без удару робочих ступеней колес насосів корозійно-стійкого виконання (матеріал деталі Х11Н8Д5-Пр) стійкість пластини CNMG 120408-CA AN120 була в 1,5 рази більше порівняно з традиційно використовуваною пластиною CNMG 120408- MF 1105 виробництва фірми «Sandvik», а її вартість, навпаки, в 1,6 рази менше. Отже, застосування пластини зі сплаву AN120 є економічно вигідним. Економічний ефект від впровадження нового інструменту при обробці робочих ступеней колес насосів становив понад 250 тис. грн. на рік.

Виконано стійкісні випробування інструменту TDX280L056W32-2 фірми «Tungaloy» на операції сверління отвору діаметром 27 мм в деталі, виготовленій зі сталі Ст.3. Встановлено, що його застосування дозволяє в 2,1 рази підвищити продуктивність обробки порівняно з традиційно використовуваним інструментом TAFS2700F32 виробництва фірми «Mitsubishi».

**Висновки.** Отримані результати свідчать, що поява на ринку сучасних режущих інструментів виробництва фірми «Tungaloy» відкриває нові технологічні можливості підвищення продуктивності та зниження собівартості обробки при одночасному покращенні якості оброблюваних поверхонь. Отримані вище приклади також переконливо доводять ефективність застосування режущих інструментів фірми «ISCAR», які в даний час успішно впроваджуються на багатьох машинобудівних підприємствах України.

**Список літератури:** 1. Грановський Г. І. Різання металів: підручник / Г.І. Грановський, В.Г. Грановський – М.: Вища школа, 1985. – 304 с. 2. Бобров В.Ф. Основи теорії різання металів / В.Ф. Бобров. – М.: Машинобудування, 1975. – 343 с. 3. Кленов О.С. Технологічне забезпечення бездефектної обробки деталей гідроапаратури на фінішних операціях: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.08 «Технологія машинобудування» / О.С. Кленов. – Одеса, 2011. – 21 с. 4. Системи технологій: навч. посібник / Під ред. проф. Дудко П.Д. – Х.: Око, 2000. – 376 с.

*Надійшла до редакції 29.10.2013р.*

УДК 621.923

**Підвищення продуктивності та якості механічної обробки на основі застосування прогресивних режущих інструментів / Кленов О. С., Новиков Ф. В., Крюк А. Г. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42(1015). – С. 90–95. Бібліогр.: 4 назви.**

У роботі узагальнено досвід практичного використання на машинобудівних підприємствах України сучасних лезових інструментів, у тому числі зі зносостійкими покриттями в умовах високошвидкісного різання. Наведені результати свідчать, що поява на ринку інструментів виробництва фірм «Tungaloy» і «ISCAR» відкриває нові технологічні можливості підвищення продуктивності та зниження собівартості обробки при одночасному покращенні якості оброблюваних поверхонь.

**Ключові слова:** процес різання, лезовий інструмент, твердий сплав, оброблювана деталь, продуктивність обробки, стійкість інструмента.

This paper summarizes the experience of the practical use of machine-building enterprises of Ukraine blade of modern instruments, including abrasion-resistant coatings under conditions of high-speed cutting. These results show that the appearance on the market of tools of production firms "Tungaloy" and "

ISSAR " opens up new technological opportunities STI increase productivity and reduce the cost of treatment at the same time improving the quality of machined surfaces.

**Key words:** the process of cutting tool blade, hard alloy workpiece processing performance, tool life.

УДК 621.7.044

**М. К. КНЯЗЕВ**, канд. техн. наук, доц., НАКУ «ХАИ», Харьков;

**Д. Н. ТКАЧЕНКО**, аспирант, НАКУ «ХАИ», Харьков;

**Я. С. ЖОВНОВАТЮК**, ассистент, НАКУ «ХАИ», Харьков.

## **СТРУКТУРНЫЕ ИЗМЕНЕНИЯ СПЛАВА АМг6М ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ СПОСОБОМ ЭЛЕКТРОГИДРАВЛИЧЕСКОЙ ШТАМПОВКИ**

Приведены результаты микроструктурного анализа листовых образцов высокопрочного алюминиевого сплава АМг6М, подвергнутого высокоскоростному деформированию, в сравнении с исходным образцом. Проведены измерения микротвердости. Результаты исследования подтвердили отсутствие дефектов структуры, вызванных высокоскоростным деформированием, даже при большой степени деформации – утонении 25 %. Намечены направления дальнейших исследований.

**Ключевые слова:** высокоскоростное деформирование, микроструктура, микротвердость.

**Введение.** В современных экономических условиях в Украине особенно актуальны требования к ресурсосбережению и технологической гибкости производства высококачественных изделий, отвечающих необходимым технологическим требованиям. В области листовой штамповки к таким технологиям, в первую очередь относятся процессы, которые требуют минимальной технологической подготовки производства, которое будет потреблять минимум энергии и позволит изготавливать высококачественные детали, с высоким коэффициентом использования листового материала. Практически под все эти требования подходит электрогидроимпульсная импульсная листовая штамповка. Ведь импульсные способы доказали свою эффективность в условиях единичного и мелкосерийного производства листовых деталей сложных форм.

**Анализ предыдущих исследований.** В конструкциях современных самолетов, согласно статистическим данным, приблизительно 18% номенклатуры листовых деталей – это крупногабаритные детали, изготавливаемые технологическими операциями формовки и калибровки, детали относительно небольшой высоты, плоские, одинарной или двойной кривизны со сложным рельефом поверхности, образованным выштамповками, крупногабаритные жесткости, окантовки, фланцы, гофры [1]. Все эти конструктивные элементы помимо самолетостроения, широко распространены в транспортной, химической и других отраслях машиностроения. Технологии массового производства данных изделий – это традиционные способы листовой штамповки в инструментальных штампах, и они достигли высоких технико-экономических результатов, а научные основы этих технологий глубоко разработаны. Вместе с тем одной из особенностей современного

самолетостроения является сокращение его массовости, обусловленное объективной необходимостью частой смены видов выпускаемых изделий, что требует от него высокой технологической мобильности. Традиционные методы штамповки с использованием инструментальных штампов, представляющих собой сложные – высокоточные и весьма дорогостоящие механизмы, таким требованиям не удовлетворяют. В этом случае, как показала практика, наиболее эффективным является способ электрогидроимпульсной листовой штамповки (ЭГШ) жидкой средой по одной формообразующей поверхности [2, 3].

Листовые материалы при импульсном нагружении претерпевают высокоскоростное деформирование. При этом развиваются высокие скорости деформаций, зачастую происходят очень большие степени деформаций, разогрев материалов иногда до температуры плавления [4]. В таких условиях в материале заготовки появляются зоны неравномерных деформаций, довольно большие градиенты температур, что может повлечь возникновение дефектов структуры материала: микро- и макротрещины по границам зерен и внутри них. Излишне говорить, что такие дефекты структуры недопустимы для ответственных деталей аэрокосмического назначения.

Дефекты структуры материалов можно выявить при микроструктурном анализе. Особенно актуальны такие исследования для процессов импульсной обработки материалов [5-7].

**Целью настоящей работы** является исследование структурных изменений в высокопрочном алюминиевом сплаве АМг6М, которые происходят при высокоскоростном деформировании в процессе ЭГШ глубоких листовых деталей.

**Постановка и результаты исследований.** Как известно, цветные сплавы все шире применяют в авиастроении. Удачное сочетание малого удельного веса с относительно высокой прочностью предопределило их применение в авиационной промышленности.

Исследование влияния высокоскоростного деформирования на микроструктуру алюминиевого сплава АМг6М проводили на образцах, вырезанных из штампованного полуфабриката крупногабаритной листовой детали «полупатрубок» (рис. 1), который изготовили способом ЭГШ на многоэлектродном технологическом блоке опытно-промышленной установки УЭГШ-2 за 8 разрядов. Наибольшие деформации заготовки, вплоть до разрыва, происходили на технологическом участке заготовки, который по форме представляет собой сегмент сферы (рис. 2) и подвергается действию двусосного растяжения при формообразовании.

Высокопрочный сплав АМг6, как известно, относится к группе термически не упрочняемых сплавов и в основном поставляется в отожжённом состоянии (таблицы 1 и 2).

Таблица 1. Химический состав сплава АМг6 по ГОСТ 4784-97, % масс.

Параметр	Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Zn	Al
Величина	не более 0,1	5,3	0,70	не более 0,4	0,21	не более 0,1	остальное



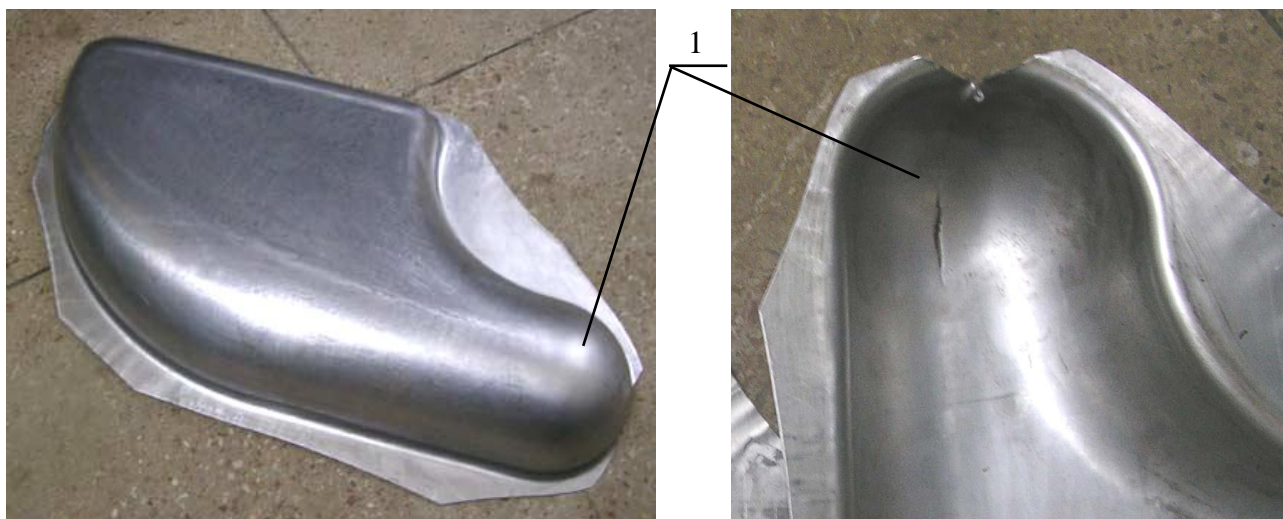


Рис. 1 – Общий вид штампованного полуфабриката детали «полупатрубок» из алюминиевого сплава АМг6М из листа толщиной 2 мм: 1 – технологический участок заготовки, использованный для изготовления образцов



Рис. 2 – Общий вид исследуемого участка заготовки с разметкой образцов

Таблица 2. Механические свойства сплава АМг6М по ГОСТ 13726-97

Параметр	$\sigma_b$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\delta$ , %
Величина, не менее	315	145	15

Для исследования микроструктуры материала после высокоскоростного деформирования вырезаны образцы и изготовлены микрошлифы. Образцы вырезались из технологического участка заготовки, где развивались максимальные степени деформации и утонения (см. рис. 1 и 2).

Анализ микроструктуры образцов проводили с использованием растрового электронного микроскопа РЭМ-106 с системой энергодисперсионного микроанализа. Исследования микроструктуры сплава начали с изучения структуры исходного материала, который не был подвержен каким-либо деформациям.

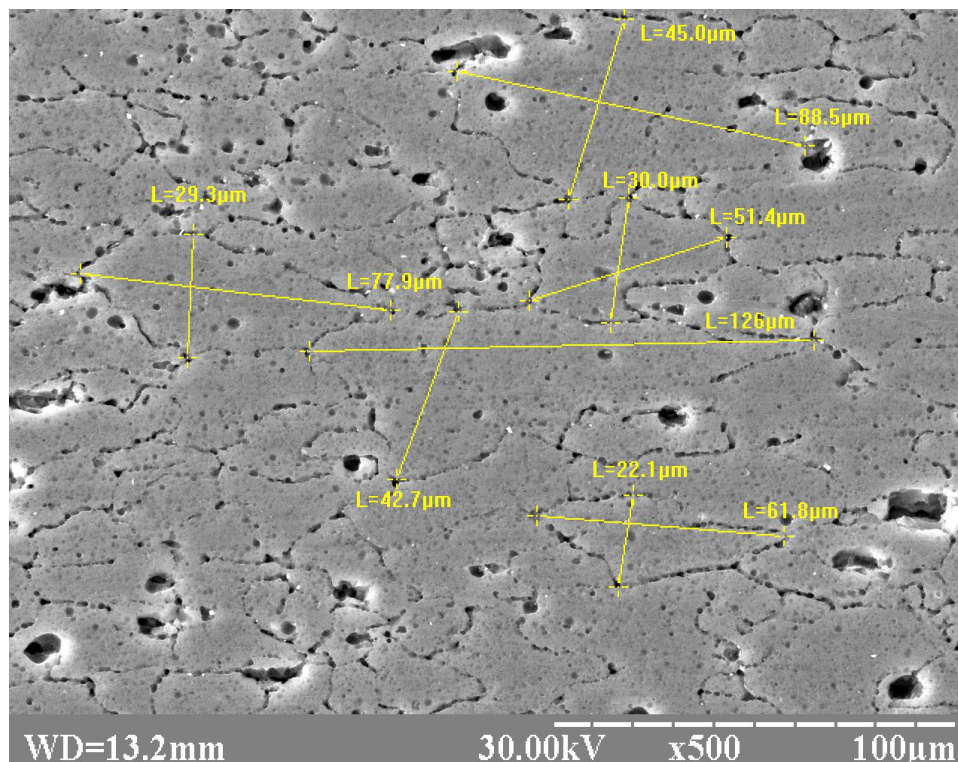


Рис. 3 – Структура сплава АМг6М в состоянии поставки (после прокатки и отжига) до импульсного деформирования при увеличении

Образец микроструктуры недеформированного сплава АМг6М (рис. 3) предназначен для сравнения со структурами, полученными после деформирования при электрогидроимпульсной штамповки. Анализ микроструктуры показал, что в исходном материале, несмотря на отжиг, явно наблюдается текстура, характерная для прокатанного металла, зерна вытянуты по направлению прокатки листа. Известно [8], что основная часть продукции из сплава АМг6 поставляется в отожжённом состоянии и при обычной температуре имеет гетерогенную, однородную мелкозернистую структуру, состоящую в основном из зёрен  $\alpha$ -твёрдого раствора и выделений фазы  $\beta$ ( $Mg_2Al_3$ ).

Средний размер зерна у материала в состоянии поставки составил по высоте 34,0 мкм, а по ширине 78,2 мкм, при этом максимальный размер зерна по ширине 126,0 мкм, а по высоте 45,0 мкм и, соответственно, минимальный размер зерна по высоте 22,1 мкм, по ширине 51,4 мкм.

Исследования структуры образцов после ЭГШ (рис. 4) показали, что после высокоскоростного деформирования при большой степени деформации (утонении 25 %) текстура усиливается, зерна значительно деформированы и вытянуты по направлениям прокатки и вытяжки металла, происходит существенное уменьшение размера зерна по высоте и одновременное вытягивание по ширине. Здесь средний размер зерна составил по высоте 19,0 мкм, а по ширине 124,0 мкм, при этом максимальный размер зерна по ширине 150 мкм, а по высоте 23,5 мкм, и соответственно минимальный размер зерна по высоте 7,89, по ширине 77,0 мкм. То есть, по сравнению с исходным

образцом средний размер зерна по высоте уменьшился в 1,79 раза, а по ширине увеличился в 1,59 раза.

При анализе микроструктуры, как исходного образца, так и образцов после ЭГШ, обнаружены дефекты в виде лунок (пор). Иногда за пористость ошибочно принимают растрав образцов, а для анализа микроструктуры с помощью растрового электронного микроскопа РЭМ-106, образцы специально затравливались в реактиве Келлера для более чёткого выявления границ зёрен. Более детальное исследование лунок показало, что помимо зёрен твёрдого раствора в структуре сплава всегда видны частицы интерметаллидных фаз в виде строчек, ориентированных в направлении прокатки и вытяжки металла. Количество интерметаллидных частиц зависит от состава сплава. После отжига структура АМгб более гетерогенная, так как упрочняющие фазы при медленном охлаждении выделяются из твёрдого раствора [9]. Появление интерметаллидов в сплаве АМгб происходит при повышенном содержании титана (Al-Mn-Ti), а также железа и марганца свыше 1,8%. Образование интерметаллидов может происходить в процессе приготовления расплава в печи. Определённую роль при этом играют исходные шихтовые материалы и количество лигатуры (Al-Cr, Al-Mn). Крупные кристаллы интерметаллидов, содержащихся в лигатурах, могут не растворятся в расплаве [10].

Исследование микротвёрдости с помощью микроскопа ПМТЗ с нагрузкой 50 г образцов до деформирования (исходное состояние) и после деформации (после ЭГШ) показало значительное увеличение твердости деформированных образцов (табл. 3 и 4). Измерения производили в поперечном сечении образцов.

Таблица 3. Результаты измерения микротвердости на исходном образце

№ точки	Диаметр отпечатка, мкм	Твёрдость, МПа
1	104	872
2	101	931
3	102	911
4	98	980
5	106	842
6	102	911
7	101	931

Некоторая флуктуация результатов измерений связана с различной степенью распада твёрдого раствора и влиянием твердорастворимой фазы  $\beta(\text{Mg}_2\text{Al}_3)$  по границам зерен.

В целом упрочнение сплава при значительной степени деформирования выражается в увеличении твердости в среднем в 1,27 раза по сравнению с исходным образцом.



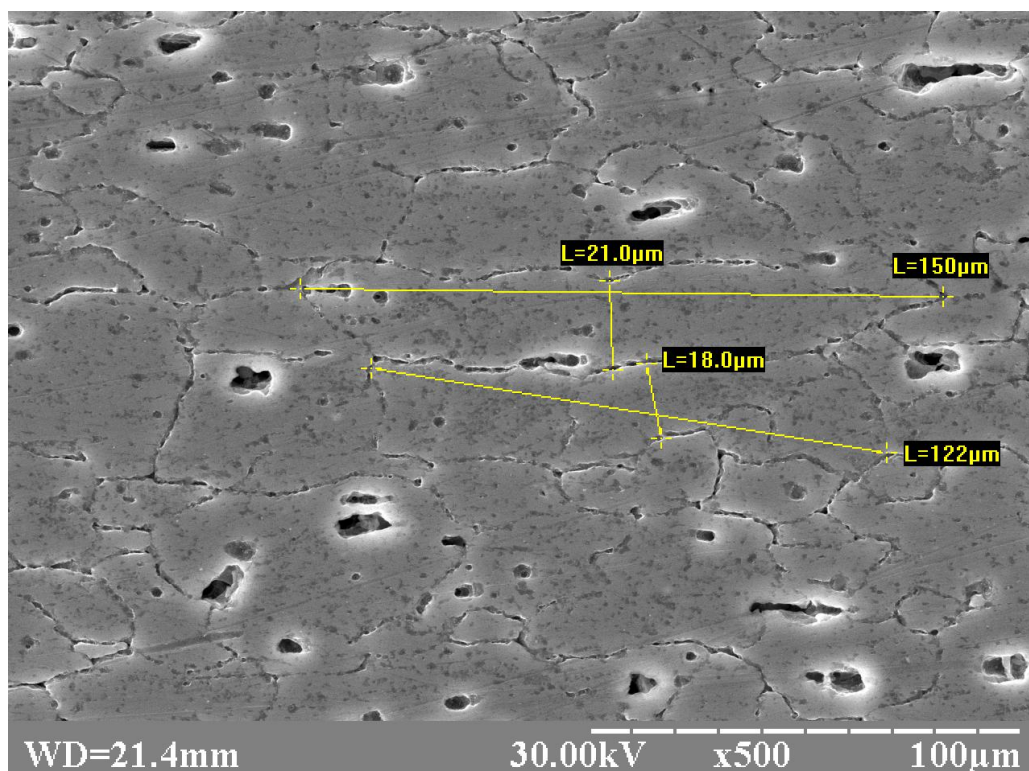


Рис. 4 – Микроструктура сплава АМг6М после импульсного деформирования при ЭГШ с утонением 25 %, увеличение  $\times 500$

Таблица 4. Результаты измерения микротвердости на деформированных образцах с утонением (23-25) %

№ образца	Диаметр отпечатка, мкм	Твёрдость, МПа
2	89	1195
3	89	1195
5	90	1166
9	91	1136
86	93	1097

При высокоскоростном деформировании листового материала способом ЭГШ происходит дальнейшее раздробление интерметаллических включений. Раздробленные частицы металлических соединений образуют строчечную структуру и располагаются преимущественно вдоль линии вытяжки металла и по границам зёрен. Структура кроме  $\alpha$ -твёрдого раствора и выделений фазы  $\beta(\text{Mg}_2\text{Al}_3)$ , состоит из марганцовистой фазы ( $\text{AlMg}_2\text{Mn}$ ) и силицида магния ( $\text{Mg}_2\text{Si}$ ). Здесь также нужно отметить, что кратковременный нагрев материала при высокоскоростном деформировании, вероятно, способствует измельчению и более равномерному распределению фазы  $\beta(\text{Mg}_2\text{Al}_3)$ , которая усиливает трещинообразование при глубокой вытяжке.

**Выводы.** Результаты исследований показали, что при высокоскоростного деформировании алюминиевого сплава АМг6М с относительно низкими пластическими свойствами и наличии концентраторов напряжений в виде

интерметаллидных включений не происходит образование микротрещин и их развитие в макротрещины, структура сплава даже при большой степени деформирования (утонении до 25 %) остается однородной. Происходит усиление текстуры, зерна значительно деформируются, при двусном растяжении происходит уменьшение их размера по высоте и увеличение по ширине. Утонение листовой заготовки происходит преимущественно за счет уменьшения высоты зерен при соответствующем увеличении ширины. Упрочнение сплава проявляется в увеличении твердости в 1,27 раза при указанной степени деформирования.

Намечены дальнейшие исследования по влиянию скорости деформирования и неравномерного нагрева материала заготовки на его структуру в процессе формообразования листовых деталей способом ЭГШ.

**Список литературы:** 1. Братухин А.Г. Современные технологии авиастроения / А.Г. Братухин, Ю.Л. Иванов, В.И. Марьин и др.; Под ред. А.Г. Братухина, Ю.Л. Иванова. – М.: Машиностроение, 1999. – 832 с. 2. Беляев В.И. Высокоскоростная деформация металлов / В.И. Беляев, В.Н. Ковалевский, Г.В. Смирнов, В.И. Чекан. – Мн.: Наука и техника, 1976. – 224 с. 3. Справочник по электрохимическим и электрофизическим методам обработки / Г.Л. Амитан, И.Е. Байеулов, Ю.М. Брон; под ред. В.А. Валосатого. – Л.: Машиностроение, 1988. – 711 с. 4. Мазуровский Б.Я. Электрогидравлический эффект в листовой штамповке / Б.Я. Мазуровский, А.Н. Сизёв. – Киев: Наук. думка, 1983. – 192 с. 5. Гладковский С.В. Структура и свойства композита из сталей 12Х18Н10Т и 20, полученного сваркой взрывом / С.В. Гладковский, Т.А. Трунина, Е.А. Коковихин и др. // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2009. – № 9. – С. 34 – 39. 6. Остапчук В.В. Исследование структуры и свойств нержавеющей сталей после высокоскоростного деформирования / В.В. Остапчук // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: сб. научн. тр. / М-во образования и науки Украины, Нац. аэрокосм. ун-т им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». – Х., 2011. – Вып. 2(66). – С. 93-97. 7. Остапчук В.В. Исследование структуры и свойств сплавов системы Al-Mg-Si после взрывного деформирования / В.В. Остапчук // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: сб. научн. тр. / М-во образования и науки Украины, Нац. аэрокосм. ун-т им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». – Х., 2012. – Вып. 4(72). – С. 149-154. 8. Мальцев М.В. Металлография промышленных цветных металлов и сплавов / Мальцев М.В, 2-е изд. – М.: Металлургия, 1970. – 364 с. 9. Атлас структур слитков и полуфабрикатов из алюминиевых сплавов / В.И. Добатки, В.И. Елагин, Л.М. Хитрова. – М.: Металлургия, 1971. – с. 34. 10. Галадкая В.И. Металлография металлургических дефектов в прессованных полуфабрикатах из алюминиевого сплава / В.И. Галадкая. – Куйбышев: Книжное изд-во, 1973. – с. 38.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК 621.7.044

**Структурные изменения сплава АМг6М при высокоскоростном деформировании способом электрогидравлической штамповки / Князев М.К., Ткаченко Д. Н., Жовноватюк Я. С. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 42 (1015). – С. 95-101. Бібліогр.: 10 назв.**

Наведено результати мікроструктурного аналізу листових зразків високоміцного алюмінієвого сплаву АМг6М, що піддавались високошвидкісному деформуванню, у порівнянні з початковим зразком. Проведено вимірювання мікротвердості. Результати дослідження підтвердили відсутність дефектів структури, спричинених високошвидкісним деформуванням, навіть при великому ступеню деформації – стоншенні 25 %. Позначено напрямки подальших досліджень.

**Ключові слова:** високошвидкісне деформування, мікроструктура, мікротвердість.

Results of microstructure analysis of sheet samples of high-strength aluminium alloy АМg6М subjected to high-rate deformation in comparison with initial sample are submitted. Microhardness measurements are carried out. Investigation results have confirmed absence of structure defects caused by high-rate deformation even at large deformation degree – 25 % thinning. Directions for further investigations are determined.

**Keywords:** high-rate deformation, microstructure, microhardness.

УДК 621.77

**Г. А. КРОТЕНКО**, канд. техн. наук., доц., НТУ «ХПІ»**АНАЛІЗ НОВИХ РЕСУРСОЗБЕРІГАЮЧИХ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ВИДАВЛЮВАННЯ ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ**

Стаття присвячена розробки методиці розрахунку процесу видавлювання з квадратної заготовки деталі типу тонкостінних стаканів. Для цих процесів на базі варіаційного методу розроблені числові моделі, які необхідні для проектування технологічних процесів та штампів. На основі проведених досліджень розроблено технології, які дозволяють отримати тонкостінний стакан видавлюванням. Дані рекомендації щодо удосконалення конструкцій штампів.

**Ключові слова:** штампове оснащення, формозмінення, видавлювання, варіаційний метод, поле швидкості, тривимірна течія металу.

У різних галузях приладобудування застосовуються порожнисті деталі, а також є великий клас деталей медичного (ковпачки, кришки) і парфумерного призначення (тюбики) які можливо виготовляти переважно видавлюванням. Існує кілька способів отримання низьких заготовок різної конфігурації для ОМД [1]. Це трудомісткий і не завжди економічно вигідний процес навіть за допомогою штампування.

Спроби виготовлення низьких (коротких) заготовок різанням або зсувом круглого прокату в спеціальних штампах позитивного результату не дали [2]. Відомі прогресивні способи торцевого розкочування заготовок характеризуються недостатньо високою продуктивністю і можуть призводити до формування дефектів при розкочуванні квадратної заготовки в круглу [3,4].

Як правило, заготовки для формотвірних операцій холодного листового штампування, а також для видавлювання, коли відносна висота заготовки невелика  $h = (0,1 \dots 0,2)D$  отримують вирубуванням з листа, смуги або стрічки. При цьому велика увага приділяється оптимальному розкроюванню. Відомо, що найбільший коефіцієнт використання металу при шаховому розміщенні заготовок на стрічки. Частіше для більш ефективного використання металу здійснюють дворядковий шаховий розрій (рис. 1).

Припустимо заготована має розміри які указані на рис. 2, а стрічка розкроюється із листа.

Коефіцієнт використання металу розраховується за відомої формулою [5]:

$$\eta = \frac{A \cdot n_1 \cdot n_2}{A_{\text{лист}}}, \quad (1)$$

тут  $A$  – площа заготовки,  $\text{мм}^2$ ;

$n_1$  – кількість стрічок із листа, шт;

$n_2$  – кількість заготовок на стрічці, шт;

$A_{\text{лист}}$  – площа листа,  $\text{мм}^2$ .

Тоді коефіцієнт використання металу для дворядкового шахового розкрою листа не перевищує:  $\eta = 0,67$ .

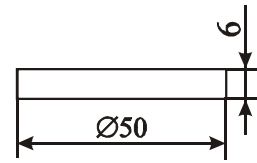
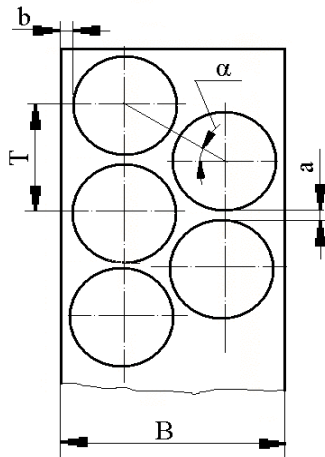


Рис. 1 – Схема дворядкового шахового розкрою

Рис.2 – Заготовка для видавлювання

Таким чином якщо заготовки мають круглу форму, то (навіть при багаторядному розкроюванні) коефіцієнт використання металу не перевищує 72%. Таке неекономне витрачання металу не можна визнати доцільним, особливо при штампуванні кольорових металів і їх сплавів

Якщо заготовки мають квадратну або шестигранну форму, то використовують розкроювання без перемичок (рис. 3). При цьому для квадратних заготовок коефіцієнт використання металу наближається до 100%.

Розглянемо розкрій металу для виготовлення виробу (тюбика або кришки) з квадратної заготовки, необхідного розміру з цим самим об'ємом як на рис. 2.

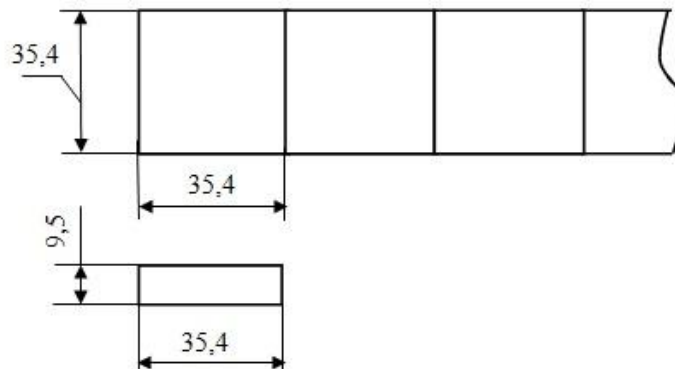


Рис. 3 – Розкрій квадратної заготовки

Коефіцієнт використання металу розрахований за формулою (1) дорівнює 98%. Таким чином, різниця коефіцієнту використання металу між варіантами розкрою дорівнює 31%.

У даній роботі пропонується ефективніший спосіб виготовлення деталей з тонкою стінкою (типу «стакан») із квадратної заготовки в циліндричній матриці з одночасним видавлюванням. Схема такої операції представлена на рис. 4. Аналіз цієї задачі, має значне практичне значення.

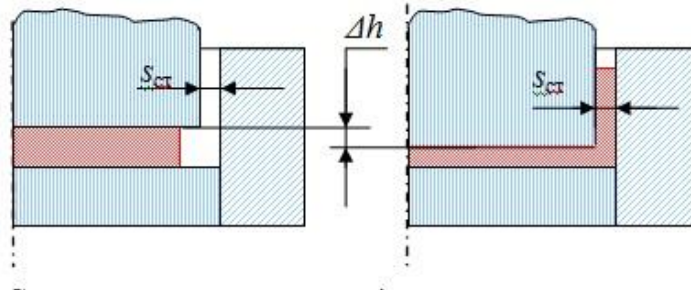


Рис. 4 – Схема видавлювання тонкостінного «стакана» з квадратної заготовки

Осередок деформації поділяємо на дві зони: I – зона «вихрової» і радіальної течії металу, II – зона чисто «вихрової» течії.

Вочевидь, що в процесі стискання кут заповнення  $\theta_3$ , який визначає зону II, збільшується, а кут  $\alpha$ , який визначає зону I, зменшується. При цьому хорда стягується, зазор між стороною заготовки і стінкою матриці зменшується від  $s_0$  (див. рис.5, а) до  $s$  (див. рис. 5, б) і далі до нуля.

Поділ заготовки на зони базується на результатах, які отримані в ході попередніх експериментів.

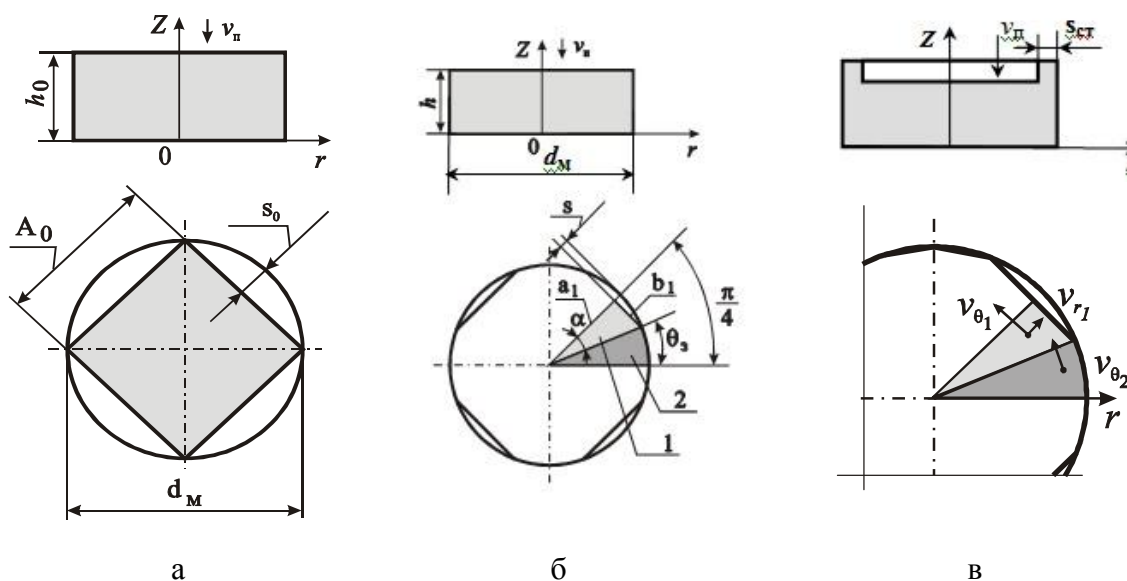


Рис. 5 – Схеми: а – стискання квадратної заготовки в циліндричній матриці, б – поділу заготовки на зони і в – течії металу в зонах 1 і 2, де  $s$  – незаповнення контуру матриці  $s = r_m \cdot (1 - \cos \alpha)$ ,  $\alpha = \frac{\pi}{4} - \theta_3$ ,

$$b_1 = r_m \sin \alpha, \text{ м}; a_1 = r_m \cos \alpha, \text{ м}; d_m = 2r_m = A_0 \sqrt{2}, \text{ м}$$

Було встановлено, як саме протікає процес і які підходящі функції, що описують поле швидкостей плинучого металу, можна використовувувати [6]. У зв'язку з симетрією деталі можна розглядати лише 1/8 її частини. Для зручності розрахунків на рис. 5 заготовка повернена на кут  $\pi/4$ .

Цей процес видавлювання характеризується яскраво вираженим «вихровим» плинучим металом, аналіз якого можливий лише на базі математичного моделювання тривимірної течії металу. Задачі, в яких має місце



тривимірні невісесиметричні течії, з достатньою точністю можуть бути вирішені енергетичним методом в циліндричній системі координат у його класичному варіаційному вигляді.

Зважаючи на граничні умови в зонах 1 і 2 (див. рис. 5), в прийнятій розрахунковій схемі плин металу може бути описаний наступними залежностями:

зона 1:

$$0 \leq z \leq h; 0 \leq r_1 \leq \frac{r_m - h_c}{\sin(\frac{\pi}{4} - \theta)}; \frac{\pi}{4} - \alpha \leq \theta \leq \frac{\pi}{4}$$

$$v_{z1} = -\frac{v_n}{h} z; v_{r1} = \frac{v_n r \pi}{8h\alpha};$$

$$v_{\theta 1} = \frac{v_n r}{h} \left( \frac{\pi}{4} - \theta \right) \left( \frac{\pi}{4\alpha} - 1 \right)$$

при  $\theta = \frac{\pi}{4} \rightarrow v_{\theta} = 0$ , при  $\theta = \frac{\pi}{4} - \alpha \rightarrow v_{\theta 2} = v_{\theta 1} = \frac{v_n r}{h} \left( \frac{\pi}{4} - \alpha \right)$ .

зона 2:

$$0 \leq z \leq h; 0 \leq r_2 \leq r_m; 0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{4} - \alpha$$

$$v_{z2} = -\frac{v_n}{h} z; v_{r2} = 0; v_{\theta 2} = \frac{v_n r}{h} \theta;$$

Компоненти швидкостей деформації  $v_r$ ,  $v_{\theta}$ ,  $v_z$ , що входять в основне рівняння енергетичного методу, представляємо у вигляді так званих підходящих функцій, дотримуючи граничні умови і умови сталості об'єму. Кут  $\alpha$  визначаємо з умови сталості об'єму початкової і деформованої заготовки:

$$\frac{1}{8} \cdot A_0^2 \cdot h_0 - \frac{\sin 2\alpha}{4} - 0,5 \cdot \left( \frac{\pi}{4} - \alpha \right) = 0 \quad (2)$$

Отримані залежності для компонент швидкостей течії, швидкостей деформації, інтенсивності швидкостей деформації дають можливість описати деформований стан у всьому об'ємі заготовки і перейти до побудови математичної моделі процесу. Для цього використовуємо перше основне рівняння енергетичного методу. Звідси знаходимо відносно питоме зусилля деформації  $\bar{p}$ :

$$\bar{p} = \frac{1}{v_n \sigma_s A_3} \cdot \sum_{i=1}^8 N_i \quad (3)$$

Тут  $N_i$  – потужності внутрішніх сил опору деформації, контактної тертя і зсуву, які обчислені для кожної із зон деталі, Н·м/с;

$v_n$  – швидкість пуансона, м/с;

$\sigma_s$  – напруження течії заготовки, Н/м<sup>2</sup>;

$A_3$  – площа заготовки, яка відповідає певному моменту деформації і легко визначається з умови сталості об'єму:

$$A_3 = A_0 h_0 / (h_0 - \Delta h_3), \text{ м}^2 \quad (4)$$

Співвідношення (3) є функція властивостей матеріалу, що деформується ( $\sigma_s$ ), розмірів заготовки ( $A_3$  і  $\Delta h$ ) і інструменту ( $r_m$ ), умов тертя на контактних

поверхнях матриці і пуансона ( $\mu_1$  і  $\mu_2$ ). Це співвідношення є неявна функція кута  $\alpha$ , яку можна розглядати як математичну модель процесу стискання квадратної заготовки в циліндричній матриці. Отримана функція не має аналітичного рішення відносно  $\alpha$ , тому вирішуємо її чисельно за допомогою пакету MathCAD.

Проведений аналіз процесу заповнення матриці при стисканні заготовки. Розрахунок незаповнення контуру матриці  $s$  залежно від кута заповнення порожнини матриці  $\theta_3$  наданий на рис.6.

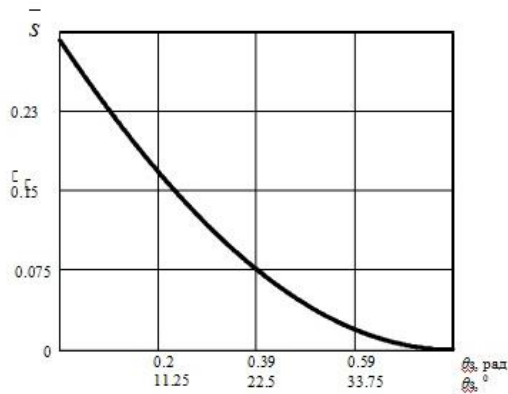


Рис. 6 – Графік залежності ступеня заповнення матриці  $\bar{s}$  в від кута заповнення  $\theta_3$

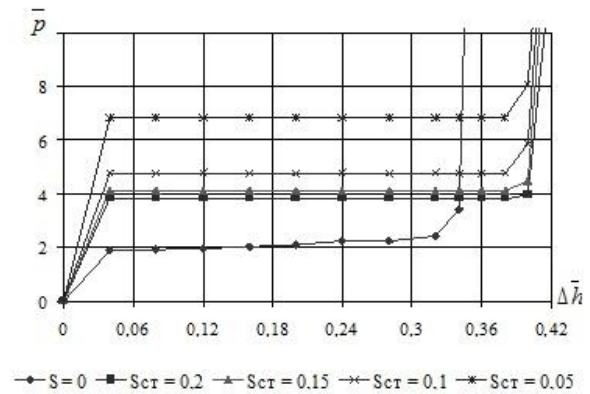


Рис. 7 – Графік залежності відносного питомого зусилля деформації заготовки  $\bar{p}$  від відносного ходу пуансона  $\Delta \bar{h}$  для різних товщин стінки

Силовий режим процесу, що представлений у вигляді залежності відносного питомого зусилля деформації  $\bar{p}$  від відносного ходу пуансона  $\Delta \bar{h}$  при  $\mu = 0.08$  показаний на рис. 7. Тут нижні криві описують тривимірну течію квадратної заготовки, а верхня – видавлювання стаканів з круглої заготовки (коли  $\theta_3 = 45^\circ$ ) за традиційною схемою.

Силовий режим видавлювання квадратної заготовки в круглій матриці принципово відрізняється від силового режиму видавлювання круглої заготовки круглим пуансоном. У першому випадку зусилля безперервно збільшується (рис. 8).

У другому випадку має місце досить розвинена стаціонарна стадія, протягом якої зусилля залишається постійним. Це значно спростило експериментальне дослідження: потрібно було тільки визначати зусилля стаціонарній стадії для різних ступенів деформації (для різних товщин стінок деталей, які видавлювали). Тому використовували метод безпосередніх вимірів зусилля деформації за допомогою машини УІМ-50.

Результати експериментального дослідження представлені на рис. 9. На осі ординат показано відносне питоме зусилля деформації  $\Delta \bar{p}$  (безрозмірна критеріальна величина).

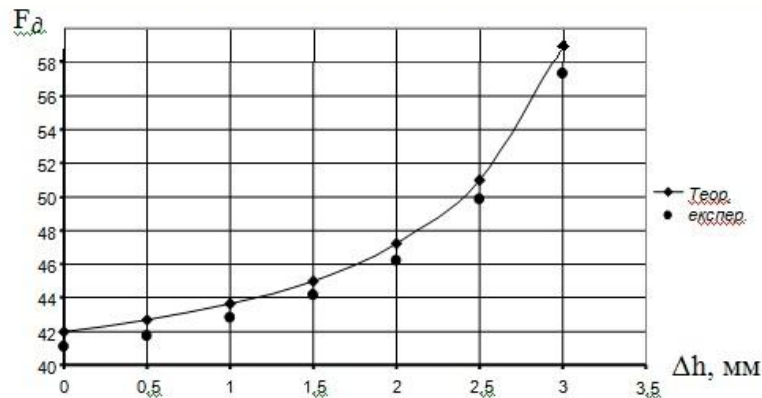


Рис. 8. Силовий режим деформації квадратної заготовки в круглій матриці при  $h_0 = 6,5$  мм; матеріал – свинець; • – експеримент

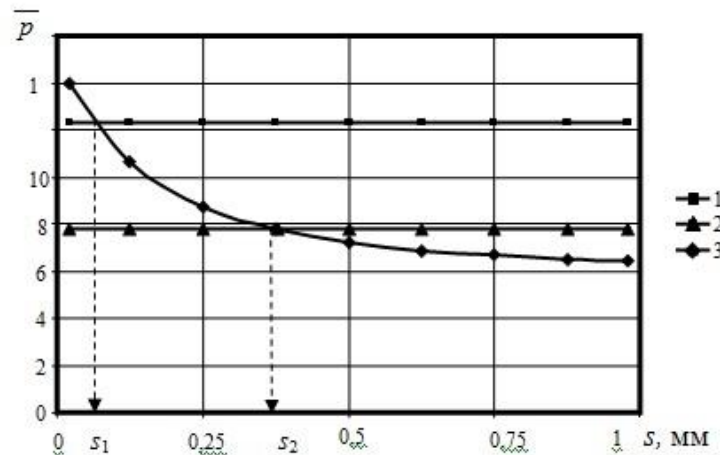


Рис. 9. Графіки залежностей:

- 1 –  $\bar{p} = f(s_1)$  – видавлювання стакану з товщиною стінки  $s_1 = 0,25$  мм;
- 2 –  $\bar{p} = f(s_2)$  – видавлювання стакану з товщиною стінки  $s_2 = 0,50$  мм;
- 3 –  $\bar{p} = f(s)$  – осадка квадратної заготовки  $s = 0$  мм

Як видно на графіку, чим тонше стінка ( $s_1 = 0,25$  мм), тим вище значення відносного питомої зусилля деформації  $\bar{p}$  – це відповідає теоретичним розрахункам. Чітко видно перехід від енергетично вигіднішої вихрової течії при видавлюванні тонкостінного стакану з квадратної заготовки в круглій матриці на початковому етапі при заповненні порожнини матриці, до енергетично більш вигідному радіальному на заключній стадії при видавлюванні вже з круглої заготовки. Це також відповідає результатам, отриманим при теоретичному аналізі процесу. Важливий наслідок з проведених досліджень – можливість видавлювання деталей типу тонкостінних стаканів з квадратної заготовки. Ця можливість впливає з аналізу математичної моделі процесу заповнення круглої порожнини (див. співвідношення 4) і рис. 9, де показані графіки залежності відносного питомої зусилля деформації при вихрової і радіальної течії металу. На основі проведених теоретичних досліджень пропонується новий теоретично обґрунтований варіант технологічного процесу і конструкція штампа для виготовлення заготовки і видавлювання тонкостінної деталі при тривимірної (вихрової) течії металу.

Незважаючи на те, що круглі заготовки, отримані осадкою з квадратної, вимагають введення ряду додаткових операцій, даний спосіб економічно вигідніший навіть за рахунок економії матеріалу. Отримані таким чином круглі заготовки можна використовувати для виготовлення видавлюванням різних деталей (тюбиків, ковпачків, кришок та ін.). Тому пропонується новий, економічно вигідніший, технологічний процес виготовлення тюбиків для косметичної та харчової промисловості. На рис. 10–11 представлені схеми процесу виготовлення тюбика за новою технологією. Причому залежно від ступеня деформації матеріалу, з якого необхідно видавити тюбик, кількість переходів при його виготовленні може відрізнятися.

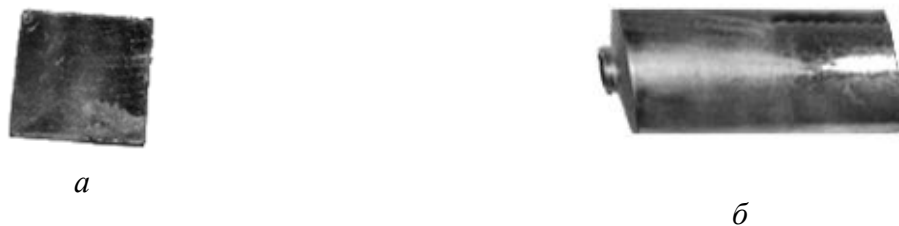


Рис. 10. Схема процесу видавлювання тюбика з квадратної заготовки за два переходи:  
*a* – відрізання квадратної заготовки в штампі; *б* – видавлювання тюбика

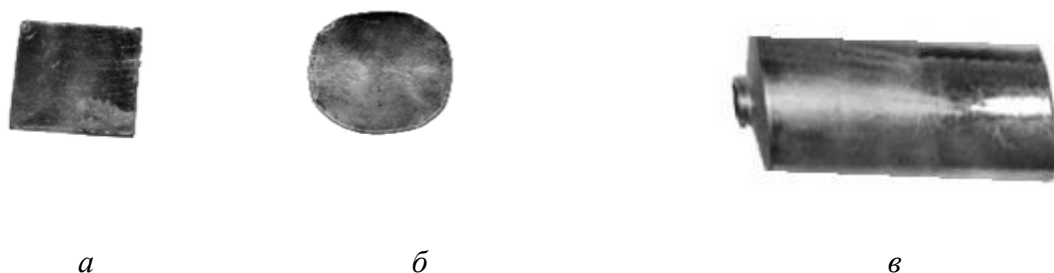


Рис. 11. Схема процесу видавлювання тюбика з квадратної заготовки за три переходи:  
*a* – відрізання квадратної заготовки в штампі; *б* – осадка квадратної заготовки в штампі;  
*в* – видавлювання тюбика

Пропонується конструкція штампа, що дозволяє отримати заготовку круглої форми з квадратної шляхом осадки у закритому штампі, що враховує тривимірний характер течії металу, а також отримати тонкостінний тюбик видавлюванням з квадратної заготовки за два переходи [7]. Штмп представлений на рис. 12.

**Висновки.** Таким чином, на основі проведених досліджень дані рекомендації щодо удосконалення технологічних процесів і конструкцій штампів дозволять отримати видавлюванням вельми складні деталі, в яких протягом металу характеризується тривимірною течією, без дефектів або з мінімальною ймовірністю їх виникнення:

1. Відомі методи аналізу процесів радіальної течії металу при видавлюванні деталей із змінною по периметру товщиною стінки характеризуються значними спрощеннями, які не дозволяють проаналізувати поля швидкостей і отримати адекватні рішення з формозміни деталей цього

класу. Тому в роботі виконано аналіз деформованого стану в процесах видавлювання деталей в умовах тривимірної течії металу.

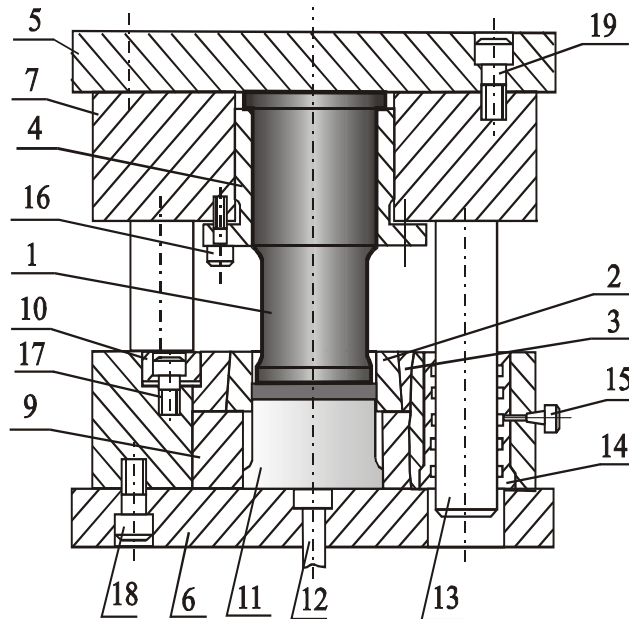


Рис. 12. – Схема штампа для осадки квадратної заготовки:

- 1 – пуансон; 2 – вставка; 3 – бандаж; 4 – пуансоноутримувач; 5 – плита верхня;  
6 – плита нижня; 7, 8 – проміжні плити; 9 – опора матриці; 10 – кільце; 11 – виштовхувач;  
12 – штовхач; 13 – колонка; 14 – втулка; 15 – маслянка; 16, 17, 18, 19 – гвинти.

2. Розроблена математична модель виготовлення круглої заготовки в умовах тривимірної течії металу. Це дало підстави для розроблення науково обґрунтованих рекомендацій з удосконалення процесів видавлювання широкого класу деталей з тонкою товщиною стінки та конструкцій штампів.

3. Теоретичний аналіз процесу видавлювання за наявності декількох варійованих параметрів представляє значні труднощі обчислювання для створення програмних продуктів розрахунків формозміни і силового режиму, тому необхідно використовувати спеціальні пакети програм. Теоретичний аналіз процесу видавлювання по запропонованій методиці дозволяє з достатньою точністю визначити поле швидкостей процесу, формозміну, а також зусилля деформації при різних геометричних параметрах інструменту.

4. Застосування даної технології замість традиційної дозволило збільшити коефіцієнт використання металу на 31% і тим самим значно знизити їхню собівартість. Розроблені рекомендації дозволяють удосконалити технології виготовлення широкого класу деталей, а також конструювання штампів на базі науково обґрунтованих математичних моделей процесів видавлювання в умовах тривимірної течії металу.

**Список літератури:** 1. Прозоров Л. В. Холодное выдавливание тонкостенных изделий/ Л. В. Прозоров// науч. тр. Центр. НИИ технологии машиностроения (ЦНИИТМАШ). – 1950. – №32. – С. 11-148  
2. Соловцов С. С. Безотходная резка сортового проката в штампах/ С. С. Соловцов. – М.: Машиностроение, 1985. – 176 с. 3. Матвийчук В. А. Розробка маловідходних процесів формування тонкостінних циліндричних деталей/ В. А. Матвийчук, В. М. Михалевич, В. О. Краєвський// Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії та машинобудуванні.– Краматорськ: ДДМА. – 2004. – С. 281- 286 4. Богоявленский К. Н. Специальные способы холодной

объёмной штамповки/ К. Н. Богоявленский, А. М. Дмитриев, А. З. Журавлев, А. Г. Овчинников. – М.: Машиностроение, 1986. – 42с. 5. Романовский В. П. Справочник по холодной штамповке/ В. П. Романовский. – Л.: Машиностроение, 1979. – 520 с. 6. Евстратов В. А. Теория обработки металлов давлением/ В. А. Евстратов. – Харьков: Высшая школа, 1981. – 248 с. 7. Евстратов В. А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов/ В. А. Евстратов. – Харьков: Вища школа, 1987. – 144 с.

Надійшла до редколегії 01.11.2013

УДК 621.77

**Аналіз нових ресурсозберігаючих технологічних процесів видавлювання тонкостінних деталей/ Кротенко Г. А. // Вісник НТУ «ХПІ», Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків; НТУ «ХПІ». – 2013. №42 (1015). – С. 102–110. Бібліогр.:7 назв.**

Статья посвящена анализу процесса изготовления тонкостенных деталей выдавливанием в условиях трехмерного течения металла. Для этого процесса на базе вариационного метода рассмотрена математическая модель процесса выдавливания, предложены методика расчета формоизменения и результаты расчета силового режима изготовления из квадратной заготовки деталей типа тонкостенных стаканов, необходимые для проектирования ресурсосберегающих технологических процессов и конструкций штампов.

**Ключевые слова:** формоизменение, выдавливание, энергетический метод, поле скоростей, трехмерное течение металла, штамповая оснастка.

The article is devoted to the manufacturing process of thin-walled extruded parts in a three-dimensional metal flow. Based on the variational method was first developed a method of calculation of forming and power mode extrusion of the parts such as «thin-walled cans», a mathematical model of the process, the algorithms and computer programs we need for die design and manufacturing processes. Based on the developed techniques this model allows us to obtain thin-walled cans extrusion. Application of this technology instead of traditional allowed to raise quality of the parts. The results obtained in experimental studies have confirmed the adequacy of mathematical models of the extrusion of parts in a three-dimensional flow.

**Keywords:** tooling, forming, extrusion, variational method, velocity field, three-dimensional flow of metal.

УДК 621.777.4

**В. И. КУЗЬМЕНКО**, канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»;  
**В. М. ГОРНОСТАЙ**, ст. преп., НТУУ «КПІ», Киев;  
**В. О. ВАСИЛЕНКО**, магистрант, НТУ «ХПІ».

## **ВЛИЯНИЕ КОНТАКТНОГО ТРЕНИЯ НА ХАРАКТЕР ТЕЧЕНИЯ И СИЛОВОЙ РЕЖИМ ПРОЦЕССА ПРЯМОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ С УШИРЕНИЕМ**

Работа посвящена усовершенствованию процессов холодного выдавливания профилей из конструкционных металлов и сплавов с раздачей для снижения усилий деформирования, повышения стойкости деформирующего инструмента и получения изделий повышенной надежности и долговечности. Особое внимание было уделено вопросам влияния трения на силовой режим и конечное формоизменение путём варьирования формой и шириной калибрующего пояска.

**Ключевые слова:** холодное прямое выдавливание с уширением, математические модели, метод конечных элементов, силовые режимы, удельные усилия, напряженно-деформированное состояние, прямоугольный профиль, качество профилей, калибрующий поясок.

**Введение.** Одним из методов получения профилей необходимой формы и точности с обеспеченными механическими свойствами деформируемого металла есть прямое холодное выдавливание. Широкое распространение указанного процесса сдерживается по причине высоких удельных усилий формообразования, особенно при выдавливании профилей из трудно деформируемых сталей и сплавов, так как приводит к значительному снижению стойкости деформирующего инструмента. Альтернативным является процесс прямого выдавливания с уширением.



Рис. 1 –Штампованные изделия, изготовленные:

а – традиционным прямым выдавливанием, б – прямым выдавливанием с уширением

**Анализ проблемы.** Холодное выдавливание с уширением, сущность которого заключается в возможности одновременного течения металла в осевом и поперечном направлениях, облегчает силовые режимы деформирования благодаря наличию двух ступеней свободы. Применение его позволяет повысить стойкость деформирующего инструмента и повысить качество изделий получаемых в результате пластического деформирования снизить энергоемкость производства и себестоимость профилей, а так же повысить их надежность и долговечность.

В. М. Горностай на кафедре механики пластичности материалов и ресурсосберегающих процессов НТУУ «КПИ» провел численные эксперименты методом конечных элементов процессов выдавливания с уширением [1]. Он установил причины и величину снижения силовых режимов деформирования при выдавливании с уширением, определил влияние основных конструктивных и технологических факторов на напряженно-деформированное состояние заготовки, усилие деформирования, распределение удельных усилий на деформирующем инструменте, конечную геометрию профилей, упрочнения деформируемого металла и степень использования ресурса пластичности. Тем не менее, открытым остается вопрос влияния трения на конечное формообразование, силовой режим процесса и качество полученных изделий [2]. Варьируя такие параметры как: геометрия инструмента, размеры заготовки, ширину и форму калибрующего пояса, который будет влиять на условия трения, можно оптимизировать процесс

**Задача настоящей работы.** Выявить возможности снижения контактного трения, например, введением калибрующего пояса различной формы и

размеров в области выходного отверстия матрицы, а так же его влияния на формообразование, качество полученных изделий и силовой режима процесса. Учет условий трения на контактирующих поверхностях между заготовкой и инструментом осуществляли следующим образом. На первом этапе трение не учитывали, так как были неизвестны напряжения на контактных поверхностях. После определения напряжений на указанных поверхностях методом последовательного приближения вычисляли силы трения, которые определяли в соответствии с законом Кулона. Для учета трения на контактных поверхностях напряжение рассчитывалось по формуле Амонтона-Кулона. Силы трения прикладывали в направлении противоположном перемещению узловой точки на контактирующей поверхности)

$$\tau = \mu \cdot \sigma_n$$

где:  $\mu$  – коэффициент трения;

$\sigma_n$  – нормальное напряжение.

$$\sigma_n = \sigma_z \cdot \cos \alpha + \sigma_p \cdot \sin \alpha$$

Упрочнение учитывали таким образом: диаграмму действительных напряжений аппроксимировали степенной зависимостью (Модуль Юнга  $E = 2.1 \times 10^5$  МПа и коэффициент Пуансона  $\nu = 0.35$  для стали 20):

$$\sigma_s = \sigma_{0.2} + k \varepsilon^n$$

Диаграмма истинных напряжений по данным В.А. Крохи аппроксимируется следующей зависимостью:

$$\sigma_s = 375 + 316 \cdot \varepsilon^{0.64}$$

Исследования показали, что доля затрат энергии на преодоление контактного трения в суммарных затратах её составляет, в отдельных случаях, более 50%. Введение калибрующих поясков в конструкции матриц позволит значительно уменьшить потери на трение.

Результаты расчетов общего усилия для процессов холодного выдавливания прямоугольных профилей через матрицы с разной формой калибрующего пояска сведены в таблицу, где Ф1 – принятая форма калибрующего пояска, рисунок 2 (таблица). Усилие при выдавливании в матрице с пояском Ф1 следует принять за 100 %. Расчетом установлено, что варьированием формы и размеров калибрующего пояска возможно дополнительно уменьшить усилие выдавливания на 14 %, что также обусловлено уменьшением гидростатического давления в ячейке деформации.

Для исследования были предложены матрицы с калибрующими поясками следующей формы:



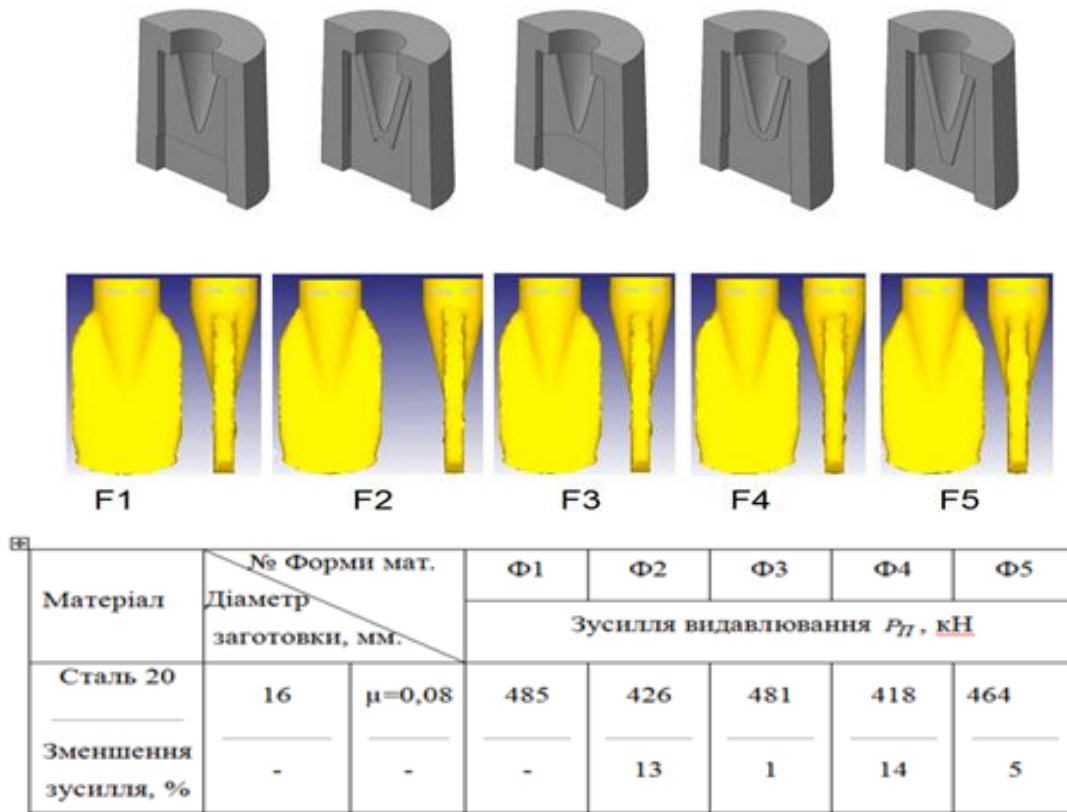


Рис. 2 – Матриці для видавлювання з уширенням.

F1 – без калибрующего пояса (НТУ «КПИ»); F2 – с калибрующим пояском дугообразной формы; F3 – с калибрующим пояском клиновидной формы; F4 – с калибрующим пояском клиновидно-дугообразной формы; F5 – с калибрующим пояском параболической формы

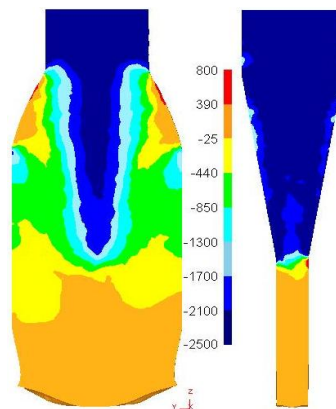


Рис. 3 – распределение гидростатического давления в сечениях заготовки при видавлюванні з уширенням

### Выводы.

1. Инженерным методом полученные аналитические зависимости для определения усилия прямого видавлювання с уширенням прямоугельных профилей с учетом трения на контактных поверхностях и упрочнения металла, который деформируется.

2. Методом конечных элементов установлено, что холодное прямое видавлювання с уширенням прямоугельных профилей, в сравнении с традиционным прямым видавлюванням, обеспечивает снижение: усилия

выдавливания в 2- 3,5 раза; удельных усилий на пуансоне в 1,7 раза; удельных усилий на матрице в 1,5-1,6 раза (в зависимости от размера прямоугольного профиля). Причинами снижения усилий есть использования исходных заготовок меньшего в 1,4 раза диаметра и снижение по абсолютной величине гидростатического давления в ячейке деформации за счет изменения схемы напряженного состояния.

3. Расчетом установлено, что варьированием формы и размеров калибрующего пояска можно дополнительно уменьшить усилие выдавливания примерно до 14 % и увеличить уширение до 5-10%, что обусловлено снижением сил трения и гидростатического давления в очаге деформации.

**Список литературы:** 1. Горноста́й В.М. Холодное выдавливание с раздачей профилей из конструкционных металлов: дис. канд. техн. наук. 05.03.05 – Процессы и машины обработки давлением/В.М. Горноста́й. – К.:2011. – 213 с. 2. Деякі підходи до вирішення задачі прямого видавлювання з уширенням, що враховують вплив тертя на кінцеве формоутворення та виникаючі навантаження / В.О. Василенко, В.М. Горноста́й, В.І. Кузьменко, С.Ю. Плєснецов // Вісник НТУ «ХПІ», -2012.- №66(972) – с. 34-37.

*Надійшла до редколегії 24.10.2013*

УДК 621.777.4

**Влияние контактного трения на характер течения и силовой режим процесса прямого выдавливания с уширением / Кузьменко В. И., Горноста́й В. М., Василенко В. О. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків, НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 110–114. Бібліогр.: 2 назви.**

Робота присвячена вдосконаленню процесів холодного видавлювання профілів з конструкційних металів і сплавів з уширенням на мету зниження зусиль деформування, підвищення стійкості деформуючого інструмента й одержання виробів підвищеної надійності й довговічності. Особлива увага була приділена питанням впливу тертя на силовий режим і кінцеву формозміну шляхом варіювання формою й шириною паска, що калібрує.

**Ключові слова:** холодне пряме видавлювання з уширенням, математичні моделі, метод кінцевих елементів, силові режими, питомі зусилля, напружено-деформований стан, прямокутний профіль, якість профілів, пасок що калібрує.

This patent devoted for improvement the efficiency of processes of cold extrusion with dispensing of profiles for decreasing straining force, enhancing the durability of forming tool and obtaining products with enhanced dependability and durability. The modern industry needs the resource – saving and high-productive technologies of obtaining high-accuracy profiles made of constructional materials with mechanical properties of deformed metal which satisfy the application conditions. It is established that straight cold extrusion with dispensing is perspective way of obtaining profiles referred above..

**Keywords:** cold straight extrusion with dispensing, mathematical models, power modes, specific stress, mode of deformation, rectangle profile, profile quality.

УДК 621.984

**В. В. КУХАРЬ**, докт. техн. наук, проф., Приазовский ГТУ, Мариуполь;  
**В. Н. ПАВЛЕНКО**, докт. техн. наук, доц., НАУ «ХАИ», Харьков;  
**О. Г. НОСЕНКО**, аспирант, ПНТУ, Полтава.

## ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ГИДРОФОРМОВКЕ ПОДВИЖНЫМИ СРЕДАМИ

В статье исследованы технологические возможности операции листовой штамповки-гидроформовки подвижными средами: получены зависимости, которые с достаточной степенью точности позволяют определять высоту деталей типа днищ при изготовлении их формовкой жидкостью или эластичной средой. Практическое использование результатов работы позволит оптимизировать процесс формоизменения деталей такого типа.

**Ключевые слова:** технология, штамповка, лист, жидкость, эластичная среда, формовка, возможности, деформирование.

**Введение.** При производстве деталей различного назначения и, в частности, при изготовлении деталей типа днищ из листа широкое применение нашла формовка подвижными средами, т.е. формообразование деталей без перемещения фланца заготовки давлением жидкости или эластичной средой, как в статическом, так и динамическом режимах деформирования. По сравнению со штамповкой в инструментальных штампах штамповка подвижными средами имеет следующие достоинства: отсутствие жёсткого пуансона, повышение точности и чистоты обрабатываемых деталей, увеличение предельных технологических возможностей штампуемых материалов и высокую стабильность и повторяемость технологических результатов. В существующих литературных источниках по технологии обработки металлов давлением недостаточно сведений по технологическим процессам формовки подвижными средами (жидкость или эластичная среда) при скоростных процессах деформирования [1–4].

**Цель данного исследования** – установить предельно допустимые высоты деталей типа днищ, получаемых при динамической гидроформовке и определить наиболее рациональные схемы нагружения и максимальные степени деформирования штампуемых заготовок.

Известно, что возможности процесса как статической, так и динамической гидроформовки ограничиваются разрушением заготовки в местах, где достигнута на данной стадии деформирования наибольшая интенсивность напряжений и получено наибольшее утонение стенки. При штамповке днищ со сферической поверхностью местом разрушения заготовки обычно является полюс заготовки, причём разрушение происходит при достижении некоторой критической интенсивности напряжений  $\sigma_1 = \sigma_{ik}$  и соответствующей ей критической интенсивности деформаций  $\varepsilon_1 = \varepsilon_{ik}$ .

Используя уравнение связи напряжений и деформаций в виде  $\nu_\sigma = \nu_\varepsilon$ , т.е.

$$\frac{2 \cdot \sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} = \frac{2 \cdot \varepsilon_2 - \varepsilon_1 - \varepsilon_3}{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}, \quad (I)$$

где  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  – тангенциальные, меридиональные напряжения и напряжения по толщине стенки;

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ , – тангенциальные, меридиональные деформации и деформации по толщине стенки, и условие постоянства объёма  $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0$ , после преобразований получим

$$\varepsilon_2 = -\varepsilon_3 \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_2 - 2\sigma_3} \quad (2)$$

Интенсивность деформации и максимальная по абсолютной величине деформация связаны между собой соотношением [1]:

$$\varepsilon_i = \beta |\varepsilon_{max}| = \beta |\varepsilon_3| \quad (3)$$

где  $\beta = \frac{2}{\sqrt{3+\nu_\sigma^2}}$ , а с учётом (3) можно записать

$$\varepsilon_2 = -\varepsilon_3 \frac{\varepsilon_{ik}(2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3)}{\beta(\sigma_1 + \sigma_2 - 2\sigma_3)} \quad (4)$$

Величина критической интенсивности деформации, которая достигается к моменту разрушения, зависит от схемы напряжённого состояния деформируемой заготовки. На основе данных, приведенных в работах [2] и [3], связь между критической интенсивностью деформаций и схемой напряжённого состояния с использованием коэффициента жёсткости  $D$ , предложенного Г.А. Смирновым-Аляевым, может быть записана в виде

$$\varepsilon_{ik} = \varepsilon_{il,p} (2,5 - 2D + 0,5D^2), \quad (5)$$

где  $\varepsilon_{il,p}$  – интенсивность деформации в момент разрушения образца при испытаниях на линейное растяжение;  $D = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 / \sigma_i$ .

Если принять  $\varepsilon_{il,p} = \beta \delta_k$ , где  $\delta_k$  – удлинение, получаемое в середине шейки образца, то с учётом (5) зависимость (4) для момента разрушения примет вид

$$\varepsilon_{2max} = \delta_k (2,5 - 2D + 0,5D^2) \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_2 - 2\sigma_3} \quad (6)$$

При штамповке деталей типа днищ характер изменения меридиональных деформаций  $\varepsilon_2$  вдоль образующей – не линейный. На основе обработки экспериментальных данных установлено, что средняя величина меридиональной деформации может быть принята равной примерно  $0,75 \varepsilon_{2max}$ . В то же время величина средней относительной деформации  $\varepsilon_{2cp}$  может быть определена с помощью соотношения

$$\varepsilon_{2cp} = \frac{L-d}{d} \quad (7)$$

где  $L$  – длина образующей днища (длина дуги);  
 $d$  – диаметр днища.

Используя зависимость  $L = \sqrt{d^2 + \frac{16}{3}h^2}$ , где  $h$  – высота днища, можно получить после преобразования выражения для определения относительной высоты днища  $h/d$ , которая может быть получена к моменту разрушения:

$$\frac{h}{d} = \sqrt{\frac{3}{16}[(1 + \varepsilon_{2cp})^2 - 1]}.$$

В случае гидроформовки сферического днища, когда в полюсе детали  $\sigma_1 = \sigma_2$ ,  $\sigma_3 \approx 0$ ,  $D = 2$ , зависимость (8) примет вид

$$\frac{h}{d} = \sqrt{\frac{3}{16}[(1 + 0,187\delta_k)^2 - 1]}.$$

Величина относительной высоты сферического днища, как это видно из (9), определяется прежде всего удлинением в середине шейки при испытании плоского стандартного образца на линейное разрушение. Характер зависимости  $h/d$  от  $\delta_k$  показан на рисунке.

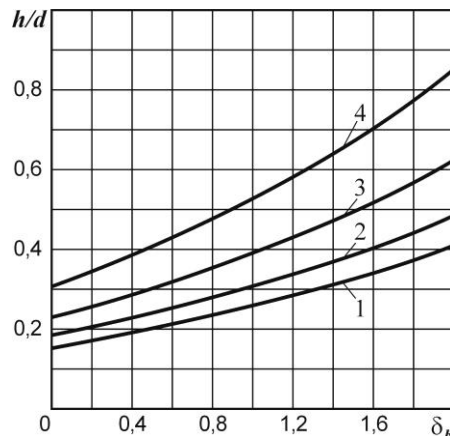


Рис. – Влияние различных факторов на максимальную относительную высоту деталей при гидроформовке:

$$1 - \sigma_3 = 0; 2 - \sigma_3 = 0; 3 - \varepsilon_{2cp} = \varepsilon_{2max};$$

$$3 - \sigma_3 = -0,5\sigma_1; 4 - \sigma_3 = -\sigma_1$$

Одним из способов интенсификации процессов гидроформовки является создание противодействия в процессе деформирования. Создание сжимающих напряжений по толщине заготовки даёт возможность увеличить критическую интенсивность деформаций и получить более глубокие детали. Однако этот способ интенсификации процесса увеличивает перепад толщины вдоль образующей детали, делая его в ряде случаев недопустимо большим. Предельные возможности данного способа интенсификации могут быть определены, если предположить, что в полюсе заготовки  $|\varepsilon_3| = \frac{s_0 - S}{s_0} = 1$ . Тогда из (6) получим

$$D_{np} = 2 - \sqrt{\frac{2}{\delta_k} - 1}$$

Другим способом интенсификации процесса гидроформовки является штамповка с дополнительным нагружением периферийных частей заготовки с целью уменьшения перепада толщины стенки вдоль образующей и более использования способности к деформированию периферийных частей. Дополнительное нагружение может быть осуществлено за счёт создания сил, направленных к полюсу путём создания переменного давления жидкости вдоль образующей или иными способами. Предельные возможности данного способа интенсификации можно определить из (8), если предположить, что  $\varepsilon_{2cp} = \varepsilon_{2max}$  (см. рис.).

Наибольшего увеличения возможностей формоизменения при минимальном перепаде толщины можно также достичь, если переменное нагружение заготовки вдоль образующей сочетать с созданием противодействия и скоростного деформирования материала заготовки.

Экспериментальные исследования выполнялись на установке для пневмоударной статикодинамической штамповки жидкостью модели Т-1324, которая позволяла вести деформирование заготовки как при равномерном распределении давления жидкости вдоль образующей заготовки, так и при переменном распределении давления жидкости вдоль образующей, а также при различных скоростях формообразования.

Сопоставление результатов выполненных экспериментов без создания перепада давлений, а также приведенных в работе [3], с расчётными значениями максимальной относительной высоты днищ, которые были получены с использованием значений  $\delta_k$  из работы [5], показывает удовлетворительную их сходимость (таблица).

Таблица. Сопоставление результатов экспериментов с расчётными значениями максимальной относительной высоты днищ

относительная высота днища	Материал					
	АМг6М	Д16М	АМг3М	Ст20	12Х18Н10Т	АМцАМ
$h/d$ (эксперимент, статика)	0,190	0,220	0,200	0,260	0,340	0,280
$h/d$ (расчёт)	0,182	0,216	0,195	0,275	0,308	0,268
$h/d$ (эксперимент, статика)	0,185	0,222	0,198	0,275	0,315	0,27

Экспериментальные исследования по гидроформовке переменным давлением жидкости показали возможность уменьшения перепада толщины штампуемой детали за счёт дополнительного нагружения периферийных зон заготовки и скоростного деформирования. Это позволило увеличить возможности штампуемость материалов при операциях формовки типа днищ различной конфигурации формы и рельефа. Например, для получения практически постоянной толщины стенки на расстоянии от центра заготовки,

равном 0,7...0,8 радиуса детали, относительная высота деталей из АМгбМ возросла до  $h/d = 0,21$ , а деталей из АМцАМ – до  $h/d = 0,30$ . Соответствующие расчётные значения  $h/d$  составляют 0,20 и 0,291.

**Выводы.** Полученные зависимости позволяют с достаточной степенью точности определять предельно допустимую высоту деталей типа днищ при изготовлении их статической и динамической гидроформовкой как без дополнительного силового воздействия на заготовку в процессе штамповки, так и при дополнительном силовом воздействии. При этом наиболее целесообразным является дополнительное нагружение периферийных частей заготовки с помощью переменного давления жидкости, применением накладок и др., позволяющее не только увеличить предельно допустимую высоту деталей, но и уменьшить их разнотолщинность.

**Список литературы:** 1. *Сторожев М. В., Попов Е.А.* Теория обработки металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – 424 с. 2. *Смирнов-Аляев Г.А.* Механические основы пластической обработки металлов. – Л.:Машиностроение,1968.- 272с. 3. *Исаченков Е.И.* Штамповка резиной и жидкостью – М: Машиностроение, 1997.–368с.; 4. *Фролов Е.А., Мовшович А.Я.,* Ударная и статикодинамическая штамповка сложнорельефных деталей упругими средами. Монография. 5. *Глазков В.И., Ершов В.И. Медведев Ю.Р.* Расчётное определение относительного удлинения поперечного сужения плоских образцов.– Заводская лаборатория. 1980,№2. с. 160-161.

*Надійшла до редколегії 30.10.2013*

УДК 621. 984

**Технологические возможности формообразования при гидроформовке подвижными средами // Кухарь В. В., Павленко В. Н., Носенко О. Г. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків, НТУ «ХП». – 2013. – № 42 (1015). – С. 115–119. Бібліогр.: 5 назв.**

У статті досліджені технологічні можливості операції листового штампування-гідроформовки рухомими середовищами: отримані залежності, які з достатнім ступенем точності дозволяють визначати висоту деталей типу днищ при виготовленні їх формовкою рідиною або еластичною середовищем. Практичне використання результатів роботи дозволить оптимізувати процес формозміни деталей такого типу.

**Ключові слова:** технологія, штампування, лист, рідина, еластичне середовище, формовка, можливості, деформування.

In this article explored the technological capabilities of sheet metal forming operations, hydroformed mobile environments: the dependences that with a sufficient degree of accuracy possible to determine the height of parts such as the bottoms of the manufacture of forming a liquid or elastic medium. The practical use of work will optimize the process of forming part of this type.

**Keywords:** technology, stamping, plate, liquid, elastic, forming, opportunities, deforming.

УДК. 621. 771. 01

**О. П. МАКСИМЕНКО**, докт. техн. наук, проф., ДГТУ, Днепродзержинск;  
**Д. И. ЛОБОЙКО**, аспирантка, ДГТУ, Днепродзержинск.

## ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ НАТЯЖЕНИЙ НА ЭНЕРГОЗАТРАТЫ И УСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ

В статье проанализировано влияние различных значений удельных натяжений на устойчивость процесса прокатки и на энергозатраты на примере производства листа 3х1400 мм, по существующему

режиму обжатий, на стане горячей прокатки 1680 комбината «Запорожсталь». Устойчивость процесса определялась с учетом продольных сил пластически деформируемого металла. Показано, что с увеличением натяжения процесс становится энергетически более выгодным, но при этом снижается его устойчивость. Даны рекомендации по режиму натяжений для чистовой группы клетей стана 1680 при производстве листа 3x1400 мм.

**Ключевые слова:** продольная устойчивость процесса прокатки, коэффициент трения, момент прокатки, натяжение.

**Введение.** В работах [1-3] разработан новый теоретический метод оценки продольной устойчивости процесса прокатки. Его суть заключается в том, что контактные втягивающие силы затрачиваются не только на преодоление контактных выталкивающих, но и на уравнивание продольных сил, которые вызваны пластической деформацией металла. В результате чего предельные условия деформации наступают раньше, чем угол нейтрального сечения, а, следовательно, и опережение принимают нулевые значения, что экспериментально подтверждено в [4-6].

**Цель исследования.** Теоретический анализ влияния натяжений на устойчивость и общие энергозатраты в чистовой группе клетей стана горячей прокатки 1680 комбината «Запорожсталь».

**Материалы исследований.** Для проведения теоретических исследований воспользуемся данными о существующем режиме деформации на данном стане при прокатке листа 3x1400 мм из стали 3кп [7], приведенные в таблице 1. Основные параметры процесса прокатки ( $f_y$ ,  $t$ ,  $l_{cпл}$ ,  $\sigma_T$  и др.) рассчитывали по известным зависимостям [8, 9].

Таблица 1. Режим обжатий, силовые и кинематические параметры процесса прокатки листа 3x1400 мм в чистовой группе клетей стана 1680.

№ клетки	$h_1$ , мм	$\varepsilon$ , %	$\alpha_y$ , рад	$V_0$ , м/с	Опытная сила прокатки, $P_{оп}$ , МН	$P_{ср}$ , МПа	$f_y$	$t$ , °C	$l_{cпл}$ , мм
5	13,62	49,8	0,209	1,89	12,33	140	0,298	1012	63,88
6	8,33	38,8	0,131	3,08	10,75	142	0,234	1000	40,17
7	5,61	32,6	0,0944	4,6	12,57	302	0,185	996	30,5
8	4,28	23,3	0,066	6,03	10,67	344	0,171	970	22,1
9	3,37	21,3	0,055	7,66	9,53	369	0,173	925	18,8
10	3	11	0,035	8,6	4,55	271	0,18	900	12,3

Для удобства анализа все расчеты представлены в безразмерном виде.

Удельные натяжения по клетям относим к пределу текучести металла, т.е.:

$$q_{0i} = \frac{\sigma_{0i}}{\beta \sigma_{Ti-1}},$$

$$q_{1i} = \frac{\sigma_{1i}}{\beta \sigma_{Ti1}}.$$
(1)

Исследования проводили для минимальных, максимальных и средних безразмерных натяжений, которые выбирались из рекомендуемых значений [7].



Их величины приведены в таблице 2. Натяжения, создаваемые моталкой, во всех трех случаях оставались без изменения.

Для оценки устойчивости процесса прокатки по клетям стана использовали выше указанный метод оценки устойчивости процесса прокатки. Для этого теоретически рассчитывали распределения контактных напряжений  $\frac{p_x}{\beta\sigma_T}$  и  $\frac{t_x}{\beta\sigma_T}$ , используя дифференциальное уравнение Кармана. Рассчитывали горизонтальные напряжения  $\frac{q_x}{\sigma_T} = 2 \int_{\varphi}^{\alpha} \left( -\frac{p_x}{\beta\sigma_T} \sin \varphi + \frac{t_x}{\beta\sigma_T} \cos \varphi \right) d\varphi$  и текущую горизонтальную силу  $Q_x^* = \int_{\varphi}^{\alpha} \frac{q_x}{\beta\sigma_T} d\varphi$  в очаге деформации для всех случаев изменения натяжений по вышеприведенному режиму обжатий. В качестве модели трения принимаем кулоновскую зависимость, задачу Кармана решаем методом Рунге-Кутты.

Таблица 2. Значения безразмерных натяжений при прокатке листа 3x1400 мм в чистовой группе клетей стана 1680.

№ клетки	$q_0$		$q_1$		$q_{0cp}$	$q_{1cp}$
	min	max	min	max		
5	-	-	0,039	0,53	-	0,2845
6	0,039	0,53	0,034	0,363	0,2845	0,1985
7	0,034	0,363	0,03	0,256	0,1985	0,143
8	0,03	0,256	0,015	0,44	0,143	0,2275
9	0,015	0,44	0,015	0,246	0,2275	0,13
10	0,015	0,246	0,01	0,01	0,13	0,01
$\Sigma$	0,133	1,835	0,143	1,845	0,9835	0,9935

По эпюрам изменения  $Q_x^*$  определяли результирующую продольных сил в безразмерной форме для каждого случая, используя следующую формулу:

$$Q_{cp}^* = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_x^* d\varphi. \quad (2)$$

В размерной форме эту величину можно рассчитать по формуле:

$$Q_{cp} = Q_{cp}^* \beta\sigma_T Rb.$$

Также рассчитывали момент прокатки в каждой клетке, исходя из распределения напряжений трения, по формуле:

$$M_{np} = 2(T_{омс} - T_{он})R,$$

или в безразмерной форме:

где  $(T_{омс} - T_{он})$  – разница площадей напряжений трения в зонах отставания

$$M_{np} = 2(T_{омс} - T_{он}) \frac{R_{снл}}{R_{ю.м}}, \quad (3)$$

и опережения, определяемые из эпюр;

$R_{снл}$  – сплюснутый радиус вала в каждой клетке;

$R_{ном}$  – номинальный радиус валка в каждой клетке, введен в формулу (3) для получения безразмерного момента.

В табл. 3 приведены результаты расчетов силы  $Q_{ср}^*$  и момента  $M_{пр}^*$  по клеткам.

Таблица 3. Результаты расчета безразмерных величин сил  $Q_{ср}^*$  и моментов  $M_{пр}^*$  при прокатке листа 3x1400 мм в чистовой группе клетей стана 1680

№ клетки	Удельные натяжения					
	Минимальные		Средние		Максимальные	
	$Q_{ср}^*$	$M_{пр}^*$	$Q_{ср}^*$	$M_{пр}^*$	$Q_{ср}^*$	$M_{пр}^*$
5	0,01256	0,0589	0,01005	0,0454	0,00824	0,0305
6	0,00625	0,0237	0,0002	0,0234	0,00722	0,0225
7	0,00364	0,0123	0,00143	0,0125	-0,00113	0,0126
8	0,00253	0,0062	0,00128	0,0044	0,00048	0,0026
9	0,00234	0,0044	0,00103	0,0052	-0,00071	0,0059
10	0,00153	0,0017	0,00115	0,0028	0,00062	0,0039
$\Sigma$	0,02885	0,1072	0,01514	0,0937	0,01472	0,078

Как следует из таблицы, при минимальных натяжениях в очаге деформации во всех клетях чистовой группы стана средняя горизонтальная сила, определяемая по формуле (2), положительная, что свидетельствует об устойчивости процесса прокатки [1-3,10].

Для примера на рисунке 1 приведены эпюры изменения  $\frac{p_x}{\beta\sigma_T}$ ,  $\frac{t_x}{\beta\sigma_T}$ , и  $\frac{q_x}{\beta\sigma_T}$ , для 7 клетки стана с минимальными безразмерными натяжениями ( $q_0 = 0,034$ ,  $q_1 = 0,03$ )/

При прокатке со средними удельными натяжениями сила  $Q_{ср}^*$  также положительна, но является меньшей по величине, следовательно, процесс является менее устойчивым.

В случае же максимального значения натяжений – в 7 и 9 клетях сила  $Q_{ср}^*$  уже отрицательна в результате значительного заднего натяжения, т.е. устойчивая прокатка в данных клетях невозможна.

Проанализируем изменения суммарного момента деформации в зависимости от натяжения полосы. На рисунке 2 приведена зависимость суммарной средней результирующей горизонтальной силы и суммарного момента деформации от абсолютного значения суммарного натяжения полосы.

Как видно, с увеличением этого натяжения суммарный момент прокатки снижается. Из этого можно сделать вывод, что энергетически выгодно вести процесс с большими натяжениями, однако, при этом ухудшается устойчивость процесса прокатки, поскольку уменьшается  $Q_{ср}^*$ .

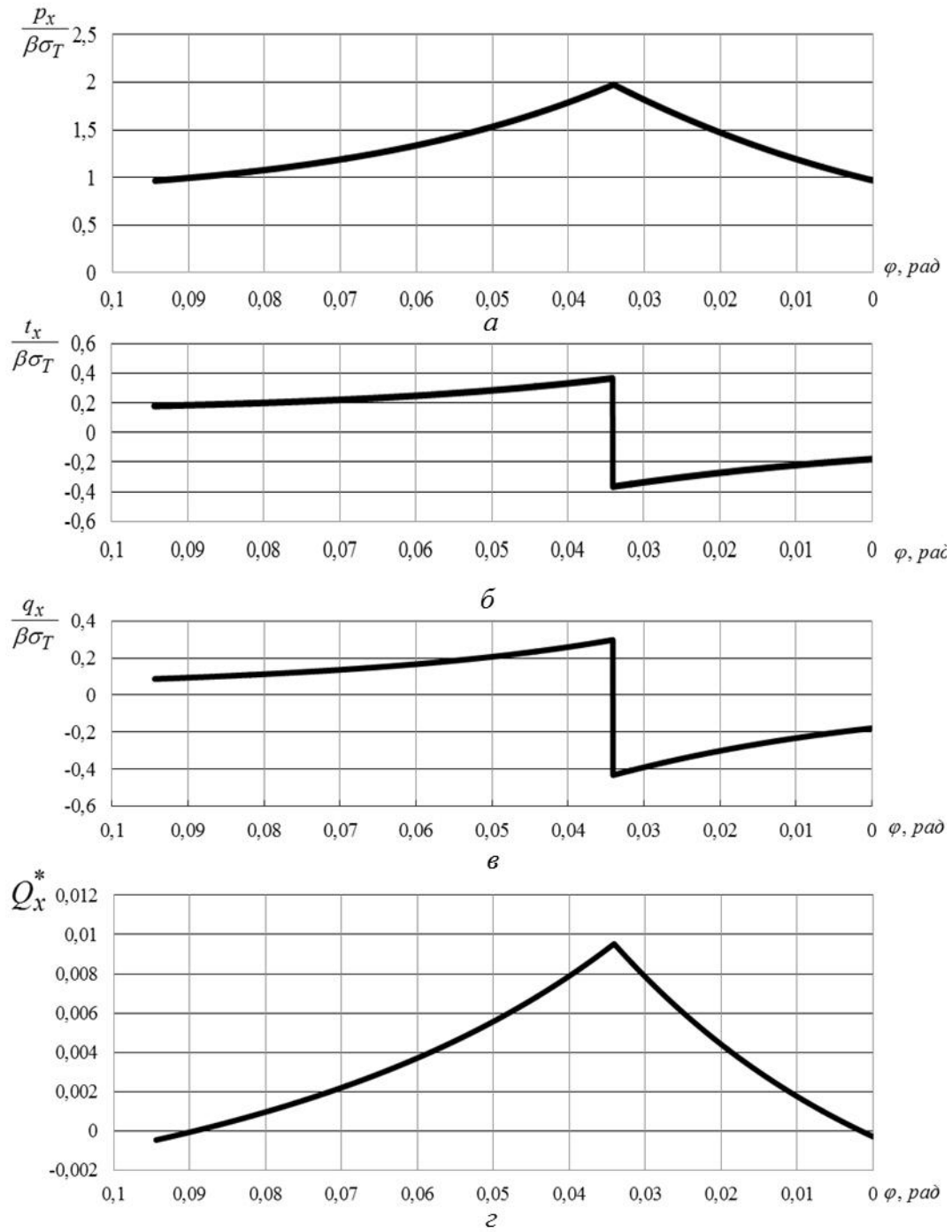


Рис. 1. – Теоретические эпюры распределения: а, б – контактных напряжений, в – горизонтальных напряжений; г – текущих контактных сил по длине очага деформации при прокатке листа 3x1400 мм в 7 клетки стана 1680

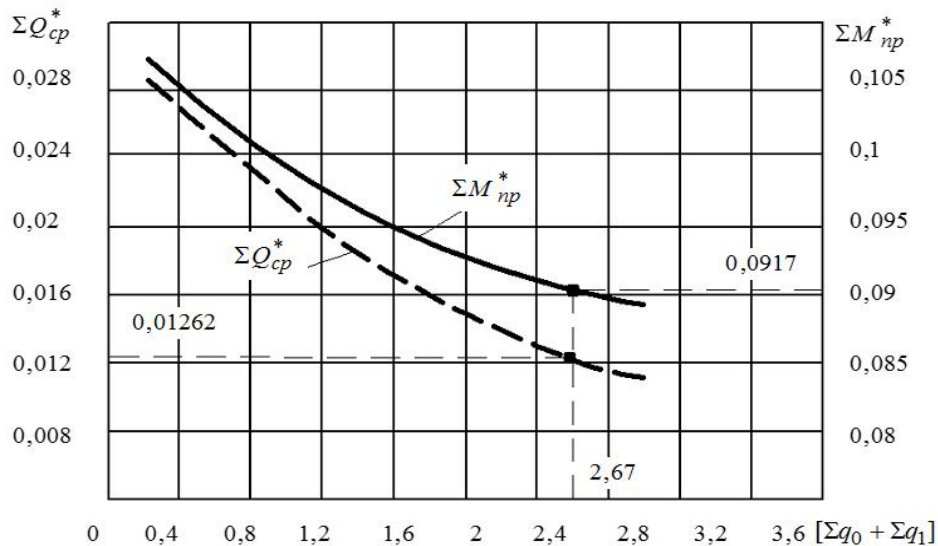


Рис. 2. – Зависимость суммарной результирующей горизонтальной силы и суммарного момента деформации от абсолютного значения суммарного удельного натяжения полосы

**Результаты исследования.** Таким образом, отметим, что увеличение межклетевых натяжений на стане должно быть строго согласовано с продольной устойчивостью процесса прокатки. С этой целью разработаны оптимальные значения удельных натяжений по клетям при прокатке листа 3x1400 мм на стане 1680 комбината «Запорожсталь». Эти натяжения обеспечивают минимальный затрачиваемый суммарный момент деформации при устойчивом процессе. Данные натяжения были выбраны по причине того, что при дальнейшем увеличении их значений в некоторых клетях чистовой группы стана средняя горизонтальная сила становится отрицательной. Предложенный режим натяжений приведен в табл. 4. На графике (рис. 2) этот случай показан квадратными маркерами.

Таблица 4. Предлагаемые режимы натяжений для прокатки листа 3x1400 мм на стане 1680 комбината «Запорожсталь»

№ клетки	Предлагаемое безразмерное натяжение		$Q_{cp}^*$	$M_{np}^*$
	$q_0$	$q_1$		
5	-	0,28	0,01009	0,0457
6	0,28	0,25	0,00018	0,0217
7	0,25	0,25	0,00063	0,0111
8	0,25	0,3	0,00054	0,0047
9	0,3	0,25	0,00049	0,0045
10	0,25	0,01	0,00069	0,004
$\Sigma$	1,33	1,34	0,01262	0,0917

**Выводы.** Проанализирована устойчивость процесса прокатки и изменение суммарного момента деформации в чистовых клетях стана 1680 горячей прокатки комбината «Запорожсталь» при разных натяжениях. Исследования проводились с использованием нового метода оценки устойчивости процесса прокатки, который отличается, от более раннего, учётом внутреннего напряжённого состояния металла. Показано, что увеличение

удельных натяжений снижает энергозатраты на ведение процесса, но при этом ухудшается устойчивость деформации. Разработаны оптимальные режимы натяжений при прокатке листа 3x1400 мм, которые рекомендуются для производства на стане 1680 комбината «Запорожсталь».

**Список литературы:** 1. Максименко О. П. Исследование средней результирующей горизонтальных сил в очаге деформации при прокатке. / О. П. Максименко, Р.Я. Романюк // Изв.вуз. Черная металлургия. – 2009. – №10. – С.22-24. 2. Максименко О. П. Анализ равновесия сил в очаге деформации при простом процессе прокатки / О. П. Максименко, Р.Я. Романюк // Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут». Серія машинобудування. – К.: НТУУ «КПІ». – 2010. – №59. – С.161-164. 3. Максименко О. П. Оценка устойчивости процесса прокатки жести на стане 1400 КарМК / О. П. Максименко, Р.Я. Романюк // Обработка материалов давлением: сб. науч. трудов. – Краматорск: ДГМА. – 2010. – №4(25). – С.173-178. 4. Грудев А. П. Захватывающая способность прокатных валков / А. П. Грудев. – М.: «СПИнтернет Инжиниринг», 1998. – 283 с. 5. Грудев А. П. Внешнее трение при прокатке / А. П. Грудев. – М.: Металлургия, 1973. – 288 с. 6. Прокофьев В.И. Максимальные углы захвата при установившемся процессе прокатки / В.И. Прокофьев // Обработка металлов давлением: Научные труды, ДМетИ. – М.: Металлургиздат. – 1962. – Вып. XLVIII. – С.324-329. 7. Сафьян М. М. Прокатка широкополосной стали / М. М. Сафьян. – М.: Металлургия, 1969. – 460 с. 8. Грудев А. П. Теория прокатки: [учебник для вузов] / А. П. Грудев. – М.: Металлургия, 1988. – 240 с. 9. Василев Я. Д. Теорія поздовжньої прокатки / Я. Д. Василев, О. А. Мінаєв. – Донецьк: УНІТЕХ, 2009. – 488 с. 10. Максименко О. П. Разработка рациональных режимов натяжений на жестикатальных станах комбината «Запорожсталь» / О. П. Максименко, Р.Я. Романюк // Обработка материалов давлением: сб. науч. трудов. – Краматорск: ДГМА. – 2012. – №1(30). – С.178-181.

Надійшла до редакції 28.10.2013

УДК. 621. 771. 01

**Теоретический анализ влияния натяжений на энергозатраты и устойчивость процесса прокатки // Максименко О. П., Лобойко Д. И. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 119–125. Бібліогр.: 10 назв.**

У статті проаналізований вплив різних значень питомих натягів на стійкість процесу прокатки і на енерговитрати на прикладі виробництва листа 3x1400 мм, по існуючому режиму обтиснень, на стані гарячої прокатки 1680 комбінату «Запорожсталь». Стійкість процесу визначалась з врахуванням поздовжніх сил металу, що пластично деформується. Показано, що зі збільшенням натягу процес стає енергетично більш вигідним, проте при цьому знижується його стійкість. Дані рекомендації що до режиму натягів для чистової групи клітей стана 1680 при виробництві листа 3x1400 мм.

**Ключові слова:** поздовжня стійкість процесу прокатки, коефіцієнт тертя, момент прокатки, натяг.

In the article analyzes the effect of different values for specific tension on the stability of the rolling process and the energy consumption for example, the production of sheet 3x1400 mm, under the existing regime compresses, hot rolling mill plant in 1680 «Zaporizhstal». The stability of the process was determined taking into account the longitudinal forces plastically deformable metal. It is shown that an increase in process tension is energetically more favorable, but decreases its stability. The recommendations on the treatment of tension for the finishing mill stands in 1680 in the production of sheet 3x1400 mm.

**Keywords:** longitudinal stability of the process of rolling, coefficient of friction, rolling moment, the tension strip.

УДК 621.7:519.85

**В. М. МИХАЛЕВИЧ**, докт. техн. наук, проф., ВНТУ, Вінниця;  
**Ю. В. ДОБРАНЮК**, канд. техн. наук, ст. викл. ВНТУ, Вінниця;  
**Є. А. ТРАЧ**, аспірант, ВНТУ, Вінниця.

## **ФОРМОЗМІНА БІЧНОЇ ПОВЕРХНІ ЦИЛІНДРИЧНИХ ЗАГОТОВОК ПІД ЧАС ВІСЕСИМЕТРИЧНОГО ОСАДЖЕННЯ**

Детально розглянуто задачу визначення форми бічної поверхні циліндричних заготовок при осадженні. З цією метою розроблено низку аналітичних залежностей для опису форми бічної поверхні циліндричних заготовок при вісесиметричному осадженні, які надають можливість врахувати умову незмінності об'єму заготовки під час пластичного деформування. Також проведено апробацію залежностей для аналітичного опису форми вільної поверхні циліндричних заготовок при нерівномірному осадженні.

**Ключові слова:** осадження, формозміна, бічна поверхня, циліндрична заготовка, апроксимація.

**Вступ.** Вісесиметричне осадження циліндричних заготовок є не тільки одним із важливих методів дослідження найважливіших властивостей матеріалів, але й основою поширених технологічних операцій із наявністю вільної поверхні. Наукові напрацювання стосовно цього процесу являються базовими для створення та удосконалення переважної більшості теоретичних методик розрахунку технологічних параметрів різноманітних процесів деформування. Тому дані про особливості та закономірності цього процесу деформування представляють теоретичний та практичний інтерес [1–5].

**Аналіз останніх досліджень та літератури.** При вісесиметричному осадженні, у зв'язку із нерівномірністю деформацій, відбувається викривлення форми вільної поверхні, так зване бочкоутворення. Геометрія цих поверхонь є досить важливою під час забезпечення певної конфігурації деталей, прогнозування якості поверхонь та прогнозування можливості руйнування [3, 5–9]. Під час моделювання форми бічної поверхні циліндричних заготовок при осадженні використовується велика кількість підходів [2, 5–8]. Найвідомішими серед них є метод жорстких макроблоків, варіаційні підходи та ін. Більшість запропонованих методик оцінки формозміни бічної поверхні заготовок зосередженні на отримання співвідношення для обчислення діаметрів вільної поверхні при осадженні. При цьому не визначається структура математичного виразу, що описує форму вільної поверхні заготовки при нерівномірному осадженні, тобто за умови бочкоутворення.

**Ціль дослідження, постановка проблеми.** Метою даної роботи є отримання аналітичної залежності для описання форми циліндричної заготовки в процесі вісесиметричного осадження за умови бочкоутворення.

На сьогоднішній день досить актуальною науковою задачею є отримання повноцінної аналітичної моделі заготовки на певних етапах її виробництва, використання якої надасть можливість розв'язання більшості наукових завдань з підвищення якості та ресурсу роботи готових виробів. Тому отримання

аналітичного опису форми потенційно небезпечної частини заготовок при вісесиметричному осадженні є надзвичайно актуальною задачею. Як відомо, при торцевому осадженні циліндричних заготовок за умов бочкоутворення для багатьох матеріалів на певних стадіях процесу є характерним тріщиноутворення на бічній поверхні. Саме в цьому контексті вказана область заготовок вважається потенційно небезпечною.

Координатні вісі розташовуємо в меридіональному перерізі заготовки так, щоб вісь абсцис була паралельна її вісі, а вісь ординат проходила через максимальний діаметр бочки. Форму бічної поверхні заготовки описуватимемо залежностями  $y = f(x)$ . При осадженні циліндричних заготовок із однаковими умовами тертя на торцях спостерігається симетричність бічної поверхні заготовки відносно максимального діаметра бочки (рис. 1). Отже, для опису форми вільної поверхні маємо використовувати парні диференційовні функції. Очевидно, що внаслідок симетрії достатньо розглядати апроксимацію половини бічної поверхні.

З метою забезпечення можливості порівняння та вибору, для аналітичного опису вільної поверхні заготовки розроблено низку апроксимацій.

За умов однакової точності різних апроксимацій форми бічної поверхні заготовок при осадженні чи не найважливішим чинником, що характеризує ефективність апроксимації, є зручне забезпечення можливості перевірки виконання умови постійності об'єму. Указана зручність визначається рівнем складності співвідношень для обчислення об'єму заготовки.

У цій статті запропоновано та досліджено такі апроксимації:

– апроксимація многочленом другого порядку:

$$y = A_0 + A_1 \cdot x + A_2 \cdot x^2; \quad (1)$$

– апроксимація тригонометричною функцією

$$y = B_0 \cdot \cos\left(\frac{x}{h_m} \cdot \frac{\pi}{2}\right); \quad (2)$$

– апроксимація бічної поверхні частиною кола із центром, що розміщений на вісі ординат (рис. 2).

$$y = y_c + \sqrt{r^2 - x^2}, \quad (3)$$

де  $y_c = OC$ .

Для побудови апроксимації форми бічної поверхні циліндричних заготовок у вигляді функцій (1) та (2) використовували розрахункову схему, яка зображена на рис. 1.

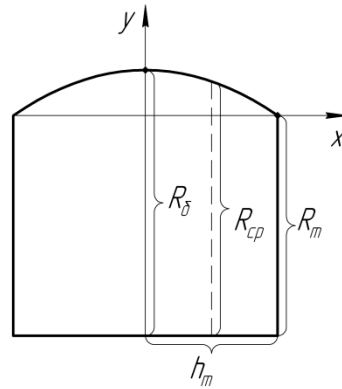


Рис. 1. – Розрахункова схема для аналітичного опису форми бічної поверхні

Беручи до уваги особливості форми твірної бічної поверхні та виконавши нескладні математичні перетворення аналітичних залежностей (1)–(3), отримано значення невідомих коефіцієнтів, із урахуванням яких залежності (1)–(3) набудуть вигляду:

$$y = (R_b - R_m) \cdot \left( 1 - \left( \frac{x}{h_m} \right)^2 \right) + R_m ; \quad (4)$$

$$y = (R_b - R_m) \cdot \cos \left( \frac{x}{h_m} \cdot \frac{\pi}{2} \right) + R_m ; \quad (5)$$

$$y = R_m - \frac{h_m^2 - (R_b - R_m)^2}{2 \cdot (R_b - R_m)} + \sqrt{\left( \frac{h_m^2 - (R_b - R_m)^2}{2 \cdot (R_b - R_m)} \right)^2 + h_m^2 - x^2} , \quad (6)$$

де  $R_b$  – радіус бочки;

$R_m$  – радіус торця;

$h_m$  – відстань від торця заготовки до площини максимального діаметра заготовки.

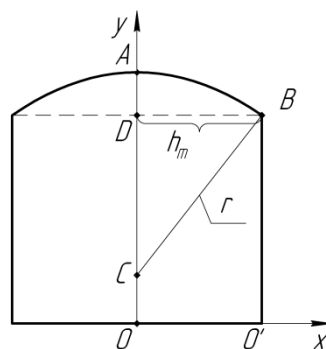


Рис. 2. – Розрахункова схема для аналітичного опису форми бічної поверхні у вигляді частини кола

Ключовою особливістю аналітичних залежностей (4)–(6) є те, що для апроксимування форми бічної поверхні використовується лише дві точки: радіуси бочки  $R_b$  та торця  $R_m$  заготовки. Значення вказаних радіусів на будь-



яких стадіях процесу осадження можна визначити, використовуючи одну із методик [2, 5–8], або експериментально.

Для визначення максимального  $R_b$  та мінімального  $R_m$  радіусів авторами було використано залежність [6], яку отримано на основі постановки та розв'язання відповідної варіаційної задачі:

$$\lg \frac{R_1}{R_0} = \left( 0,5 + \left( 0,5 \frac{\alpha_1}{\varepsilon} + 0,25 \frac{\alpha_2}{\varepsilon} \right) \left( 1 - 4 \frac{z^3}{h^3} \right) \right) \lg \frac{h_0}{h_1}, \quad (7)$$

де  $R_0, R_1$  – радіуси бічної поверхні не здеформованої та здеформованої циліндричної заготовки;  $\frac{\alpha_1}{\varepsilon}, \frac{\alpha_2}{\varepsilon}$  – параметричні коефіцієнти, які враховують геометричні параметри заготовки та умови тертя на торцях при осадженні.

Особливістю співвідношення (6) є те, що для опису форми бічної поверхні заготовок на різних етапах осадження, центр кола та його радіус змінюються (рис. 3). При цьому, співвідношення для перевірки виконання умови постійності об'єму осадженої заготовки, які отримані відповідно до аналітичної залежності (6), мають не виправдано складну структуру.

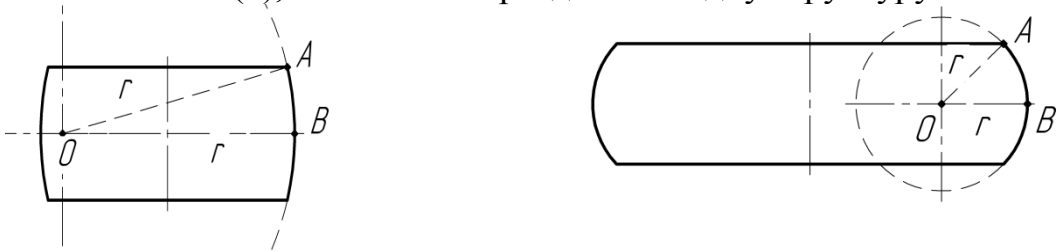


Рис. 3. – Побудова форми бічної поверхні циліндричної заготовки при осадженні у вигляді частини кола

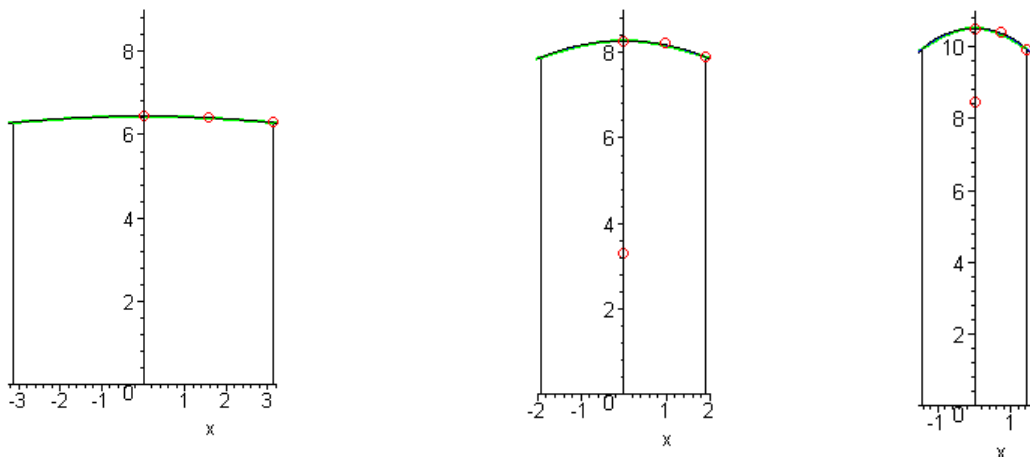


Рис. 4. – Криві бічної поверхні, отримані апроксимаційними моделями на різних етапах осадження заготовки

Застосувавши СКМ Maple було проведено порівняння розроблених апроксимацій у співставленні з відомими експериментальними даними [6]. Результати порівняння залежностей (4)–(6) для різних стадій процесу осадження представлено на рис. 4. Як видно, всі три криві бічної поверхні

накладаються одна на одну з нехтовно малою похибкою. Слід також зауважити, що експериментальні дані вісесиметричного осадження [6] описуються запропонованими залежностями в межах допустимої похибки вимірювання.

Розроблені апроксимації, надають можливість використати умову постійності об'єму для знаходження похибки, на величину якої потрібно скоригувати радіуси  $R_b$  та  $R_m$ , які визначені у відповідності до залежності (7).

**Висновки.** Розроблені аналітичні залежності опису форми бічної поверхні відтворюють дані вісесиметричного осадження в межах допустимої похибки їх визначення. Розроблена низка апроксимацій форми бічної поверхні циліндричних заготовок надає можливість створення аналітичної математичної моделі динаміки формозміни із забезпеченням виконання умови постійності об'єму заготовок.

**Список літератури:** 1. Смирнов-Аляев Г. А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. Инженерные методы расчета операций пластической обработки материалов / Г. А. Смирнов-Аляев – М. – Л.: Машгиз, 1961. – 463 с. 2. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / В. А. Огородников – К.: УМК ВО, 1989. – 152 с. 3. Матвийчук В. А. Совершенствование процессов локальной ротационной обработки давлением на основе анализа деформируемости металлов: монография / В. А. Матвийчук, И. С. Алиев. – Краматорск: ДГМА, 2009. – 268 с. ISBN 978-966-379-317-7. 4. Михалеви́ч В. М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень / В. М. Михалеви́ч. – Вінниця: УНІВЕРСУМ–Вінниця, 1998. – 195 с. – ISBN 966-7199-20-7. 5. Михалеви́ч В. М. Моделювання напружено-деформованого та граничного станів поверхні циліндричних зразків при торцевому стисненні: монографія / В. М. Михалеви́ч, Ю. В. Добранюк. – Вінниця: ВНТУ, 2013. – 180 с. ISBN 978-966-641-532-8 6. Тарновский И. Я. Теория обработки металлов давлением / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, О. А. Ганаго, В. Л. Колмогоров, В. Н. Трубин и др. – М.: Металлургиздат, 1963. – 665 с. 7. Васильев К. И. Моделирование процесса формоизменения цилиндрической заготовки при открытой осадке и прогнозирование возникновения трещины на боковой поверхности / К. И. Васильев, М. В. Соловьев, К. М. Шаранов // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: збірник наукових праць; тематичний випуск: нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ», 2009. – № 31. – С. 88–92. 8. Воронцов А. Л. Определение формы боковой поверхности заготовок при осадке / А. Л. Воронцов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. – 2007. – № 3. – С. 7–16. 9. Mikhalevich V. M. Modeling of plastic deformation in a cylindrical specimen under edge compression / V. M. Mikhalevich, A. A. Lebedev and Yu. V. Dobranyuk // Strength of Materials. – 2011. – V. 43, № 6. – P. 591–603.

Надійшла до редколегії 22.10.2013

УДК 621.7:519.85

**Формозміна бічної поверхні циліндричних заготовок під час вісесиметричного осадження / Михалеви́ч В. М., Добранюк Ю. В., Трач Є. А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 126–131. Бібліогр.:9 назв.**

Подробно рассмотрено задачу определения формы боковой поверхности цилиндрических заготовок при осадке. Для этой цели разработано несколько аналитических зависимостей для описания формы боковой поверхности цилиндрических заготовок при осесимметричной осадке, которые позволяют учесть условие постоянности объема при пластическом деформировании. Также проведено апробацию зависимостей для аналитического описания формы боковой поверхности цилиндрических заготовок при неравномерной осадке.

**Ключевые слова:** осадка, формоизменение, боковая поверхность, цилиндрическая заготовка, апроксимация.

In detail considered the problem of determining the shape of the lateral surface of the cylindrical work with the draft. For this purpose, several analytical framework developed dependencies to describe the shape of the lateral surface of the cylindrical workpieces for axially symmetric sediment that allow to take

into account the condition of constancy of volume during plastic deformation. Also conducted testing of dependencies for analytical describe the shape of the lateral surface of the cylindrical workpieces at the draft.

**Keywords:** sediment forming, the lateral surface, a cylindrical billet, approximation of.

УДК 621.921

**Е. А. НАУМОВА**, инженер, КрНУ им. М. Остроградского, Кременчуг;

**В. В. ЛОГОУС**, председатель правления ОАО «Полтавский ГОК»,  
Комсомольск;

**Г. Л. ДУБРОВ**, ст. инженер «Мотор Сич», Запорожье;

**В. В. ДРАГОБЕЦКИЙ**, докт. техн. наук, проф., КрНУ  
им. М. Остроградского, Кременчуг;

**О. В. ГНАТЕНКО**, ст. инженер «Мотор Сич», Запорожье.

### **СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ ВЗРЫВНОГО КОМПАКТИРОВАНИЯ ПОРОШКОВЫХ СМЕСЕЙ КАРБИДОВ И КОБАЛЬТА**

Рассмотрены технологические схемы для компактирования порошков из карбидов и кобальта. Показаны пути повышения механических свойств порошковых деталей. Приведены результаты экспериментальных исследований по взрывному компактированию из испытуемых порошковых заготовок после предварительного спекания. Представлены результаты механических испытаний и металлография образцов после окончательного спекания. Значительное повышение механических свойств связано с активацией процесса спекания и модифицирующим воздействием ударных волн.

**Ключевые слова:** спекание, взрыв, компактирование, порошки, механические свойства

**Введение.** Методами порошковой металлургии можно изготавливать уникальные детали из хрупких материалов, имеющие высокие температуры плавления. Однако и этот метод имеет ограниченное применение, особенно в случае серийного производства изделий больших габаритов. Использование импульсных источников энергии в рамках порошковой металлургии снимает эти ограничения.

Наиболее весомым преимуществом взрывной обработки порошковых материалов является высокая плотность получаемых изделий и повышенная их износостойкость при низкой стоимости оборудования и технологической оснастки. Эти преимущества обеспечивают взрывному прессованию в странах с высокоразвитой экономикой широкое применение. Несмотря на то, что способ спрессовывания некомпактных материалов взрывом [1] впервые описан в 1900 г., возможности данного метода далеко не исчерпаны.

**Анализ последних исследований и литературы.** В настоящее время используют прямые и непрямые методы взрывного прессования. Эти технологии детально описаны в работах [1, 2]. Однако метод взрывного компактирования все же не обеспечивает качества изделий получаемых при износостойком горячем прессовании. Прежде всего это связано с бризантностью взрывчатых веществ, которая приводит к возникновению субмикротрещин в обрабатываемых материалах. Для устранения этих недостатков прежде всего необходимо совместить процессы взрывного

компактирования и спекания таким образом, чтобы на стадии спекания устранить эти дефекты. Кроме того, при взрывном компактировании не реализуется эффект модифицирующего воздействия на порошок, который проявляется при спекании. Поэтому было предложено производить взрывную обработку на промежуточных стадиях спекания. Процесс спекания рекомендуется проводить в три этапа: I – нагрев до температуры 150-200°C (удаление влаги); II – нагрев до 0,5 температуры спекания (снятие упругих напряжений и активное сцепление частиц); III – окончательный нагрев до температуры спекания.

Учитывая, что взрывное нагружение приводит к компактированию и снятию внутренних напряжений, считаем целесообразным проведение взрывного компактирования на II-ой стадии спекания.

**Цель исследований, постановка проблемы.** Экспериментальное исследование механических свойств порошков карбидов и кобальта после взрывного компактирования на промежуточной стадии спекания.

Работа выполнена в соответствии с «Програмою розвитку кольорової металургії України на період 2000-2010 р.р.», которая утверждена постановлением Кабинета Министров Украина от 18.10.99. №1917.

В настоящее время существует проблема недостаточной износостойкости режущего инструмента.

**Материалы исследований.** Одним из фактором, определяющим уровень износостойкости твердого сплава, является его плотность. Повышение плотности материала можно достичь путем его допрессовки после проведения процесса предварительного спекания.

Допрессовка твердосплавных заготовок обычными методами, применяемыми в порошковой металлургии, в данном случае неприемлема, поскольку материал до окончательного спекания характеризуется высокой хрупкостью. Для уплотнения таких заготовок необходимо применять специальные методы обработки, обеспечивающие воздействие на структуру сплава в условиях интенсивной пластической деформации. Один из таких способов – обработка материала энергией взрыва.

Для исследования свойств твердосплавного инструмента (BK8) предусматривалось изготовление образцов размером 6,5×6,5×44, которые предварительно спекались в среде водорода при температуре 870°C.

Внешний вид образца для исследования представлен на рис. 1.

Образцы, обработанные энергией взрыва, прошли процедуру окончательного спекания при температуре 1380°C; одновременно для сравнения были спечены образцы, изготовленные по серийной технологии.

После шлифования образцов, проведены следующие исследования:

1. Определение твердости;
2. Испытание на изгиб;
3. Определение пористости;
4. Анализ микроструктуры.

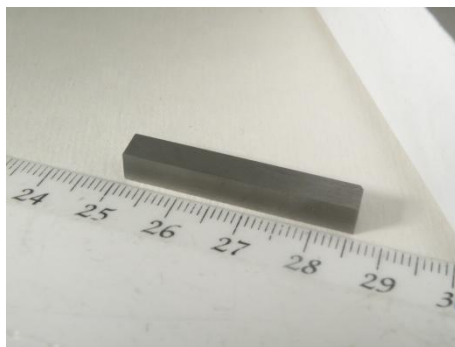


Рис.1 – Образец из твердого сплава после предварительного спекания

**Результаты исследований.** Результаты исследований приведены в таблице.

Исследования микроструктуры проводились на оптическом микроскопе с увеличением 500 и растровом электронном микроскопе Jeol JSM3060LA при увеличении 1500.

Таблица. Механические испытания.

№ п/п	Номер образца	$\sigma_{изг}$ , кг/мм <sup>2</sup>	Твердость, HRA	Пористость, %	Обезуглероживание	Примечание
1	1	220,2	90	0,02	Не соответствует	Образцы № 1;2;3 – серийная технология
2	1-2	156,8	90	0,02	Не соответствует	
3	1-3	169,1	90,5	0,02	Не соответствует	
4	2	248,4	89,5	0,02	Соответствует	Образцы № 2;2-1 – обработка взрывом
5	2-1	204,3	89,5	0,02	Соответствует	
6	3	—	89,5	0,02	Соответствует	Пластинки № 3;4;5 – обработаны детонационным напылением
7	4	—	91,0	0,02	Соответствует	
8	5	—	91,0	0,02	Соответствует	
Требования ГОСТа 3882-74		170	88	—	—	—

Микроструктура образца, изготовленного по серийной технологии, представлена на рис. 2.

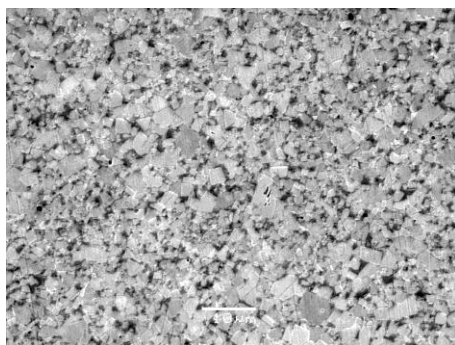


Рис. 2 – Микроструктура образца, изготовленного по серийной технологии

Микроструктура образца, полученного по серийной технологии, оценивалась по шкалам ГОСТ 9391-80. Оценка степени пористости

производилась по шкале А и соответствует А 0,02 % (ТТ ГОСТ 4872-75 для марки ВК-8 предусмотрено наличие пористости не более 0,2 %).

Свободный углерод в микроструктуре не обнаружен (по ГОСТ не более 0,2 %).  $\eta$ -фаза (двойной карбид вольфрама с кобальтом) выявлена в виде «озерков» и «кружев». Наличие  $\eta$ -фазы ТТ ГОСТ 4872-75 не допускается.

На рис. 3 представлена микроструктура образца, после обработки взрывом.

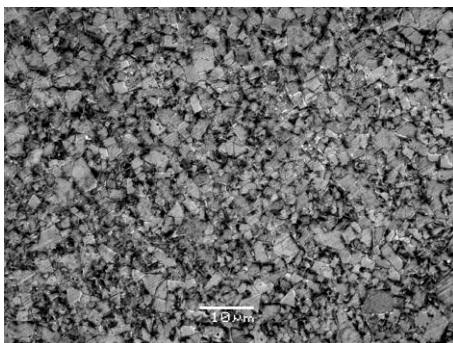


Рис. 3. – Микроструктура образца после взрывной обработки

Микроструктура обработанных энергией взрыва образцов также оценивалась по шкалам ГОСТ 9391-80. Оценка степени пористости производилась по шкале А и соответствует А 0,02 %.

Нежелательная  $\eta$ -фаза не обнаружена, наблюдается отчетливая тенденция к получению более плотной структуры.

Одновременно проведена работа по уплотнению предварительно спеченных твердосплавных пластин для резцов (рис. 4.) детонационным напылением на установке «Прометей». Свойства приведены в таблице, микроструктура представлена на рис. 5.

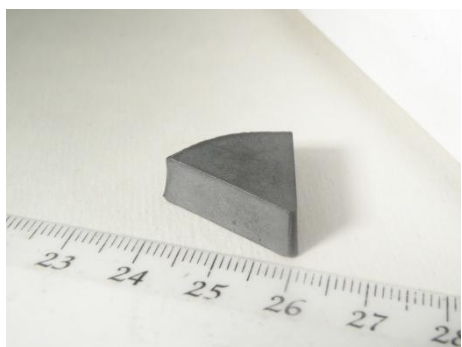


Рис. 4 – Спеченная твердосплавная пластина

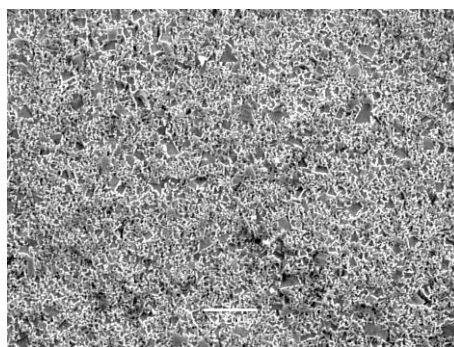


Рис. 5 – Микроструктура образца после спекания

**Выводы:** Повышение плотности твердосплавных заготовок с использованием энергии взрыва способствует увеличению прочности при изгибе на 24 % и существенному улучшению микроструктуры. Объемное воздействие энергии взрыва на предварительно спеченные твердосплавные заготовки является перспективным методом их уплотнения.

**Список литературы:** 1. Крупин А. В. Обработка материалов взрывом / А. В. Крупин, В. Я. Соловьев, Г. С. Попов, М.Р. Кръстев. – М.: Металлургия, 1991. – 496 с. 2. Прюмер Р. Обработка порошковых материалов взрывом / Р. Прюмер. – М.: Мир, 1990. -128 с.

УДК 621.921

**Совершенствование технологий взрывного компактирования порошковых смесей карбидов и кобальта / Наумова Е. А., Лотоус В. В., Дубров Г. Л., Драгобецкий В. В., Гнатенко О.В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (21015). – С. 131–135. Бібліогр.: 2 назв.**

Розглянуті технологічні схеми для компактування порошків з карбідів та кобальту. Показані шляхи підвищення механічних властивостей порошкових деталей. Приведені результати експериментальних досліджень по вибуховому компактуванню з порошкових заготовок, що випробувались після попереднього спікання. Надані результати механічних досліджень з металографії зразків після остаточного спікання. Значне підвищення механічних властивостей пов'язане з активацією процесу спікання та модифікуючим впливом ударних хвиль.

**Ключові слова:** спікання, вибух, компактування, порошки, механічні властивості.

A technological outline for compacting powders from carbides and cobalt are considered. The ways of increase of mechanical properties of powder parts are shown. The results of experimental researches on explosive compacting from the tested powder blanks after preliminary sintering are given. The results of mechanical tests and metallography of samples after final sintering are submitted. A significant increase of mechanical properties is connected with the activation of the process of sintering and modifying influence of shock waves.

**Key words:** sintering, explosion, compacting, powders, mechanical properties.

УДК 621.787.4

**Г. И. ПАШКОВА**, канд. техн. наук, нач. лаборатории,  
ГП «Завод им. В.А. Малышева», Харьков

### **ПОВЕРХНОСТНОЕ ПЛАСТИЧЕСКОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ – ЭФФЕКТИВНЫЙ СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ДЕТАЛЕЙ**

Проведен анализ и показана высокая эффективность применения поверхностного пластического деформирования (ППД) для повышения долговечности и эксплуатационной надежности тяжелонагруженных деталей машин.

**Ключевые слова:** поверхностное деформирование, упрочнение, обкатка роликами, сопротивление усталости, долговечность.

**Введение.** В настоящее время все возрастающее значение приобретает повышение долговечности надежности современных машин и механизмов. Увеличение мощности и быстроходности изделий приводит к резкому росту напряженного состояния деталей и узлов. Поэтому в технологическом процессе изготовления деталей значительную роль играют отделочные и упрочняющие операции, что обусловлено высокими требованиями, предъявляемыми к качеству поверхностей. Установлена связь характеристик качества поверхности с эксплуатационными свойствами деталей. Оптимальным с точки зрения повышения эксплуатационных характеристик является поверхностный слой, имеющий достаточную твердость, сжимающие остаточные напряжения, мелкодисперсную структуру, округлую сглаженную форму микронеровностей с большой опорной поверхностью.

**Анализ публикаций.** Одним из основных резервов повышения долговечности и надежности деталей машин являются различные



технологические методы упрочнения, ведущее место среди которых принадлежит поверхностному пластическому деформированию (ППД). Эффективность ППД исключительно высока для деталей, работающих в условиях циклических нагрузок, в коррозионных средах, а также имеющих концентраторы напряжений. Существенным преимуществом этих методов является также высокая производительность и экономичность процесса, не требующего, как правило, больших капиталовложений [1-3].

Один из таких методов – обкатка поверхности роликами. Упрочнение обкаткой с успехом применяется для деталей, изготовленных из различных материалов, работающих при разных схемах напряженного состояния, при воздействии повышенных температур и различных рабочих сред [4].

Однако необходимо отметить, что эффективность упрочнения отличается для различных материалов, разной структуры, вида напряженного состояния, формы детали и т. д. Существенную роль играют также режим и параметры обработки, обеспечивающие максимальную эффективность. Поэтому при внедрении методов ППД (и, в частности, обкатки роликами) в производство необходимо проведение комплекса исследований и испытаний, чтобы обеспечить максимальный эффект с учетом конкретных условий эксплуатации. Выбор оптимальных параметров поверхностного упрочнения производится, как правило, на основании натуральных усталостных испытаний при напряженном состоянии, максимально приближенном к эксплуатационному [5, 6].

Упрочнение ППД может применяться в сочетании с поверхностной и химико-термической обработками (например, с закалкой поверхности токами высокой частоты, электроискровым легированием, обработкой лучом лазера, с цементацией или азотированием и т. д.) [7, 8].

**Цель исследования.** Целью настоящей работы являлся анализ и оценка эффективности применения поверхностного пластического деформирования и, в частности, обкатки роликами, на характеристики долговечности и сопротивление усталости различных тяжело нагруженных деталей изделий, производимых на ГП «Завод имени В.А. Малышева».

**Материалы исследований.** ГП «Завод имени В. А. Малышева» является одним из ведущих предприятий по масштабам применения различных методов упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. Созданы установки для вибронаклепа шариками, виброударной и дробеструйной обработки, приспособления для алмазного выглаживания и др. Наибольшее распространение получили методы упрочнения обкаткой роликами и наклепом дробью. При внедрении указанных методов проводилось большое количество исследовательских работ для определения оптимальных параметров и способов воздействия, а также были разработаны методики и схемы проведения сравнительных испытаний на усталость упрочненных и неупрочненных деталей. Условия испытаний максимально были приближены к эксплуатационным.

Обкатка роликами галтельных переходов коренных и шатунных шеек коленчатых валов из высокопрочного чугуна тепловозных дизелей типов Д100



и Д80 (рис., а)) позволила повысить сопротивление усталости деталей на 80 % по сравнению с неупрочненным состоянием. Для этих целей применяются разнопрофильные и наклонные ролики, обеспечивающие равномерное упрочнение всех участков галтелей. Для упрочнения цилиндрической части шеек используются ролики со спиральной формой рабочего профиля, позволяющие производить обкатку без осевой подачи.

Обкатка роликами внедрена также для упрочнения переходных галтелей сопряжения юбки и доньшка изготавливаемых из серого чугуна поршней дизелей типа Д100 (рис., б)). Для этой цели разработана схема обкатывания, спроектировано и внедрено специальное приспособление с использованием разнопрофильных роликов. Использование данного метода упрочнения привело к увеличению сопротивления усталости на 40% и резко сократило случаи разрушения поршней в эксплуатации.

Основным дефектом рубашек водяного охлаждения гильз цилиндров тепловозных дизелей (рис., в)) являлись трещины коррозионно-усталостного характера, берущие начало от кромок и стенок адаптерных отверстий. На предприятии спроектированы и изготовлены приспособления для упрочнения обкаткой роликами указанных поверхностей. Натурные испытания рубашек на стенде и практика эксплуатации свидетельствуют о существенном повышении коррозионно-усталостной прочности этих тяжело нагруженных деталей двигателя.

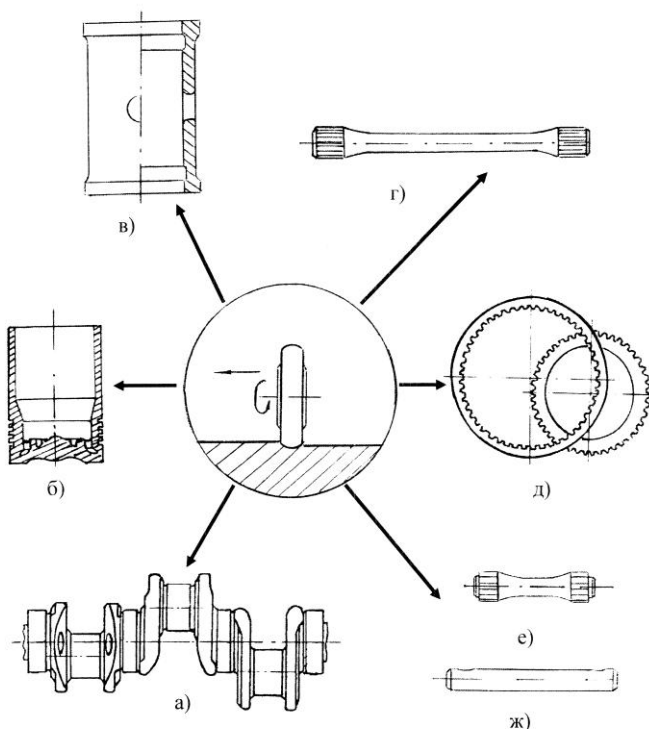


Рис. – Типовые тяжело нагруженные детали, упрочняемые обкаткой роликами: а) – коленчатый вал дизеля; б) – поршень дизеля; в) – рубашка водяного охлаждения гильзы цилиндра; г) – торсионный вал; д) – диски трения КПП; е) – рессора привода нагнетателя; ж) – палец трака

Обкатка роликами является весьма эффективным способом повышения усталостной прочности валов, изготавливаемых из высокопрочной стали 45ХН2МФА (рис., г)). На этих валах упрочнению подвергаются цилиндрические участки, переходные галтели и впадины шлиц головок. Только такое комплексное упрочнение позволило решить проблему требуемой их долговечности в эксплуатации.

Столь же эффективным оказалось применение обкатки роликами впадин зубьев металлокерамических дисков трения коробки переменных передач гусеничных машин (рис., д)), что привело к повышению их предела выносливости по сравнению с состоянием без упрочнения более чем в 2 раза.

Упрочнению обкаткой роликами подвергаются также поршневые болты и поршневые пальцы форсированных дизелей, рессоры привода нагнетателя (рис., е)), болты и шпильки шатунов транспортных дизелей, оси сателлитов, распределительные валы, пальцы траков (рис., ж)) и т. п.

Для обеспечения высокого качества и стабильности всех упрочняющих технологий на предприятии разработаны методы контроля качества их исполнения. Часть методов предназначена для постоянной проверки режима и параметров упрочнения, другие – для разрушающего и неразрушающего контроля качества упрочнения различных деталей с учетом их конструктивных особенностей.

**Выводы.** Анализ и оценка эффективности применения ППД и, в частности, обкатки роликами, различных тяжело нагруженных деталей машин позволили установить, что широкое внедрение процессов упрочнения поверхностным пластическим деформированием обеспечивает повышение эксплуатационной надежности тяжело нагруженных деталей в 1,3 – 3 раза.

**Список литературы:** 1. Сулима А.М. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин / Поверхностный слой, точность и эксплуатационные свойства деталей машин и приборов: Материалы семинара. – М.: МДНТП, 1980. – С. 3-13. 2. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: Справочник. – М.: Машиностроение, 1987. – 327 с. 3. Хворостухин Л. А., Шишкин С. В., Ковалёв А. П., Ишмаков Р. А. Повышение несущей способности деталей машин поверхностным упрочнением. – М.: Машиностроение, 1988. – 144 с. 4. Чена П.А., Андрияшин В.А. Эксплуатационные свойства упрочнённых деталей. – Минск: Наука и техника, 1988. – 192 с. 5. Браславский В.М. Технология обкатки крупных деталей роликами. – М.: Машиностроение, 1975. – 160 с. 6. Папшев Д.Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. – М.: Машиностроение, 1978. – 152 с. 7. Балтер М. А. Упрочнение деталей машин. – М.: Машиностроение, 1968. – 195 с. 8. Упрочнение поверхностей деталей комбинированными способами / А. Г. Бойцов, В. Н. Машков, В. А. Смоленцев, Л. А. Хворостухин. – М.: Машиностроение, 1991. – 143 с.

*Надійшла до редколегії 11.11.2013.*

УДК 621.787.4

**Поверхностное пластическое деформирование – эффективный способ повышения долговечности деталей / Пашкова Г. И. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 42 (21015). – С. 135–139. Бібліогр. : 8 назв**

Проведено аналіз та показана висока ефективність застосування поверхневого пластичного деформування (ППД) для підвищення довговічності та експлуатаційної надійності важконавантажених деталей машин.

**Ключові слова:** поверхневе деформування, зміцнення, обкатка роликами, опір втомі, довговічність.

The high efficiency of surface plastic deformation (SPD) for increase of durability and operational reliability of heavy-loaded parts of machines was analyzed and showed.

**Keywords:** surface deformation, hardening, rolling by rollers, fatigue resistance, durability.

УДК 621.771.63

**С. Ю. ПЛЕСНЕЦОВ**, аспирант, НТУ «ХПИ»

## ИССЛЕДОВАНИЕ АСИММЕТРИИ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ИЗГИБЕ МЕТАЛЛА ДО 180°

Проведена трехэтапная конечно-элементная симуляция процесса изгиба листового металла до 180° посредством программного комплекса Deform 3D. Получены распределения напряжений и деформаций, а также график усилия на инструменте. Выполнен анализ геометрии места изгиба. Получены зависимости, описывающие форму очага деформации в месте изгиба.

**Ключевые слова:** изгиб, программный комплекс, Deform 3D, симуляция, модель, метод конечных элементов

**Введение.** Гнутые профили проката являются одним из наиболее эффективных видов металлопродукции (в ходе их производства возможна минимизация расхода материалов и энергии, а продукция холодной прокатки зачастую не требует дальнейшей обработки) и становятся все более востребованным видом металлопродукции в странах СНГ [1].

На рис. 1 приведены наиболее распространенные виды продукции, содержащие элементы изгиба на 180°.

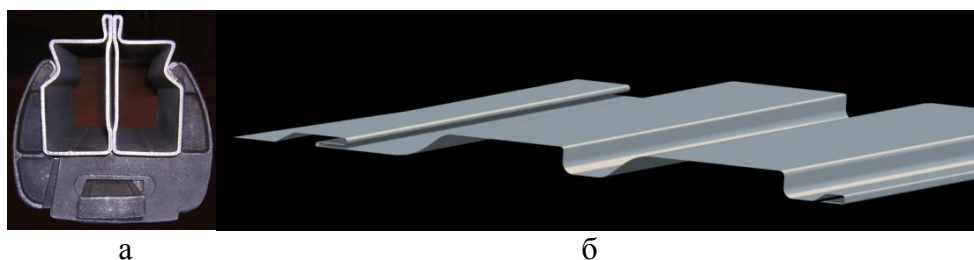


Рис. 1 – Продукция холодной прокатки, содержащая места изгиба на 180°:  
а – профиль опалубки, б – сайдинг

Возможности современной вычислительной техники позволяют значительно упростить теоретический анализ процессов изготовления гнутых профилей. Существование программных комплексов Deform 3D и QForm обеспечивает возможность осуществления моделирования процессов как объемного, так и листового формоизменения на основе метода конечных элементов.

В странах СНГ доля легких металлоконструкций в различных конструктивных элементах зданий и сооружений составляет 4%–11%, в то время как в странах ЕС этот показатель оценивается в 50...75%. Перспективная потребность рынка стран СНГ (с учетом достигнутого показателя в странах ЕС) может быть оценена величиной в 12-14 раз большей.

К числу наиболее известных западных корпораций-производителей специальных гнутых профилей относятся такие, как Rautaruukki Group, Arcelor Construction, Tekla и др.

**Анализ последних исследований и литературы.** Вопросам разработки сортамента специальных гнутых профилей с местами изгиба на  $180^\circ$  и освоения их производства в Украине уделяется значительное внимание ввиду эффективности их применения. Наибольшее количество разработок в этом направлении выполнено в Украинском научно-исследовательском институте металлов (УкрНИИМете) Стукаловым В.П. [2-4].

Также исследования деформированного состояния выполнял Романовский В.П. [5] в рамках исследования процесса изгиба как такового. Им были выполнены исследования, направленные на поиск коэффициента смещения нейтрального слоя при подгибке металла на угол  $180^\circ$  и выше.

**Цель исследований:** изучение особенностей возникновения асимметрии в очаге деформации и получение математического описания формы очага деформации.

**Материалы исследований.** Исследование процесса деформирования листового металла осуществлялось по аналогии с выполненным комплексом экспериментальных исследований [6].

В ходе эксперимента образец размерами  $30 \times 80 \times s$  мм (где  $s$  – толщина металла, равная 0,5 мм, 1 мм и 2 мм, а также 1 мм, 1,5 мм и 2,4 мм) последовательно подгибался на углы  $90^\circ$ ,  $120^\circ$  и  $180^\circ$  при радиусах в месте изгиба, равных  $s$ ,  $2s$  и  $3s$ .

В результате проведения экспериментальных исследований были построены графики, описывающие деформацию в месте изгиба. На рис. 2 приведен график, описывающий место изгиба образца толщиной 1 мм.

Полученные данные были аппроксимированы зависимостью вида [7]:

$$e(\varphi) = f \cos(0,8\varphi), \quad (1)$$

где  $e(\varphi)$  – деформация (утонение);

$f$  – коэффициент формы (см. табл. 2);

$\varphi$  – угол точки замера ( $-90^\circ \dots 90^\circ$ ).

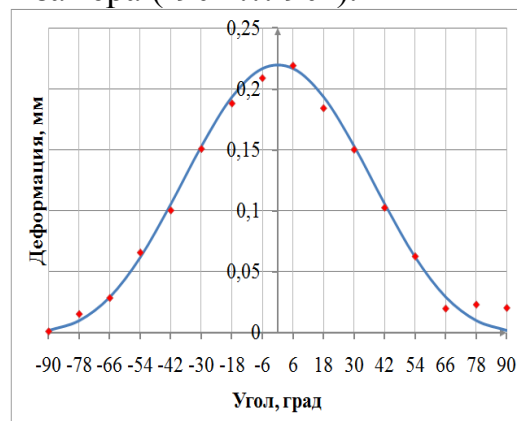


Рис. 2 – Графическое представление результатов замеров утонений в месте изгиба на  $180^\circ$

Для проведения симуляции эксперимента посредством программного комплекса Deform 3D были созданы модели оснастки, преобразованные в формат \*.stl. Шаг сетки моделей составляет 0,1 мм, что обеспечивает достаточную плавность скругленных элементов оснастки.

Использованные модели оснастки приведены на рис. 3.

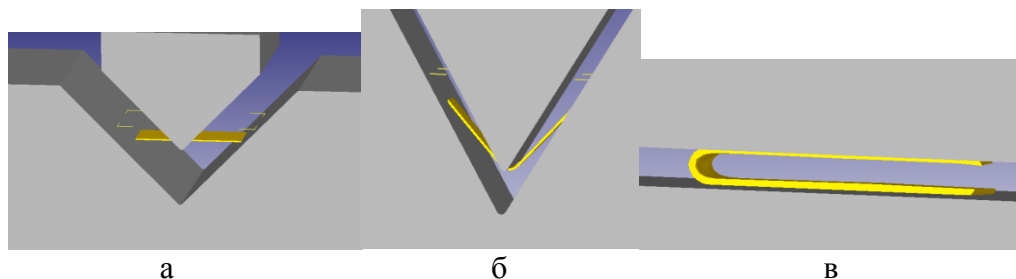


Рис. 3 – Этапы моделирования процесса гибки до 180°: а – 90°; б – 120°; в – 180°

Геометрия моделей оснастки повторяла геометрию инструментов, использованных в ходе экспериментальных исследований. Фотография экспериментальной оснастки приведена на рис. 4.



Рис. 4 – Экспериментальная оснастка для изгиба на 120°

В ходе моделирования процесса были заданы следующие условия его протекания:

- коэффициент трения 0,12;
- температура окружающей среды, заготовки и оснастки 20°С;
- число элементов заготовки 250000;
- скорость движения пуансона – 5 мм/с;
- число шагов симуляции на каждом этапе – 100;

В результате осуществления расчета были получены следующие данные:

- распределения напряжений и деформаций на участке изгиба;
- графическое представление зависимости усилия гибки от хода пуансона (рис. 5).

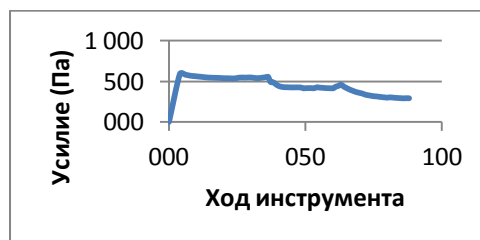


Рис. 5 – График зависимости усилия на инструменте от хода инструмента

Симуляція проводилась в три етапа:

- 1) Подгибка до 90° в спеціальній оснастці (рис. 3а);
- 2) Подгибка до 120° в спеціальній оснастці (рис. 3б);
- 3) Подгибка до 180° на плоских бойках (рис. 3в).

На кожному етапі вироблялась заміна моделей інструмента і перерахувались міжелементні зв'язи.

Після завершення розрахунку зразок придбав U-образну форму, приведену на рис. 6.

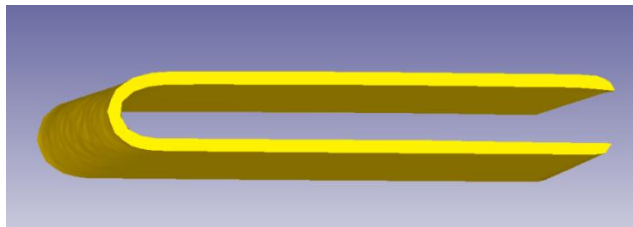


Рис. 6 – Конечная форма образца

Полученные образцы выявляют наличие асимметрии в форме очага деформации, появление которой вызвано протеканием процесса подгибки на заключительном этапе (рис. 7).

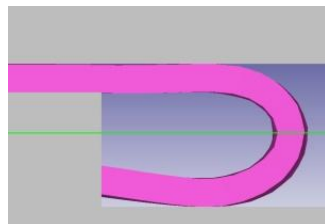


Рис. 7 – Асимметрия в очаге деформации

Для описания очага деформации использовался программный комплекс *Farseer*, разработанный на кафедре ОМД НТУ «ХПІ». Были описаны в виде последовательности точек обе стороны очага деформации (верхняя приведена на рис. 8а, нижняя – на рис. 8б) и получены зависимости, описывающие эти последовательности методом регрессионной аппроксимации.

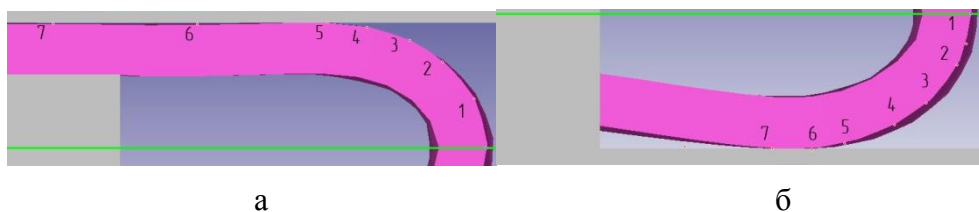


Рис. 8 – Этапы моделирования процесса гибки до 180°  
а – верхняя часть очага деформации; б – нижняя часть очага деформации

Зависимость для верхней части:

$$y = \frac{1}{0,003 + 6,3 \cdot 10^{-6} \cdot e^{-x}} \quad (2)$$

Зависимость для нижней части:

$$y = \frac{1}{0,003 - 7,3 \cdot 10^{-6} \cdot e^{-x}} \quad (3)$$

Фактическое отклонение симметрии составило приблизительно 0,5 мм.

Обобщение зависимостей (2) и (3) (а также прочих аналогичных зависимостей, полученных в ходе моделирования процесса гибки с другими параметрами) позволяет сформулировать общую эмпирическую зависимость, описывающую форму очага деформации в месте изгиба при данной схеме деформирования:

$$y = \frac{1}{0,003 + k \cdot 10^{-6} \cdot e^{-x}}$$

где  $k$  – коэффициент, определяющий форму стороны очага деформации.

#### **Выводы:**

1) Проведенные исследования показывают наличие асимметрии в очаге деформации при условии асимметричного приложения сил в процессе деформирования.

2) Сформулирована зависимость  $y = \frac{1}{0,003 + k \cdot 10^{-6} \cdot e^{-x}}$ , описывающая форму очага деформации в месте изгиба до  $180^\circ$

**Список литературы.** 1. *Тришевский О.И.* Анализ современного состояния производства и применения специальных гнутых профилей с местами изгиба на  $180^\circ$ . // Сб.: «Обработка материалов давлением» №2 (21). Краматорск: ДГМА, 2009. – 452 с. С. 227-230. 2. *Стукалов В.П.* Основные принципы проектирования калибровок валков для формовки профилей с элементами двойной толщины. Сб.: «Гнутые профили проката: Тематический сборник научных трудов». Вып. III. Харьков: УкрНИИмет, 1975. – С. 102 – 108. 3. *Стукалов В.П.* Разработка и исследование технологии производства нового Т-образного гнутого профиля. / *В.П. Стукалов, А.И. Медведев, О.И. Дробот* // Сб.: «Совершенствование технологии производства сортового проката и гнутых профилей: Отраслевой сборник научных трудов». – Харьков: УкрНИИмет, 1989. – С. 87 – 90. 4. *Тришевский И.С.* Некоторые особенности деформации металла в месте изгиба на  $180^\circ$ . Сб.: «Обработка металлов давлением: Сборник трудов», вып. XX. / *И.С. Тришевский, В.П. Стукалов* – Харьков: УкрНИИмет, 1972. – С. 93–99. 5. *Романовский В.П.* Справочник по холодной штамповке. – Издание 6-е, переработанное. Из-во Машиностроение, 1979г, 520с., ил. 6. *Тришевский О.И.* Исследование деформированного состояния металла на участке его изгиба на  $180^\circ$ . // Сб.: «Университетская наука-2009»: Сб. тезисов и докладов в 2-х томах. Мариуполь: ПГТУ, 2009. – 433 с. С. 182. 7. *Тришевский О.И.* Моделирование изгиба металла на  $180^\circ$  и исследование его деформированного состояния с использованием цифровых методов. // Сб.: Вестник Национального технического университета «ХПИ»: Х.: НТУ «ХПИ-2009». – №15 – 124 с. – С.71-76.

*Надійшла до редколегії 02.11.2013*

УДК 621.771.63

**Исследование асимметрии в очаге деформации при изгибе металла до  $180^\circ$  / Плеснецов С. Ю.** // *Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 139–144. Бібліогр.: 7 назв.*

Проведена трьохетапна кінцево-елементна симуляція процесу згину листового металу до  $180^\circ$  за допомогою програмного комплексу Deform 3D. Отримані розподілення напружень і деформацій, а також графік зусилля на інструменті. Виконано аналіз геометрії місця згину. Отримані залежності, що описують форму осередка деформації в місці згину.

**Ключові слова:** згин, програмний комплекс, Deform 3D, симуляція, модель, метод кінцевих елементів

Conducted a three-phase finite-element simulation of the process of bending sheet metal up to 180 ° through the software package Deform 3D. Received distributions of stresses and strains, as well as the force curves on the instrument. Analysis of deformation zone geometry is performed. Mathematical description of deformation zone is gained.

**Keywords:** bending, software system, Deform 3D, simulation model, finite element method

УДК 621.771.23

**Е. Н. СМІРНОВ**, докт. техн. наук, зав. каф., ГВУЗ «ДонНТУ», Донецьк;  
**А. П. МИТЬЕВ**, канд. техн. наук, доц., ГВУЗ «ДонНТУ», Донецьк;  
**Е. В. БАЙКОВ**, ст. препод., ГВУЗ «ДонНТУ», Донецьк.

## **УШИРЕНИЕ ТОЛСТЫХ УЗКИХ ЛИСТОВ ПРИ ПРОКАТКЕ С КИНЕМАТИЧЕСКОЙ АСИММЕТРИЕЙ**

В лабораторных условиях на образцах из свинца изучали характер пластического течения металла в поперечном направлении при асимметричном процессе прокатки толстых листов. Асимметрию создавали разницей скоростей вращения валков. Установлено, что при прокатке с кинематической асимметрией уширение со стороны ведущего валка выше, чем со стороны ведомого. Результаты исследования позволяют рекомендовать применять кинематическую асимметрию при прокатке трапецевидных профилей на гладкой бочке.

**Ключевые слова:** уширение, толстый лист, кинематическая асимметрия.

В настоящее время для повышения конкурентоспособности сортового проката за счет снижения расхода валков все больше внимания уделяют технологии прокатки на гладкой бочке [1].

Одним из направлений развития этих технологий может быть асимметричная прокатка сортовых профилей на гладкой бочке [2].

Для асимметричных процессов прокатки характерно не только снижение силы прокатки [3, 4], а и перераспределение обжатий между ведущим и ведомым валками, крутящих моментов [5] и других параметров процесса прокатки.

Однако характер пластического течения металла в поперечном направлении по высоте раската при асимметричной прокатке толстых листов изучен недостаточно.

Целью данной работы является изучение влияния обжатия в пропуске и ширины подката на пластическое течение металла в поперечном направлении при прокатке толстых листов с кинематической асимметрией.

Исследования\* течения металла в поперечном направлении были проведены на образцах из свинца. После отливки образцы фрезеровали на требуемый размер в горизонтально-фрезерном станке цилиндрическими фрезами.

Влияние деформации в пропуске на уширение со стороны ведущего и ведомого исследовали на образцах 30x30 мм. Для этого образцы прокатали по трем режимам обжатия (по перемещению нажимных винтов) в пропуске – 3,6 мм, 1,8 мм и 0,9 мм.



Для изучения влияния ширины раската на уширение были подготовлены группы образцов с отношением ширины образца к его толщине 1 (В/Н=30/30), 1,25 (40/32), 1,57 (44/28) и 2 (32/16).

Прокатку образцов провели на лабораторном стане дуо кафедры ОМД ДонНТУ (длина бочки валка – 170 мм, максимальный диаметр – 100 мм). Для прокатки были подобраны валки равного диаметра. Асимметрию создавали разницей скоростей вращения двигателей главного привода. Скорости вращения двигателей главного привода измеряли тахогенераторами. Сигнал с тахогенераторов регистрировали при помощи осциллографа Н-143. Соотношение скоростей вращения приводных двигателей при проведении исследований было неизменным и составляло (перед пропуском)  $n_1/n_2 = 9,2$ .

При проведении исследования с использованием аналого-цифрового преобразователя (АЦП) измеряли силу прокатки, изменение которой регистрировали на ПК. Схема подключения датчиков к АЦП (рис. 1) позволяет регистрировать быстропротекающие процессы при периоде изменения до 10 мкс, дискретности – до 0,667 мкс, частоты измерения – до 22,9 Гц.

Исследования подтвердили, что при симметричной прокатке сила прокатки по длине раската не изменяется (рис. 2а), а плавное изменение рассогласование скоростей валков приводит к уменьшению силы прокатки (рис. 2б).

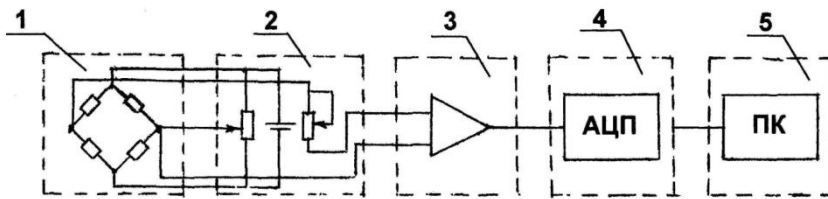


Рис. 1 – Принципиальная схема измерения силовых параметров процесса прокатки:  
1 – измерительный мост; 2 – безусилительный блок; 3 – усилитель; 4 – аналогово-цифровой преобразователь; 5 – персональный компьютер

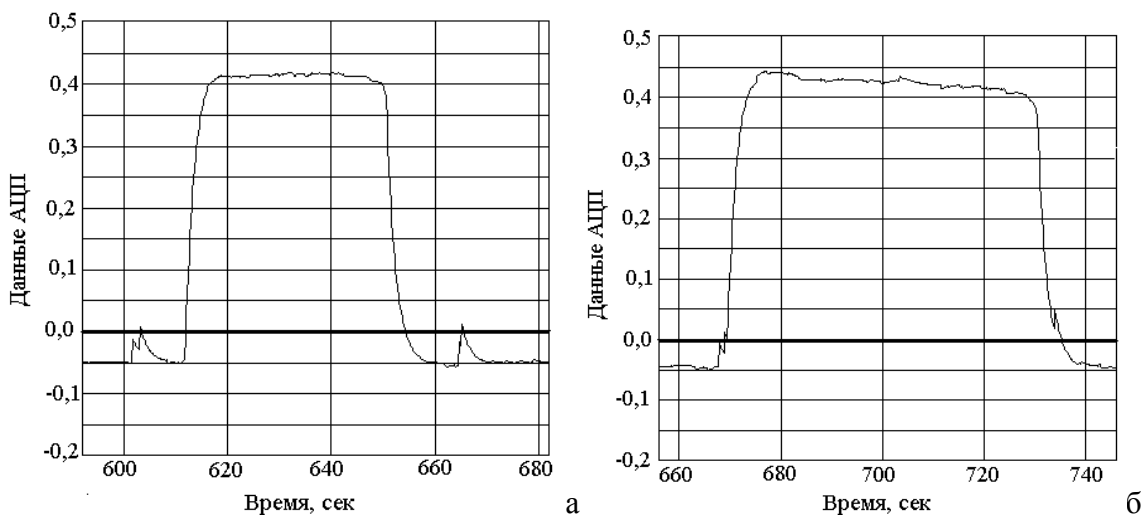


Рис. 2 – Изменение силы прокатки по длине раската: а – при симметричной и б – асимметричной прокатке

Исследование поперечного течения металла подтвердило, что уширение при симметричной прокатке одинаково как со стороны верхнего, так и со стороны нижнего валков (рис. 3а). При асимметричной прокатке уширение носит другой характер – со стороны ведущего валка оно больше, а со стороны ведомого – меньше (рис. 3б).

При этом следует отметить, что интенсивность изменения уширения со стороны ведущего валка выше, чем при симметричной прокатке, а со стороны ведомого – ниже (рис. 4).



Рис. 3 – Поперечный профиль образцов: а – после симметричной и б – после асимметричной прокатки

Это вызвано следующим. При асимметричной прокатке на контакте металл с ведущим валком в раскате возникают напряжения сжатия, а на контакте с ведомым – растяжения. Это приводит к тому, что со стороны ведомого валка влияние подпирющих напряжений меньше, чем со стороны ведущего и, следовательно, меньше сопротивление течению металла в продольном направлении.

Исследования показали, что наибольшая разница между уширением со стороны ведущего и ведомого валков при обжатии в пропуске 1,8 мм.

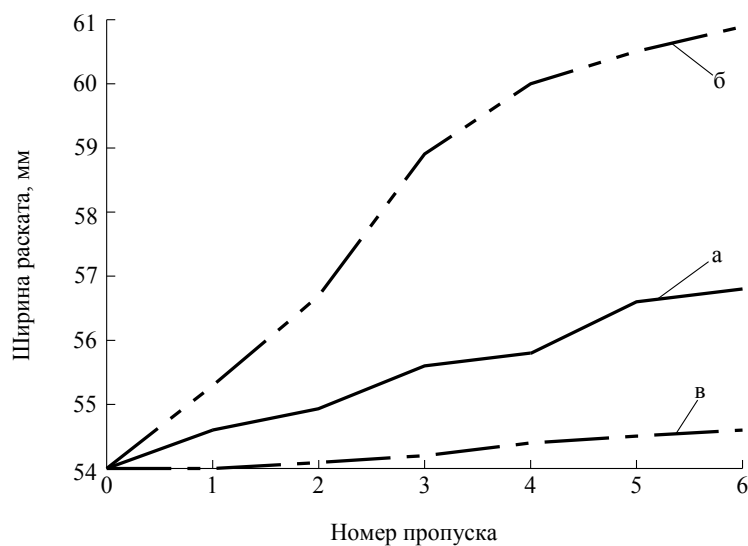


Рис. 4 – Изменение ширины образцов 19x54x150 мм по пропускам: а – при симметричной прокатке; б – со стороны ведущего и в – ведомого валков при асимметричной прокатке

Это, по нашему мнению, вызвано следующим. При больших перемещениях нажимных винтов (на 3,6 мм) в первых пропусках за счет деформации поверхностных слоев возникает двухсторонний «наплыв», который искажает истинную картину уширения при данном перемещении нажимных винтов. При небольших перемещениях нажимных винтов (на 0,9 мм) из-за маленького обжатия большая часть металла перетекает в продольном направлении и, следовательно, уширение изменяться меньше.

Исходя из полученных выше результатов, влияния ширины раската на уширение со стороны ведущего и ведомого валков исследовали при перемещении нажимных винтов на 1,8 мм за проход.

Увеличение ширины раската уменьшает влияние подпирющих напряжений со стороны ведущего валка, что приводит к снижению перераспределения уширения (рис. 5)

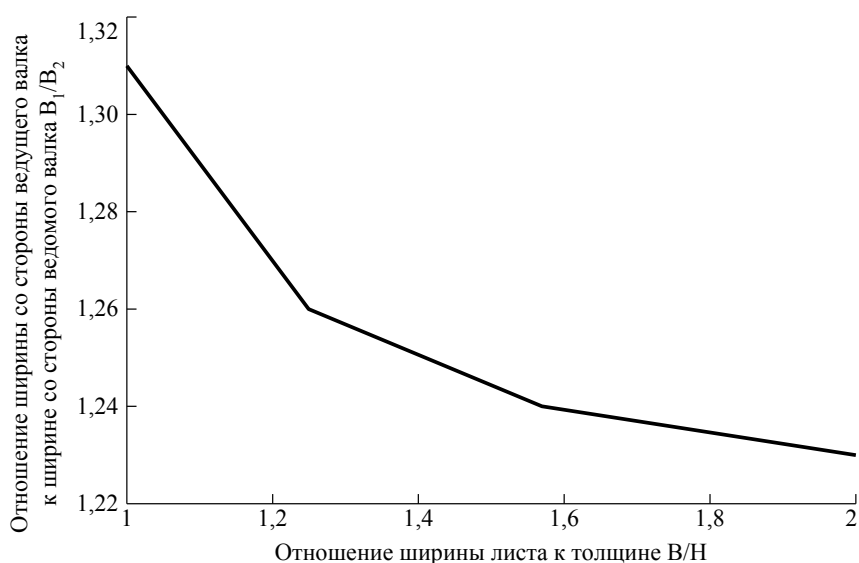


Рис. 5 – Зависимости перераспределения ширины со стороны ведущего и ведомого валков от ширины раската

**Выводы.** Таким образом, при прокатке толстых листов с кинематической асимметричной уширение со стороны ведущего валка больше, чем со стороны ведомого. Это позволяет при прокатке сортового проката трапециевидной формы типа рессор, пантографов, токосъемных устройств, ножей грейдеров и т.д. заменить прокатку в ряде калибров на прокатку на гадкой бочке с кинематической асимметрией.

Перераспределение уширения между валками в зависимости от обжатия носит не монотонный характер.

С увеличением ширины листа перераспределение уширения между ведущим и ведомым валками монотонно убывает.

**Список литературы:** 1. Бескалибровая прокатка сортовых профилей / Л. Е. Кандауров, Б. А. Никифоров, А. А. Морозов [и др.]. Магнитогорск, 1998. – 128 с. 2. Технологическая эффективность асимметричной сортовой прокатки / С. П. Буркин, Ю. Н. Логинов, В. В. Шимов [и др.] // Труды 3 Конгресса прокатчиков, Липецк, 19-22 окт., 1999. – М., 2000. – С. 296-304. 3. Влияние кинематической асимметрии на силу прокатки в чистовых рабочих клетях толстолистовых станков /

А. Н. Кулик, А. В. Данько, К.Ю.Юрков, А. А. Фрайчак // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематик. зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2008. – С. 269-273. **4.** Максимов Е. А. Исследование нового механизма снижения давления и повышения обжатий при несимметричной прокатке / Е. А. Максимов // Металлообработка. – 2010. – № 1. – С. 46–49. **5.** Максимов Е. А. Исследование крутящих моментов и изгиба переднего конца полосы при несимметричной прокатке тонких листов / Е. А. Максимов // Оборудование. – 2008. – № 3. – С. 46-49. **6.** Асимметричная прокатка толстых листов в чистовой клети стана 3600 / А. П. Митьев, П. С. Гринчук, А. А. Будакова, М. С. Бабицкий. // Усовершенствование технологии производства толстолистовой стали: Сб. научн. тр. – М. Металлургия, 1981. – С. 29-34.

Надійшло до редколегії 28.10.2013

УДК 621.771.23

**Уширение толстых узких листов при прокатке с кинематической асимметрией / Смирнов Е.Н., Митьев А.П., Байков Е.В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 12 (1015). – С. 144–148. Библиогр.: 6 назв.**

У лабораторних умовах на зразках зі свинцю вивчали характер пластичної течії металу в поперечному напрямку при асиметричному процесі прокатки товстих листів. Асиметрію створювали різницею швидкостей обертання валків. Встановлено, що при прокатці з кінематичною асиметрією поширення з боку ведучого валка вище, ніж з боку веденого. Результати дослідження дозволяють рекомендувати застосовувати кінематичну асиметрію при прокатці трапецієподібних профілів на гладкій бочці.

**Ключові слова:** поширення, товстий лист, кінематична асиметрія

In the laboratory on samples of lead studied plastic nature of the metal flow in the transverse direction at the asymmetric rolling process thicker sheets. Asymmetry created different velocities of rotation of the rollers. Found that the rolling kinematics asymmetric broadening of the driving roller is higher than the driven side. The study results recommend the use kinematics asymmetry in rolling trapezoidal profiles on the smooth barrel.

**Keywords:** broadening, heavy plate, kinematics asymmetry

УДК 621.774.36

**В. П. СОКУРЕНКО**, докт. техн. наук, проф., научный консультант, ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ», Днепропетровск;  
**А. Н. СТЕПАНЕНКО**, гл. инженер, ГП «УКРГИПРОМЕЗ», Днепропетровск;  
**Д. Ю. ГАРМАШОВ**, канд. техн. наук, вед. инженер ОРТП, ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ», Днепропетровск;  
**Ю. Д. УГРЮМОВ**, канд. техн. наук, ведущий инженер ОВЭСТ, ГП «УКРГИПРОМЕЗ», Днепропетровск.

## **ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПИЛИГРИМОВОЙ ПРОКАТКИ ТРУБ**

Рассмотрены особенности процесса производства труб на трубопрокатных агрегатах с пилигримовыми станами и перспективы его развития. Среди приоритетов для модернизации и реконструкции агрегата 5-12" ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» отмечаются следующие: переход к прямой прошивке гильз из круглой непрерывнолитой заготовки на косовалковом стане, внедрение новых технических решений по снижению технологической обрезки на пилигримовом стане, модернизация подающих аппаратов.

**Ключевые слова:** труба, стан, пилигримовая прокатка, подающий аппарат, затравка, пилигримовая головка, прямая прошивка.

**Введение.** В основу современного процесса горячей пилигримовой прокатки труб положены два изобретения братьев Маннесманн Рейнхарда и Макса, которые предложили сначала получение из круглой заготовки полый толстостенной трубы (гильзы) методом винтовой прошивки на короткой профильной оправке [1], а затем способ периодической раскатки гильзы на цилиндрическом дорне в тонкостенную трубу [2].

За 120 лет усилиями преимущественно немецкой компании «МАННЕСМАНН-ДЕМАГ» (Германия) этот процесс был доведен практически до совершенства.

Нет других способов прокатки труб, покрывающих такой широкий диапазон размеров, как пилигримовый процесс. На станах пилигримовой прокатки имеется возможность производить трубы диаметром от 60 до 700 мм. Также имеется перспектива расширения сортамента по наружному диаметру до 800 мм и более, так как основным ограничением здесь является диаметр пильгервалков.

Среди преимуществ фирма «МАННЕСМАНН-ДЕМАГ» отмечает уникальность пилигримовых агрегатов, которые характеризуются также средней технологической сложностью, что является очень важным фактором для обеспечения стабильности производства.

На этих станах можно производить трубы длиной до 40 метров, в том числе толстостенные и профильные.

Переход на другой размер на пильгерстанах не трудоемкий, что делает их универсальными при прокатке больших и малых партий труб.

И, наконец, необходимо отметить, что определенный состав оборудования пилигримового агрегата может обеспечить прокатку труб практически из любого исходного материала, в том числе из слитков сплошных и полых, непрерывнолитой заготовки сплошной и полый, катаной, ковальной заготовки, биметаллической, а также центробежнолитой.

Современные пилигримовые станы конструкции фирмы «МАННЕСМАНН-ДЕМАГ» отличаются высоким качеством получаемой продукции и повышенным уровнем производительности.

Особенно необходимо отметить значительное повышение эффективности прокатки при применении в качестве исходного материала непрерывнолитой заготовки круглого поперечного сечения.

В тоже время использование такой заготовки, получаемой на установках непрерывной разливки, ограничено ее диаметром.

В настоящее время величина диаметра непрерывнолитой заготовки при стабильном качестве металла ограничена 500 мм, в связи с этим большие пилигримовые агрегаты могут использовать в качестве исходного материала также слитки стационарной разливки и непрерывнолитые заготовки восьмигранного сечения, что, однако, предопределяет необходимость прошивки такой заготовки на прессе с последующей винтовой раскаткой.

На всем протяжении существования пилигримового процесса было по сути всего два главных фактора, которые определяли технико-экономические

показатели пилигримовых агрегатов, это качество исходного материала и работа подающих аппаратов.

С внедрением процесса непрерывной разливки стали, качество исходного материала для пилигримового процесса резко улучшилось и, прежде всего, за счет отсутствия усадочной раковины.

Новые конструкции подающих аппаратов фирмы «МАННЕСМАНН-ДЕМАГ» (Германия) отвечают современным требованиям производства, обеспечивают стабильную величину подачи металла в валки за счет применения гидромеханического механизма подачи, одного из главных условий производительности процесса прокатки, точную кантовку гильзы в каждом цикле на  $90^{\circ}$ , независимо от величины отката, надежное торможение раската при подаче в валки, и автоматизацию процесса пилигримовой прокатки, в том числе затравки.

Проблема состоит в том, что на многих действующих пилигримовых станах эксплуатируются устаревшие подающие аппараты и все эти важные факторы надежной и экономичной работы отсутствуют. Приобретение одного современного подающего аппарата, стоимостью несколько миллионов евро часто недоступно, а ведь для двухклетьевого пильгерстана их нужно не менее 4-5. Поэтому целесообразна поэтапная доработка конструкций действующих подающих аппаратов и их модернизация.

**Анализ опубликованных научных исследований.** Вопросам совершенствования процесса горячей пилигримовой прокатки труб посвящено значительное количество работ, направленных на разработку нового оборудования, совершенствование технологии, улучшение технико-экономических показателей, что делает этот процесс конкурентным и в настоящее время, спустя более 120 лет после его создания.

К недостаткам пилигримового способа относятся относительно низкая производительность (по сравнению, например, с непрерывным способом), повышенный расход металла в технологическую обрезь: затравку и пилигримовую головку.

Для повышения производительности пилигримовых станов была предложена установка за ними косовалковых раскатных машин, что позволило бы увеличить подачу металла в валки при пилигримовой прокатке [3-6]. Вопросам снижения технологической обреза на пилигримовом стане посвящены работы [7-9], выполненные в НМетАУ, ГП «УКРГИПРОМЕЗ», ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ».

Актуальности вопроса повышения эффективности работы подающих аппаратов посвящены работы [6; 9; 10].

В приведенных, как и в большинстве других работ, основное внимание для совершенствования процесса горячей пилигримовой прокатки труб отводится вопросам улучшения качества исходной заготовки, модернизации действующих подающих аппаратов или их замены на новые современной конструкции фирм Германии и Италии, уменьшению потерь металла в технологическую обрезь.

Ранее актуальный вариант реконструкции пилигримовых агрегатов с установкой за пилигримовыми станами косовалковых раскатных машин в настоящее время потерял приоритетность, в том числе из-за наличия печной окалины на внутренней поверхности труб перед раскаткой. Отсутствие технологии удаления окалины на внутренней поверхности труб сдерживает дальнейшую разработку этого процесса.

**Постановка задачи.** Задачей настоящей работы является определение направлений совершенствования процесса горячей пилигримовой прокатки труб для пилигримового агрегата 5-12" ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ», пущенного в эксплуатацию в конце декабря 1968 года.

**Изложение результатов работы.** Пилигримовый агрегат 5-12" ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» («Нижнеднепровский трубопрокатный завод им. Карла Либнехта») был спроектирован по схеме Кальмеса, особенностью которой является использование в качестве исходного материала многогранных слитков. Процесс получения гильзы проходит в две стадии: прошивки слитка в стакан на горизонтальном гидравлическом прессе и последующая раскатка стакана в гильзу на косовалковом стане-элонгаторе. Особенностью схемы Кальмеса является также применение внестановой зарядки гильз дорнами, индивидуальный привод каждой клетки пильгерстана, калибрование труб на многоклетьевых станах, отсутствие горячей правки труб на эгализаторе.

По этой технологической схеме в мире было построено более 20 агрегатов.

Нужно отметить, что эта схема получила распространение в 50-е годы прошлого столетия, когда в качестве исходного материала применялись слитки стационарной разливки. Качество этих слитков круглого поперечного сечения было неудовлетворительным. Наличие развитой усадочной раковины способствовало значительному браку труб по внутренним дефектам, а при разливке металла в слитки, последние имели повышенную отбраковку по горячим трещинам.

Тогда для улучшения качества заготовки было предложено отливать граненые слитки, которые дали существенное снижение брака по горячим трещинам при разливке, но это повлекло за собой необходимость дополнительной деформации таких слитков перед косовалковой прокаткой.

Граненые слитки прошивались в стаканы на вертикальных или горизонтальных гидравлических прессах. Необходимо отметить, что с точки зрения снижения разностенности при прошивке предпочтительнее вертикальные прессы.

После ввода в эксплуатацию агрегата 5-12" было отмечено низкое качество внутренней поверхности стаканов при прошивке на горизонтальном прессе, вследствие существенного отклонения прошивного пуансона к концу прошивки, дефектная осевая часть слитка не выдавливалась полностью в доньшко стакана, как предполагалось, а размазывалась по внутренней поверхности стакана, что приводило, в итоге, к повышенной отбраковке труб по внутренним дефектам.

Кроме того, предусмотренное по проекту общее обжатие по диаметру 25 мм на 12-ти клетьевом калибровочном стане приводило к еще большему раскрытию внутренних дефектов на трубах. В связи с этим, суммарное обжатие по диаметру на калибровочном стане было снижено до 10 мм.

Многолетневая калибровка труб без последующей горячей правки приводила к повышенной концевой кривизне труб, которая не исправлялась при холодной правке. Снижение общего обжатия по диаметру при калибровке способствовало также снижению концевой кривизны труб.

Индивидуальный привод каждой клетки пилгерстана не дал ожидаемого увеличения производительности на 30-40 % за счет увеличения оборотов валков вследствие ненадежной работы подающих аппаратов при повышенных скоростях прокатки.

Применение внестановой зарядки обеспечило повышение производительности пилгерстана на ~10 % за счет снижения вспомогательного времени прокатки.

Проектная мощность агрегата 5-12" в сортаменте 1972 года была определена в 330 тыс. тонн труб в год. Производственная мощность агрегата 5-12" на 1 января 1998 года установлена 249, 5 тыс. тонн в год.

Переход к использованию в качестве исходного материала непрерывнолитой заготовки круглого поперечного сечения производства электросталеплавильного комплекса ООО МЗ «ИНТЕРПАЙП Сталь», а также необходимость повышения качества прокатываемых труб и актуальность снижения расхода металла выдвигают вопрос о перспективах дальнейшей эксплуатации пилигримового агрегата 5-12" цеха нефтегазового сортамента ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ».

По данным фирмы «МАННЕСМАНН-ДЕМАГ» (Германия) имеет место тенденция к модернизации средних и больших пилигримовых агрегатов. При этом малые пилигримовые агрегаты консервируются или заменяются, преимущественно на непрерывные агрегаты.

Модернизация средних и больших агрегатов зачастую проводится с целью расширения сортамента прокатываемых труб в сторону больших размеров, повышения производительности и качества труб путем замены подающих аппаратов на современные, снижения издержек производства путем использования круглой непрерывнолитой заготовки и последующей ее прошивки в гильзу на косовалковом прошивном стане, без промежуточной операции прошивки на прессе.

Рассмотрим вопрос реконструкции ТПА 5-12" с пилигримовыми станами ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» с возможной заменой способа производства, на непрерывный. По этому пути пошли на Северском трубном заводе (г. Полевское, Россия), где имеется аналогичный агрегат 5-12" с пилигримовыми станами. Здесь проводится многолетняя реконструкция без остановки производства с заменой пилигримового способа производства на непрерывный. Вместо прошивного пресса, подогревательной печи и стана-элонгатора был установлен новый прошивной стан конструкции ЭЗТМ. Ведутся работы по



установке непрерывного стана (PQF) с удерживаемой оправкой на свободной площадке. После пуска непрерывного стана предусмотрено выведение из эксплуатации двух клетей пилигримового стана.

Существует проект ГП «УКРГИПРОМЕЗ» по реконструкции ТПА- 5-12" с пилигримовыми станами ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» с установкой непрерывного агрегата PQF в дополнительных пролетах без остановки основного производства на ТПА 5-12".

В связи с тем, что сортамент непрерывного агрегата 159-426 Волжского трубного завода, практически полностью совпадает с сортаментом ТПА 5-12" цеха нефтегазового хозяйства, можно утверждать, что с этой точки зрения замена способа производства не является актуальной.

В связи с особенностями работы трубных станов с малотоннажными монтажными партиями, большинство экспертов и специалистов считают, что пилигримовый способ наиболее отвечает этим особенностям. Как известно, непрерывный способ экономически целесообразен только при больших монтажных партиях. Очевидно, что и этот фактор не в пользу замены способа производства.

Переход на непрерывный способ всегда связывали с использованием в качестве исходного материала непрерывнолитой заготовки круглого сечения, а пилигримовый способ характеризовался использованием более дешевого, но худшего качества слитка. Сейчас ситуация для пилигримового способа кардинально изменилась.

Во-первых, с пуском ООО МЗ «ИНТЕРПАЙП Сталь» ТПА 5-12" получает непрерывнолитую заготовку круглого сечения. Во-вторых, мировой опыт (около 40 лет) использования непрерывнолитой заготовки на пилигримовых агрегатах показывает, что это позволяет повысить качество труб, снизить расход металла. Необходимо учесть, что в мире стоимость 1 тонны непрерывнолитой заготовки ниже стоимости 1 тонны слитка. Поэтому рассмотренный выше фактор также не в пользу замены способа.

Немаловажным фактором, также говорящим не в пользу замены способа является использование при непрерывной прокатке труб среднего и большего диаметров многотонных оправок длиной до 20 м. При переходе к большим диаметрам предел технологической применимости способа обуславливается большим весом внутреннего инструмента в агрегате для раскатки гильзы в трубу. Так, оправка непрерывного стана диаметром 400 мм весит уже 15 т, а дорн такого же диаметра пильгерстана только 5 т. Можно считать, что для труб большого диаметра фактор длинной оправки является одним из главных. Поэтому, непрерывные агрегаты целесообразно все же использовать для получения труб диаметром в диапазоне до 250 мм, в котором они себя хорошо зарекомендовали.

Одним из вопросов повышения эффективности процесса горячей пилигримовой прокатки труб является снижение потерь металла в технологическую обрезь: затравку и пильгерголовку. Разработанные в Институте развития под руководством А.И. Козловского при участии НМетАУ,

УКРГИПРОМЕЗА и ГП «НИТИ» новые технические решения позволяют считать возможным фактическое снижение расходного коэффициента металла на прокате на 3-5 %.

Учитывая стагнацию внутреннего рынка, резкие колебания спроса на трубы на внешних рынках, усиливающуюся конкуренцию в мире, периодические кризисы, характерные для мирового хозяйства, замена пилигримового способа в условиях действующего агрегата 5-12" ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» на высокопроизводительный непрерывный способ экономически не целесообразна в ближайшей перспективе.

В тоже время необходимо учитывать, что стратегические вопросы развития конкретного производства определяются собственниками предприятий и назначенным ими менеджментом.

Директор Института развития ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» А.И. Козловский советовал очень осторожно подходить к решению вопроса коренной реконструкции ТПА 5-12" с пилигримовыми станами и был сторонником модернизации ТПА 5-12" без остановки производства с сохранением пилигримового способа прокатки труб.

Наиболее целесообразной перспективой для действующего агрегата 5-12" ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» является поэтапная модернизация и, прежде всего, переход от схемы с прошивным прессом, подогревательной кольцевой печью и станом-элонгатором к схеме непосредственной прошивки гильз на новом прошивном косовалковом стане. Стан-элонгатор ввиду своего аварийного состояния, а также того обстоятельства, что он не рассчитан на прямую прошивку заготовок большого диаметра, безусловно, подлежит замене на новый современный стан, рассчитанный под необходимые параметры прошивки гильз в связи с перспективой расширения сортамента труб до диаметра 426 мм. В настоящее время актуальной является замена клетки элонгатора для обеспечения прямой прошивки на части сортамента.

Может быть также рассмотрен вариант установки нового прошивного стана параллельно действующему стану-элонгатору без остановки производства. При этом важным вопросом является выбор типа нового прошивного стана.

В качестве одной из первоочередных работ по модернизации эксплуатируемых подающих аппаратов на ТПА 5-12" с пилигримовыми станами ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» следует считать установку механизма докантовки шпинделя форголлера на угол  $90^{\circ}$  для повышения точности труб за счет снижения поперечной разностенности, а также улучшения условий проведения затравочного режима прокатки, что позволит уменьшить время затравки и величину обрезки затравочного конца трубы.

Проведенные предварительные расчеты экономической эффективности новой технологии прямой прошивки круглой непрерывнолитой заготовки на прошивном стане показывают, что экономия затрат составит 143, 22 млн. грн. в год (без учета затрат на модернизацию стана-элонгатора).

**Выводы:**

1. Процесс горячей пилигримовой прокатки труб обеспечивает получение труб широкого сортамента, обладает универсальностью в части использования различных типов исходной заготовки, а также является экономически целесообразным при прокатке малотоннажных партий труб.

2. Внедрение непрерывнолитой заготовки круглого поперечного сечения позволило существенно улучшить качество труб и снизить издержки производства на комплексе: сталь-прокат.

3. Выполненные в Институте развития ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» под руководством А.И. Козловского при участии НМетАУ, ГП «УКРГИПРОМЕЗА» и ГП «НИТИ» исследования позволили наметить пути модернизации оборудования и совершенствование технологии на ТПА 5-12" с пилигримовыми станами.

4. Главными направлениями модернизации ТПА 5-12" следует считать переход к получению гильзы из круглой непрерывнолитой заготовки непосредственно на прошивном косовалковом стане, снижение потерь металла в затравку и пыльгерголовку для увеличения выхода годного, а также модернизацию подающих аппаратов.

5. Опыт зарубежных фирм, эксплуатирующих ТПА с пилигримовыми станами свидетельствует о том, что поэтапная модернизация оборудования является экономически целесообразной в современных условиях путем ее проведения без остановки производства.

**Список литературы:** 1. Патент Германии № 34167 от 27.01.1885 г. 2. Патент Германии № 58762 от 24.02.1891 г. 3. Модернизация и развитие процесса производства труб на агрегатах с пилигримовым станом / О.А. Пляцковский, Б.Г. Павловский, Ю.Д. Угрюмов и др. М.: 1982 (обзорная информация / институт «Черметинформация», сер. «Трубное производство», вып. 2, 27 с.). 4. Анализ и пути совершенствования процессов горячей раскатки труб / Б.А. Романцев, А.В. Гончарук, В.Н. Михайлов и др. Сталь, 2002, № 12, с. 44-47. 5. *Осадчий В.Я.* Техническое перевооружение трубной промышленности. Сталь, 1998, № 7, с. 50-53. 6. *Стасовский Ю.Н.* Перспектива пилигримовой прокатки в современных условиях. «Металл Бюллетень», Украина, 2006, № 6, с. 80-84. 7. Металлосберегающие технологии горячей прокатки труб / Ю.С. Кривченко, В.Ф. Балакин, Ю.Д. Угрюмов и др. Сталь – 2010, № 4, с. 67-72. 8. Экономия металла при производстве труб нефтяного сортамента / А.А. Чернявский, В.В. Березовский, Ю.Д. Угрюмов, М.: Металлургия, 1987, – 304 с. 9. Состояние и перспективы развития процесса горячей пилигримовой прокатки труб / А.И. Козловский, В.Ф. Балакин, Ю.Д. Угрюмов ОАО «Черметинформация», Бюллетень «Черная металлургия», 2012, № 7, с. 82-90. 10. Горячее пыльгерование стальных труб с помощью усовершенствованных технологических решений и оборудования / SMS MEER – Huttentechnik. – 2005. – 31 с.

*Надійшла до редколегії 29.10.2013*

УДК 621.774.36

**Перспективы развития процесса горячей пилигримовой прокатки труб // Сокурченко В. П., Степаненко А. Н., Гармашов Д. Ю., Угрюмов Ю. Д. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 148–156. Бібліогр.: 10 назв.**

Розглянуто особливості процесу виробництва труб на трубопрокатних агрегатах з пилигримовими станами та перспективи його розвитку. Серед пріоритетів для модернізації та реконструкції агрегату 5-12» ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» слід відзначити наступні: перехід до прямої прошивки гільз з круглої безперервнолітої заготовки на косовалковому стані, впровадження нових

технічних рішень щодо зниження технологічної обрізи на пілігримовому стані, модернізація падаючих апаратів.

**Ключові слова:** труба, стан, пілігримова прокатка, падаючий апарат, затравка, пілігримова головка, пряма прошивка.

Considered are the peculiarities of the process of production of tubes for tube-rolling aggregates with pilger mill and prospects of its development. Among the priorities for the modernization and reconstruction of the unit 5-12» PJSC «INTERPIPE NTRP» are the following: transition to direct firmware shells from a round of concast billet in piercing mill, implementation of new technical solutions to reduce technological crops on pilger mill, modernization of the feeding apparatus.

**Keywords:** pipe mill, pilger rolling, the feeding apparatus, seed, pilger head, a direct firmware.

УДК 621.771: 669.01(07)

**Е. Н. СОСЕНУШКИН**, докт. техн. наук, проф., ФГБОУ ВПО МГТУ «СТАНКИН», Москва, Россия

## **ТЕХНОЛОГИИ КОНСТРУКЦИОННЫХ НАНОМАТЕРИАЛОВ С ПОЗИЦИЙ СИНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПОДХОДА**

В статье рассмотрено формирование ультрамелкозернистых и наноструктурных конструкционных материалов с помощью способов интенсивной пластической деформации, создающих условия самоупорядочения хаотично организованной первоначальной зеренной структуры. Системно с позиций синергетики представлены уровни формирования структур конструкционных материалов.

**Ключевые слова:** интенсивная пластическая деформация, макро-, мезо- и микроуровни формирования структур.

**Введение.** Современный уровень развития машиностроения предъявляет повышенные требования к применяемым в конструкциях материалам, в особенности, к легким и прочным сплавам на основе Al и Ti, конструкционным сталям, а также труднодеформируемым сплавам. Характерна потребность в металлах и сплавах с высоким комплексом физико-механических свойств, которые позволят оптимизировать и усовершенствовать конструкции машин, механизмов и устройств, повысить производительность агрегатов, сроки их службы, а также уменьшить массу изделий и узлов, сократить затраты энергии на их привод, и, соответственно, снизить загрязнение окружающей среды. Высоким требованиям, благодаря наличию сильно измельченной структуры, отвечают субмикроструктурные (СМК), а также нанокристаллические (НК) материалы или наноматериалы. Под этими материалами принято понимать материалы, размер кристаллических зерен которых не превышают 100 нм, по крайней мере, в одном направлении. Классификация материалов по размеру частиц приведена на рис. [1]. Выделяют крупнозернистые материалы, СМК – материалы или ультрамелкозернистые, НК – материалы, а также материалы, размер зерен структуры которых, меньше 1 нм. Изучение материалов, обладающих наноструктурой, позволяет оценивать их свойства, а также эксплуатационные характеристики, которые имеют существенное отличие от крупнозернистых аналогов.

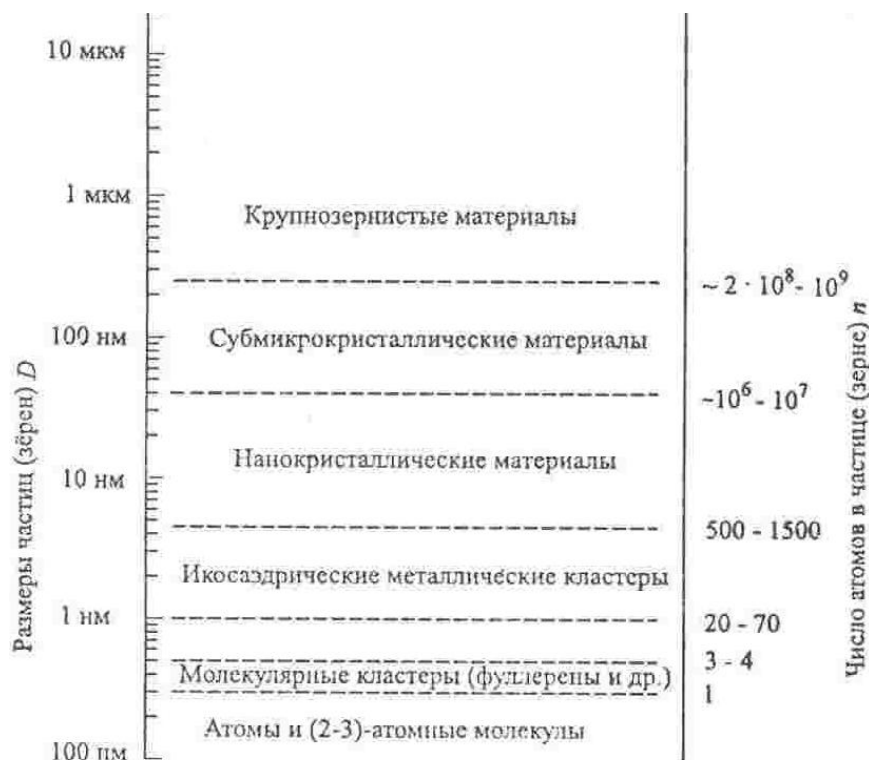


Рис. – Классификация материалов по размеру частиц (зерен)

О важности проблем, связанных с исследованиями в области нанотехнологий, говорит тот факт, что в стране кроме группы компаний, входящих в ОАО Роснано, 100% акций которого находится в собственности государства и целью которого является коммерциализация нанотехнологических разработок, создана всероссийская общественная организация *Нанотехническое общество России*, объединяющая видных ученых и общественных деятелей. Вице-президентом общества является д.ф.-м.н., профессор Г.Г. Малинецкий, неустанно пропагандирующий новые, прорывные идеи и технологии в науке и образовании, одновременно являясь председателем редакционной коллегии серии изданий «Синергетика: от прошлого к будущему». В поддержку актуальности проблем, связанных с нанотехнологиями, выступают и решения правительства, в том числе вышедший в свет 07.07.2011 г. Указ Президента РФ №899 «Об утверждении приоритетных направлений развития науки и техники в Российской Федерации и перечня критических технологий Российской Федерации». В этом документе 6 пунктов критических технологий из 27 содержат упоминание о нанотехнологиях или наноматериалах в различных сферах научной и производственной деятельности. Одним из пунктов Указа является п.16 «Технологии получения и обработки конструкционных наноматериалов», на наш взгляд, напрямую относящийся к машиностроению. Это стало возможным благодаря усилиям многих научных школ, в том числе и технологических, взоры которых уже многие годы обращены к проблеме создания конструкционных материалов с уникальными свойствами за счет реализации известных механизмов формирования в них наноструктур.

На глазах у нынешнего поколения ученых произошла закономерная вещь, в ходе научно-технического прогресса в руках исследователей появились новейшая регистрирующая аппаратура, уникальные технологические машины и оборудование, интеллектуальные средства испытаний, вычислений и измерений, расширившие возможности исследований макро-, микро- и наномира. Т.е. в ходе смены стандартов научных исследований возник новый уровень понимания технологических и металловедческих проблем, связанных с возможностями управления структурообразованием материалов, и прежние задачи представляются в новом свете и для них предлагаются новые решения [2]. Словами философов современное научное общество является катализатором смены парадигмы, которая обеспечит тематикой для будущих исследований ученых и инженеров, в том числе занимающихся решением прикладных проблем, таких как наноинженерия в машиностроении.

В этом смысле прорывными технологиями получения конструкционных наноматериалов являются тиксоштамповка и способы интенсивной пластической деформации [3-8]. Посмотрим на процессы пластической деформации с позиций бурно развивающейся в последние десятилетия нелинейной науки о самоорганизации сложных систем под названием синергетика [9]. Синергетика (от греч. *synergetike* – содружество, коллективное поведение) – наука, изучающая системы, состоящие из многих подсистем самой различной природы; наука о самоорганизации простых систем и превращения хаоса в порядок. Под самоорганизацией понимается появление определенного порядка в однородной массе и последующего совершенствования и усложнения возникающей структуры, т.е. образование структуры происходит как за счет внешнего воздействия, так и за счет внутренней перестройки. Самоорганизация, по определению автора науки, немецкого физика Германа Хакена, – «спонтанное образование высокоупорядоченных структур из зародышей или даже из хаоса, спонтанный переход от неупорядоченного состояния к упорядоченному за счет совместного, кооперативного (синхронного) действия многих подсистем». Синергетика родом из физических дисциплин – термодинамики, радиофизики. Но ее идеи носят междисциплинарный характер. Они подводят базу под совершающийся в естествознании глобальный эволюционный синтез. Поэтому ученые в синергетике видят одну из важнейших составляющих современной научной картины мира. Предназначение синергетики, как науки, и об этом явно говорит ее автор, заключается в том, чтобы определить основные принципы, как из хаоса вырастают высокоорганизованные системы. Так, Г.Хакен в предисловии к своей книге «Синергетика», пишет: «Я назвал новую дисциплину синергетикой не только потому, что в ней исследуется совместное действие многих элементов систем, но и потому, что для нахождения общих принципов, управляющих самоорганизацией, необходимо кооперирование многих различных дисциплин».

Однако вернемся к вопросам прикладным, связанным с технологиями получения конструкционных наноматериалов. Создавая условия для перехода

металла в пластическое состояние, умело используя сочетания траекторий деформирования, управляя размерами очагов деформации и термомеханическими режимами, исследователь создает необходимые условия как фазовых превращений, так и направленной упорядоченности в хаотическом расположении зерен в ходе фрагментации структур. Т.е. основываясь на законах механики сплошных сред [10] и включая различные механизмы пластической деформации [11], удастся вызвать в металле необходимый отклик в виде самоупорядоченности структур на разных этапах деформирования, что неразрывно связано с синергетическим подходом.

Новизна синергетического подхода заключается в следующем [9, 12]. Хаос, в основном выступая как разрушитель, в нашем случае созидает. Понятие «хаос» оказалось гораздо более глубоким, чем представлялось ранее. Поэтому наряду с понятием «хаос» появилось определение «беспорядок», как нарушенный порядок. Хаотическое состояние содержит в себе неопределенность – вероятность и случайность, которые описываются при помощи понятий информации и энтропии. Одной из причин, обусловивших использование синергетического подхода, – необходимость при решении ряда задач науки и техники анализировать сложные процессы различной природы, используя при этом новые математические методы.

Современная наука, как утверждают авторы [12], все чаще формулирует свои закономерности, обращаясь к более богатому и сложному миру нелинейных математических моделей. Новым инструментом изучения нелинейных моделей стал вычислительный эксперимент [12-15]. Ученые получили возможность «проиграть» модель изучаемого процесса во многих вариантах, используя мощные ЭВМ. И что особенно важно – вычислительный эксперимент может привести к открытию новых явлений. Для этого нужны понятия, подходы, обобщения, которые отражают важнейшие общие черты исследуемых явлений и помогают построить их адекватные математические модели [9, 12, 15-18]. Все это также стало мощным стимулом развития синергетики.

В синергетике широко используют уравнения в частных производных. Эти уравнения – инструмент исследования нестационарных процессов, в которых изучаемые величины могут изменяться не только во времени, но и в пространстве. Разрабатываться он начал два века назад в связи с необходимостью решения задач гидродинамики и механики сплошных сред. Наиболее простыми и детально изученными являются линейные уравнения в частных производных [12].

Обратимся к механике сплошной среды [10], в некоторых разделах которой основополагающими являются дифференциальные уравнения равновесия в частных производных. Здесь также прослеживается синергетический подход.

**Цель исследований, постановка проблемы.** Дать научное обоснование с позиций синергетики и выявить особенности формирования структур на различных масштабных уровнях пластической деформации.

**Материалы исследований масштабных уровней пластической деформации.** Макроскопический масштабный уровень для поликристаллических материалов рассматривают в отношении всего деформируемого тела или его выделенного объема. Минимальные макроскопические размеры  $l_{imin}$  для объемного тела обычно принимают не менее  $10d_c$ , где  $d_c$  – средний размер зерен [2]. Это означает, что средние свойства материала в любом выбранном объеме тела, ограниченном радиусом не менее  $5d_c$  будут примерно одинаковыми и характерными для всего тела в целом. Осреднение свойств на макроуровне позволяет рассматривать кристаллическое тело как сплошную среду с постоянной плотностью, состоящую из материальных точек с бесконечно малыми размерами, а его деформированное состояние – как результат относительных перемещений таких точек, определяемый методами механики сплошных сред [10].

При анализе деформированного состояния материальную точку с окрестностями представляют в виде куба с ребром равным  $dx_i$ , где индекс  $i$  – принимает значения 1, 2, 3 для главной трехмерной пространственной системы координат [19]. На площадках куба действуют напряжения, приводящие к изменению его размеров и формы. Деформация в бесконечно малой окрестности материальной точки описывается симметричным относительно главной диагонали тензором деформаций. Компоненты тензора, расположенные на главной диагонали, характеризуют относительную степень растяжения и/или сжатия линейных размеров материальной точки. Оба индекса у осевых компонент деформации принимают одинаковыми и из значения определяют как  $\varepsilon_{ii} = \Delta(dx_i)/dx_i$ , где  $\Delta$  – приращение или уменьшение длины ребра  $dx_i$  куба при деформации. Остальные 6 компонент имеют неодинаковые индексы и характеризуют изменение углов при деформации изначально прямых углов между смежными гранями кубического элемента и их называют деформациями сдвига [2, 5, 10, 11, 19, 20].

С учетом симметричности тензора и условия несжимаемости деформируемого тела, число независимых компонент, полностью определяющих деформированное состояние в материальной точке, равно 5. Если в каждой материальной точке тела тензоры деформации равны, т.е. равны соответствующие компоненты тензоров, то деформация является однородной. Как правило, большие деформации, имеющие место при интенсивной пластической деформации, неоднородны [3, 4, 11, 19].

На практике расчет тензорных полей деформации, требующий применения специальных компьютерных программ, сложен и неудобен для анализа. Поэтому деформированное состояние материала удобно оценивать скалярной величиной истинной степени деформации – с точностью до постоянной, равной корню квадратному из второго инварианта тензора деформации.

Для измельчения структуры большое значение имеет применяемая схема деформирования [11, 19, 20], зависящая от схемы нагружения,



предопределяющей траекторию деформации материала. По длине траектории оценивают степень деформации, по кривизне – характер процесса [2, 3, 10, 20].

Траектория с малой кривизной свойственна монотонным процессам, в которых главная ось тензора деформации (след тензора) не поворачивается относительно координатных осей, связанных с деформируемым образцом. С увеличением кривизны или изломов траектории немонотонность возрастает. В теории обработки металлов давлением к немонотонным и существенно немонотонным относят такие процессы, в которых угол между направлениями деформирования в двух последовательных проходах меняется соответственно на  $90^\circ$  и  $180^\circ$  [2, 10, 20].

Строго говоря, к монотонным относят только голономные процессы, отличающиеся тем, что в них напряжение течения материала не зависит от скорости деформирования. Пластическое течение кристаллических материалов даже при простейших схемах деформирования – процесс неголономный [2, 3]. Например, если процесс растяжения металлического образца остановить, а затем вновь продолжить, т.е. снизить скорость до нуля, а затем восстановить прежнюю, то зависимость напряжения течения от деформации при повторном напряжении будет иметь иную форму кривой по сравнению с первоначальной. По этой причине все многопереходные процессы в ОМД являются немонотонными. Однако, в обычных процессах деформирования, таких как прямое прессование, прокатка и волочение заготовка вытягивается в одном направлении – вдоль продольной оси, и в этом случае повороты главной оси тензора деформации относительно этого направления незначительны, что позволяет отнести эти процессы к квазимоноотонным. Вследствие постоянства направления удлинения образца в квазимоноотонных процессах угол между напряжением и направлением сдвига становится малым, а фактор Шмидта – косинус этого угла – большим. В металлах при квазимоноотонной деформации образуется ярко выраженная аксиальная текстура и, преимущественно, формируются мелкие субзерна, а не зерна [2, 3, 21].

Способы интенсивной пластической деформации, такие как кручение под высоким квазигидростатическим давлением [4], равноканальное угловое прессование (РКУП) [5], всесторонняя ковка [11], винтовая экструзия [7, 22] и другие – это примеры немонотонных процессов деформирования. В этих способах инструментом активно задается переменная по величине и направлению скорость деформирования, соответственно, изменяется направление деформирования материала и положение следа тензора деформации по отношению к системе координат, связанной с заготовкой. Течение материала в этих условиях приобретает ротационный («вихревой») характер. Изменение направления деформирования приводит к преимущественному по сравнению с квазимоноотонными процессами формированию зерен, а не субзерен [2, 3, 21, 23].

Существенное влияние на измельчение структуры оказывают особенности реализуемой механической схемы деформации [11, 19, 20].

Для того чтобы зерна деформировались так же, как и образец в целом, необходимо наличие в каждом из них пяти независимых систем скольжения дислокаций [10]. Однако в поликристаллах кристаллические решетки соседних зерен развернуты на большие углы относительно друг друга. Вследствие этого в подавляющем большинстве случаев одновременно работают одна или две, реже три или четыре системы скольжения дислокаций. Это приводит к возникновению скоплений дислокаций в приграничных областях зерен и повышению внутренних напряжений в деформируемом металле. Необходимое для продолжения деформации изменение структуры осуществляется путем перестройки скоплений дислокаций в малоугловые границы, приводящих к образованию областей разориентации, называемых фрагментами и вследствие возникновения между фрагментами поворотов, свидетельством которых являются изменения текстурных плотностей [2]. С точки зрения развития пластической деформации фрагментация – это процесс, в результате которого на месте исходных зерен образуется большое количество небольших по размерам малоугловых областей разориентации. При фрагментации происходит замена множества (протяженности) большеугловых границ зерен, непреодолимых для дислокаций, большим множеством малоугловых границ, через которые дислокации могут проходить. Явление фрагментации структуры и образование мелких зерен обусловлены эволюцией дефектов кристаллической структуры рассматриваемых на микро и мезоуровнях [3].

**Микроскопический уровень.** Микроструктура металлических материалов характеризуется распределением по объему зерен – кристаллитов микродефектов. К таким дефектам, прежде всего, относят линейные дефекты – дислокации, а также планарные дефекты – дефекты упаковки, границы зерен и фаз. В двух поперечных направлениях размеры дислокационной линии соизмеримы с периодом кристаллической решетки, а её длина на порядки превосходит период и может достигать размера зерна. Протяженность границ в двух направлениях в несколько раз больше размеров обособляемых ими зерен и фаз, при этом толщина границ составляет всего  $1 \div 3$  межатомных расстояния [3].

Количественные оценки масштабов микроуровня в разных работах отличаются. Например, в [21] микроуровень характеризуют диапазоном  $\sqrt{\rho} \ll 1 \leq d$ , где  $\rho$  – скалярная плотность дислокаций,  $d$  – размер зерна,  $\sqrt{\rho} - 100b - 10^{-8}$  м), а в работе [23] этот уровень ограничивают диапазоном размеров  $(1 \div 30)b$  и объемом  $(100 \div 1000)V_a$ , где  $V_a - b^3$  объем атома.

Очевидно, что в зависимости от размера зерен в металлах, который в общем случае может быть в пределах от нескольких десятков миллиметров до нескольких нанометров, верхняя граница микроуровня будет существенно различаться.

Так как дислокации являются наиболее важными дефектами микроструктуры, с эволюцией которых, связано измельчение зерен при деформации, то свободный пробег дислокаций – путь от места их возникновения до остановки на препятствиях, можно использовать для характеристики масштаба микроуровня. Свободный пробег дислокаций зависит

от химического и фазового состава, исходных размеров зерен, энергии дефектов упаковки, степени деформации. В предельном случае максимальный пробег дислокаций, как уже отмечено, ограничен расстоянием между большеугловыми границами, т.е. размером зерен, а минимальный пробег – расстоянием от места возникновения до неподвижного скопления дислокаций [2]. Хотя в том и другом случае перемещения дислокаций на порядки превосходят межатомные расстояния, тем не менее, в сильно деформированном состоянии металла, где возникает много малоподвижных скоплений дислокаций, их свободный пробег становится намного меньше, чем в исходном мало деформированном состоянии. Соответственно, с уменьшением расстояния свободного пробега дислокаций сужается и масштаб микроуровня. Более того, при больших плотностях дислокаций их поведение приобретает коллективный характер, и в этом случае рассматривают уже поведение не индивидуальных дислокаций, а их сильно взаимодействующих ансамблей, что изменяет механизм деформации. Масштабный уровень перемещения таких скоплений дислокаций рассматривают уже в промежуточном между макроскопическим и микроскопическим уровне – мезоуровне [3].

На микроуровне рассматривают относительные сдвиги зерен по разделяющим их границам, т.е. сдвиг в плоскости границы – зернограничное проскальзывание. Такие сдвиги существенны по сравнению с межатомными расстояниями и могут перемещать их друг относительно друга на расстояния, соизмеримые с размерами зерна, т.е. приводят к смене соседей. Для описания таких сдвигов используют в основном два подхода. В первом используют так называемые зернограничные дислокации (ЗГД) [2]. Во втором – вакансии, концентрация которых в границах зерен, особенно большеугловых с неупорядоченной структурой, существенно больше, чем объемах кристаллической решетки. В пределе измельчение зерен приводит к аморфизации металлов. В аморфизированном состоянии отсутствует упорядоченное кристаллическое расположение атомов и поэтому теряется смысл описывать его такими нарушениями, как дислокации. Представление сдвига по границам зерен, как перемещения ЗГД, оправдано для относительно больших размеров зерен, в границах которых плотность таких дислокаций еще не достигла предельной, оцениваемой значением порядка  $10^8 \text{ м}^{-1}$  [3, 6].

На микроуровне в соответствии с [2, 3] при интенсивной холодной деформации выделяются три стадии структурных изменений, в результате которых образуются зёрна с высокоугловыми границами общего типа:

- на начальном этапе деформации формируется ячеистая структура;
- с увеличением деформации происходит уменьшение толщины стенок ячеек и плотность дислокаций в них становится выше критической. Это приводит к развитию возврата. В результате слияния дислокаций противоположных знаков в стенках ячеек остаются избыточные внесённые дислокации двух знаков;
- при дальнейшем деформировании повышение плотности дислокаций с вектором Бюргерса, перпендикулярных границе, ведёт к увеличению их

разориентировок и превращению ячеек в зёрна. В то же время увеличение скользящих дислокаций повышает дальнедействующие поля упругих напряжений.

Сформированные таким образом границы зёрен являются сильно неравновесными. Вокруг них существуют области значительных искажений кристаллической решётки, вызванные полями упругих дальнедействующих напряжений, внесённых зернограничных дислокаций, часть которых (скользящие ЗГД) при своём движении приводят к зернограничному проскальзыванию и относительному смещению зёрен.

**Мезоскопический уровень.** При деформациях  $\varepsilon \geq 0,2 \div 0,3$  на возникновение и перемещение отдельной дислокации существенное влияние оказывают внутренние напряжения, создаваемые скоплениями дислокаций, которые при таких деформациях преобразуются в новые формы – границы слабо ориентированных областей и различные коллективные ансамбли сильно взаимодействующих и взаимосвязанных дислокаций, рассматриваемых как мезодефекты. Характер перемещения мезодефектов отличается от перемещений дислокаций тем, что их движение носит некристаллографический характер и оставляет в кристаллическом материале след в виде новообразованной внутренней поверхности – полосовой границы [3].

На мезоуровне при интенсивном немономонном деформировании количество пересечений полосовых структур нарастает в большей мере, чем при монотонном деформировании. Существенное различие в угловых ориентировках продольных и поперечных границ фрагментов расположенных в них, очевидно, способствует ускоренному переходу материала от полосовых структур к фрагментированным с нарастающими углами разориентировки [2].

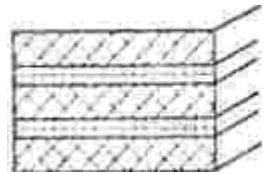
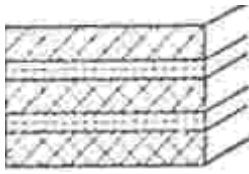
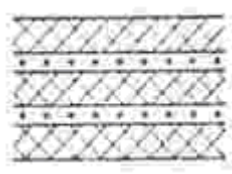

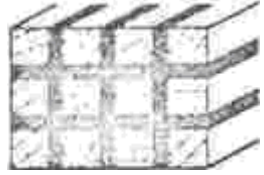
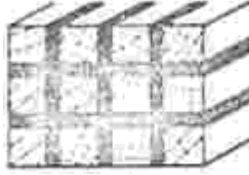
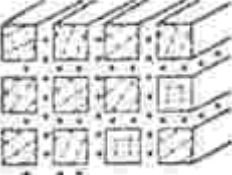
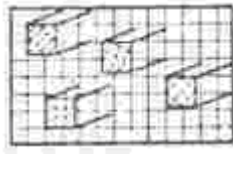
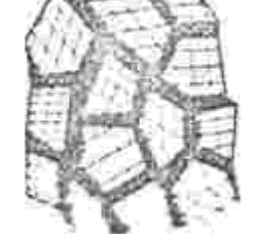
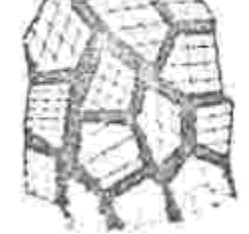

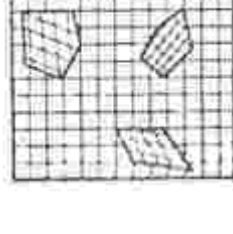
Характерная для мезоскопического уровня область в крупнозернистых материалах простирается от размера порядка 0,1 мкм до 1000 мкм. Столь широкий мезоскопический диапазон нередко разделяют на два интервала с границей между ними порядка нескольких десятков микрометров, что соответствует размерам таких структурных элементов как ячейка, блок, субзерно и других областей разориентации, возникающих в пределах деформируемых исходных зёрен. Максимальный размер второго интервала соответствует размерам зерна или группы зёрен, в пределах которых образуются деформационные полосы и полосы сдвига – мезополосы.

Масштабы мезоуровня можно определить по размерам образующихся при деформации описанных мезодефектов и величине их некристаллографических перемещений, которые в конкуренции с дислокационным сдвигом становятся основным механизмом деформирования.

При интенсивных деформациях различие в размерах между такими структурными элементами как дислокационные ячейки, блоки, микрополосы (в поперечном направлении) и зерна нивелируются вследствие уменьшения их размеров до значений  $\sim 0,1$  мкм и менее. В конечном счете, формируется практически одинаковые в размерах зерна и субзерна с преобладанием доли большеугловых границ. Т.е. имевшие место в структуре мезодефекты фрагментируются и переходят на микро- и субмикроструктурные уровни.

Поэтому оценка масштаба мезоуровня в субмикроструктурных и нанокристаллических материалах по размерам структурных элементов, характерным для крупнозернистых состояний теряет смысл [21].

Таблица. Классификация консолидированных наноматериалов по составу, распределению и форме структурных составляющих

Форма	Однофазный состав	Многофазный состав		
		Статическое распределение		Матричное распределение
		Идентичные границы	Неидентичные границы	
Пластинчатая				
Столбчатая				
Равноосная				

**Структурные уровни металлических материалов.** В соответствии с [23] приведена классификация наноматериалов (табл.). В зависимости от химического состава, а также распределения фаз можно выделить однофазные, статические многофазные (с идентичными или неидентичными поверхностями раздела), а также матричные многофазные.

В зависимости от формы наноматериалы разделяют на пластинчатые, столбчатые и равноосные.

**Выводы:** 1. Дано обоснование формированию структур конструкционных материалов с позиций синергетики, как процесса самоупорядоченности в результате направленного действия применяемых способов интенсивной пластической деформации. 2. В зависимости от рассматриваемого масштабного уровня пластической деформации и, несмотря на идентичные механизмы деформации, конечный результат формирования структур на каждом из уровней будет разным, определяющим фактором которого является уровень накопленных деформаций в материале.

**Список литературы:** 1. Гусев А.И. Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнологии. – М.: ФИЗМАГЛИТ, 2005. – 416с. 2. Утяшев Ф.З. Современные методы интенсивной пластической деформации. – Уфа: УГАТУ, 2008. – 313с. 3. Кайбышев О.Л., Утяшев Ф.З. Сверхпластичность, измельчение структуры и обработка труднодеформируемых сплавов. – М.: Наука, 2002. – 438с. 4. Бриджмен П. Исследования больших пластических деформаций и разрыва. Влияние высокого

гидростатического давления на механические свойства материалов. – М.: Изд. Иностранной литературы, 1955. – 444с. **5.** *Сегал В.М., Резников В.И., Копылов В.И. и др.* Процессы пластического структурообразования металлов. – Минск: Наука и техника, 1994. – 232с. **6.** *Латыши В.В., Салищев Г.А., Кандаров И.В., Жеребцов С.В., Измайлова Н.Ф., Половников В.М.* Эффективность применения интенсивной пластической деформации в технологическом процессе изготовления поволоков лопаток. // Кузнечно-штамповочное производство – Обработка металлов давлением. – 2012 – №8. – С.18-25. **7.** *Бейгельзимер Я.Е., Варюхин В.Н., Орлов Д.В., Сынков С.Г.* Винтовая экструзия – процесс накопления деформаций. – Донецк: Фирма ТЕАН, 2003. – 87с. **8.** *Сосенушкин Е.Н., Овечкин Л.М., Сосенушкин А.Е.* Совершенствование процессов интенсивной пластической деформации. // Вестник МГТУ «СТАНКИН» – 2012. – №1 (18). – С.22-25. **9.** *Малинецкий Г.Г.* Математические основы синергетики: Хаос, структуры, вычислительный эксперимент. – М.: Книжный дом «ЛИБРОКОМ», 2012. 312 с. **10.** *Ильющин А.А.* Механика сплошной среды. – М.: Изд. Моск. Ун-та, 1978. – 287 с. **11.** *Томсен Э.* Механика пластических деформаций при обработке металлов / Э. Томсен, Ч. Янг, Ш. Кобаяши; пер. с англ. под ред. проф. Унксова. М.: Машиностроение, 1968. 504 с. **12.** *Курдюмов С.П., Малинецкий Г.Г.* Синергетика – теория самоорганизации. Идеи, методы, перспективы. Серия: «Математика, кибернетика». – М.: Знание, 1983. – 64 с. **13.** *Сосенушкин Е.Н., Овечкин Л.М., Сосенушкин А.Е.* Экспериментальная проверка адекватности компьютерного моделирования процесса равноканального углового прессования. / Состояние, проблемы и перспективы развития кузнечно-прессового машиностроения и кузнечно-штамповочных производств. – Рязань: ОАО «Тяжпрессмаш», 2009. – С.169-174. **14.** *Сосенушкин А.Е., Артеc А.Э., Сосенушкин Е.Н.* Математическое моделирование равноканального углового прессования. // Технология машиностроения. – №12. – 2011. – С.53-56. **15.** *Сосенушкин А.Е., Сосенушкин Е.Н., Яновская Е.А.* Моделирование кинематически возможных полей скоростей процесса углового прессования в пересекающихся каналах для расчета энерго-силовых параметров. / Фундаментальные физико-математические проблемы и моделирование технико-технологических систем. Вып. 15. Материалы II международной научной конференции «Моделирование нелинейных процессов и систем». Том 2. – М.: ФГБОУ ВПО МГТУ «СТАНКИН», 2013 – С.185-193. **16.** *Сосенушкин Е.Н., Сосенушкин А.Е.* Оценка силовых параметров и деформированного состояния заготовки при равноканальном угловом прессовании. / Труды международной научно-технической конференции «Современные металлические материалы и технологии». – СПб: Санкт-Петербургский ГТУ, 2011. – С.233-235. **17.** *Сосенушкин Е.Н., Яновская Е.А., Сосенушкин А.Е.* Верхняя оценка силовых и деформационных параметров равноканального углового прессования в параллельных каналах. // Известия Самарского научного центра РАН. Том 14. №4(5). 2012. С.1291-1294. **18.** *Сосенушкин Е.Н., Овечкин Л.М., Климов В.Н., Сосенушкин А.Е., Сапронов И.Ю.* Влияние кинематики течения металла на эволюцию микроструктуры и свойства заготовок при равноканальном угловом прессовании. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. №11. 2012. С. 19-22. **19.** *Сторожев М.В., Попов Е.А.* Теория обработки металлов давлением. Учебник для вузов. – М.: Машиностроение, 1977. – 423с. **20.** *Ганаго О.А.* Критерий выбора механических схем деформации с развитыми сдвигами. / Сб. Статей Второго Китайско-советского семинара по теории и технологии кузнечно-штамповочного производства. – Пекин, 1990). – С.1-6. **21.** *Валиев Р.З., Александров И.В.* Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. – М.: Пегас, 2000. – 272с. **22.** *Бейгельзимер Я.Е., Прокофьева О.В., Кулагин Р.Ю.* Пластичность субмикроструктурных материалов. / Обработка материалов давлением. – Краматорск: ДГМА, 2009. – №2(21). – С. 115-118. **23.** *Андреевский Р.А.* Наноструктурные материалы. Уч. пособие для студентов вузов. – М.: ИЦ «Академия», 2005. – 192с.

Надійшла до редколегії 29.10.2013

УДК 621.771: 669.01(07)

**Технологии конструкционных наноматериалов с позиций синергетического подхода // Сосенушкин Е. Н. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 156–167. Библиогр.: 23 назви.**

У статті розглянуто формування ультрадрібнозернистих і наноструктурних конструкційних матеріалів за допомогою способів інтенсивної пластичної деформації, що створюють умови самовпорядкування хаотично організованою первісною зеренною структурою. Системно з позицій синергетики представлені рівні формування структур конструкційних матеріалів.

**Ключові слова:** інтенсивна пластична деформація, макро-, мезо-і мікрорівні формування структур.

In article formation of ultrafine-grained and nanostructural constructional materials by means of the ways of the intensive plastic deformation creating conditions of self-streamlining of chaotically organized initial zero structure is considered. Systemically from positions of synergetics levels of formation of structures of constructional materials are presented.

**Keywords:** intensive plastic deformation, macro – meso – and microlevels of formation of structures.

УДК 628.16:621.981.3

**О. І. ТРИШЕВСЬКИЙ**, докт. техн. наук, проф., ХНТУСГ  
ім. П. Василенка, Харків;

**М. В. САЛТАВЕЦЬ**, інженер, ХНТУСГ ім. П. Василенка, Харків.

## **ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ОЦІНКИ ЗУСИЛЬ НА ВАЛКИ ШТАБИ, ЩО ПРОКАТУЄТЬСЯ**

Викладені результати досліджень щодо підвищення точності визначення зусиль на валках при прокатці штаби при використанні матеріалів математичної моделі прокатки для уточнення розподілу температури по перерізу штаби. Проведено порівняння отриманих результатів з даними експериментальних досліджень прокатки штаби на стані 2250 Алчевського металургійного комбінату.

**Ключові слова:** гаряча прокатка, штаба, математична модель, тепловий стан, розподіл фактичної температури, зусилля прокатки.

**Вступ.** Потреби ринку змусили виробників металопродукції скорегувати сортамент штаб, що прокатуються, в напрямку зменшення їх товщин. Інколи це приводило до аварії на прокатних станах (поломок валків) з суттєвими збитками. Поломки валків мали місце і на листових станах Алчевського металургійного комбінату (АМК) при спробі прокатати штаби меншої товщини і більшої ширини.

**Аналіз останніх досліджень та літератури.** Відомо, що під час пуску станів і освоєння сортаменту виробники мають аналогічні проблеми. В певній мірі це є наслідком того, що на сьогодні немає достатньо точної та надійної методики визначення силових параметрів процесу гарячої прокатки, повністю враховуючої усі аспекти процесу. Тому при проектуванні режиму прокатки, який повинен звести до мінімуму поломки обладнання, необхідно вірно оцінювати зусилля на валки.

Звичайно силу, що діє на валки, визначають за формулою [1]:

$$P = F \times p_{cp}, \quad (1)$$

де  $P$  – загальний тиск штаби на валки;

$F = B \times L_d$  – площа контакту;

$B$  – ширина штаби;

$L_d$  – довжина зони деформації;

$p_{cp} = n_\gamma n_\sigma \sigma_\phi$  – контактний тиск штаби на валки;

$n_\gamma$  – коефіцієнт, що враховує вплив середньої нормальної напруги (1÷1,15);

$n_\sigma$  – коефіцієнт напруженого стану (0,8 ÷ 8);

$\sigma_\phi$  – фактичний опір формозміни з урахуванням впливу температури, швидкості і ступеню деформації.

$$\sigma_\phi = n_T n_H n_V \sigma_T \quad (2)$$

Коефіцієнти  $n_T$ ,  $n_H$ ,  $n_V$  враховують вплив на опір деформації відповідно температури, наклепу і швидкості деформації. Межа текучості  $\sigma_T$  є основною характеристикою механічних властивостей штаби, що деформується.

Характер впливу температури прокатки на  $\sigma_\phi$  залежить від величини і швидкості деформації, а вплив останньої, в свою чергу, від температури і наклепу. Вплив швидкості деформації на тиск штаби на валки при прокатці вивчено недостатньо.

При визначенні довжини зони деформації використовують залежність

$$L_d = \sqrt{R \times \Delta h} \quad (3)$$

де  $R$  – радіус валка;

$\Delta h$  – обтиснення в проході.

**Мета досліджень, постановка проблеми.** Виробничникам дуже важко точно визначити зусилля на валки, користуючись залежностями (1–3), бо значення коефіцієнту  $n_\sigma$  змінюється в дуже широких межах (0,8÷8). Значення коефіцієнтів  $n_T$ ,  $n_H$ ,  $n_V$  залежать від температури, а температура по перерізу штаби в зоні деформації – невідома. Практично режими обтиснення визначають експериментальним шляхом на діючому обладнанні. Внаслідок цього, трапляються поломки обладнання. З урахуванням зазначеного метою даного дослідження є підвищення точності визначення зусиль на валках при прокатці штаби з використанням матеріалів математичної моделі прокатки для уточнення розподілу температури по перерізу штаби.

**Матеріали досліджень.** Для розробки методики оцінки зусиль штаби на валки були використані дані дослідження тиску штаби на валки при прокатці 106 слябів в чистовій клітці на стані 2250 АМК [2]. Внаслідок того, що вплив швидкості деформації на тиск штаби на валки при прокатці вивчено недостатньо, а коефіцієнт напруженого стану  $n_\sigma$  практично невідомий приймали, що коефіцієнти  $n_\sigma = n_T = n_H = n_V = 1$ , бо припустиму похибку в 15% вже закладено в значення коефіцієнту  $n_\gamma$  (1÷1,15).

Максимальне значення похибки в 15 %, що допустима в інженерних розрахунках, при підстановці в рівняння коефіцієнту, значення якого змінюються не на 10÷15%, а в 10 разів ( $n_\sigma = 0,8\div 8$ ) [3] витримати неможливо.

Відомо, що межа текучості металу  $\sigma_T$  при розтягуванні залежить від діаметру зразка [4]. У відповідності до стандарту зразок для випробувань приймається діаметром 7,5 мм.

Оскільки у стандартах відсутня інформація про значення межі текучості при високих температурах, зрозуміло, що ці дані необхідно або



знайти у технічній літературі, або визначити самостійно. Найбільшу похибку при обчисленні вносить помилкове визначення фактичної величини опору деформації  $\sigma_\phi$ , замість якої часто приймають межу текучості  $\sigma_T$ , або межу міцності  $\sigma_B$  [3].

В таблиці 1 представлено результати, що були отримані при виконанні роботи [2].

Згідно з технологічною інструкцією ТИ 229-ПГЛ-О34-109-98 "Производство толстолистовой стали на стане 2250" (Алчевск, 1998 г.), припустиме зусилля прокатки на кліть становить 2600 т.

Як видно з таблиці 1, прокатка перших трьох слябів показала, що зусилля на валки у всіх проходах, крім першого, перевищують припустимі. Окрім того, при спробі скористатися експериментальними даними [2] і залежностями (1–3) отримали значення, що перевищують питомі тиски при холодній прокатці – 70 кг/мм<sup>2</sup> (таблиця 1).

Дані для стовпців 1- 6 (таблиці 1) взято з роботи [2]. Експериментальні дослідження на Алчевському металургійному комбінаті підтвердили, що існуючі теоретичні методи визначення зусиль при прокатці базуються на не зовсім точному уявленні про характер течі металу у зоні деформації.

Відомо, що при зниженні температури на 20°C (від 1200°C), зусилля на валки, при гарячій прокатці, збільшуються на 10 % [1]. Таким чином, при похибці під час визначення температури на 20°C, що становить 1,67 % (від 1200°C), маємо похибку при визначенні зусиль на валки на межі допустимої в інженерних розрахунках (10%).

Практично, до цього часу, не було змоги встановити характер змін температури у середині штаби, що прокатується. Температуру штаби визначали, в основному, після її перерізу шляхом замірів у виробничних умовах [5,6,7].

Таблиця 1. Тиск штаби на валки у чистовій клітці стана 2250 АМК

Сталь	Ширина листа, м	Сляб, №	Прохід, №	Тиск штаби на валки, Р, т	Температура прокатки, °С	Питомий тиск р, кг/мм <sup>2</sup>	
65Г	2	1	1	2293	830	20,87	
			2	2868		33,01	
			3	3273		45,03	
			4	3153		825	66,27
			5	3022		92,97	
65Г	2	2	1	2293	915	20,87	
			2	2838		32,67	
			3	2838		39,05	
			4	3176		810	66,75
			5	2934		90,27	
65Г	2	3	1	2472	940	22,5	
			2	3022		34,79	
			3	3593		49,43	
			4	3455		870	72,61
			5	3552		109,28	

Після створення математичних моделей для обчислення теплового стану штаби [8] і розробки пакетів Windows-сумісних програм на мові С++ для їх реалізації, з'явилась можливість визначити температуру по перерізу штаби на стадії проектування технологічного процесу.

На рис.1 поєднанні данні експериментальної роботи [2], присвяченої визначенню тиску штаби на валки чистової кліти стану 2250 АМК, з теоретичними розрахунками температури штаби по перерізу після першого проходу виконаними згідно з математичною моделлю для обчислення теплового стану штаби [8]. Як видно з рис.1, температура поверхні штаб у зоні деформації знижується з 1020°C до 697°C. Температура середини штаби у зоні деформації залишається практично незмінною.

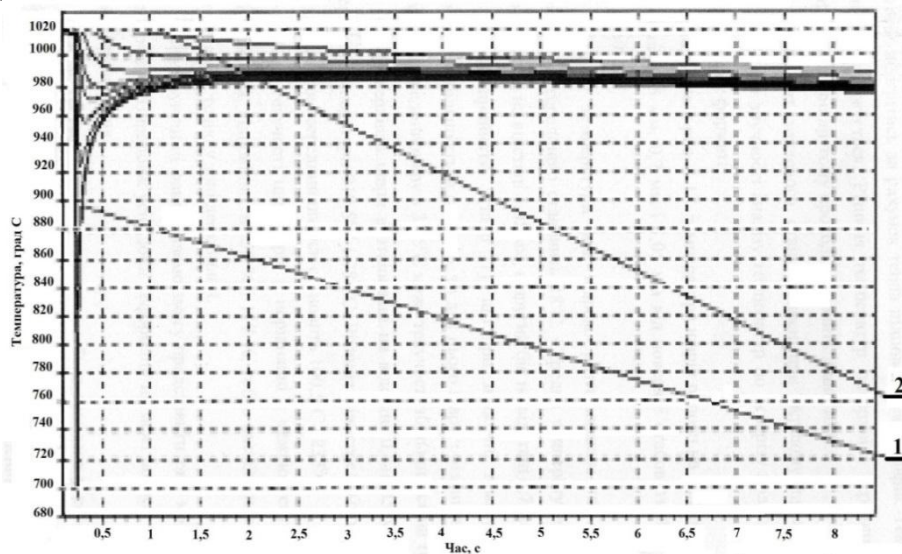


Рис. 1 – Теплове поле штаби при прокатці в чистовій кліті стану 2250 АМК.  
1 – температура поверхні штаби; 2 – температура середини штаби.

Після першого проходу в кліті поверхня штаби на ділянці до другого проходу встигає відігрітися за рахунок тепла підповерхневих шарів. Температура середини, навпаки, знижується. Різниця температур поверхні і середини на вході в зону деформації при другому проході становить лише 16°C.

Фрагмент теплового стану штаби на першому проході представлено на рис. 2. для зручності аналізу температур по перерізу штаби в зоні деформації, у збільшеному форматі.

Як видно з рис. 2. температура шарів штаби на виході з зони деформації на відстані 0,35 мм, 0,7 мм і 1,05 мм від поверхні становить 874°C, 965°C і 1002°C, відповідно.

Різниця температури між шаром, розташованим на відстані 1,05 мм від поверхні, і серединою становить 18°C. Середня температура шару, один бік якого знаходиться на відстані 1,05 мм, а другий бік на відстані 0,7 мм становить 983,5°C.

Якщо прийняти, згідно [1], що при зниженні температури на 20°C межа текучості збільшується на 10 %, то для цього шару з різницею температур

середини штаби і середини шару в  $36,5^{\circ}\text{C}$  межа текучості збільшиться на 18,2%.

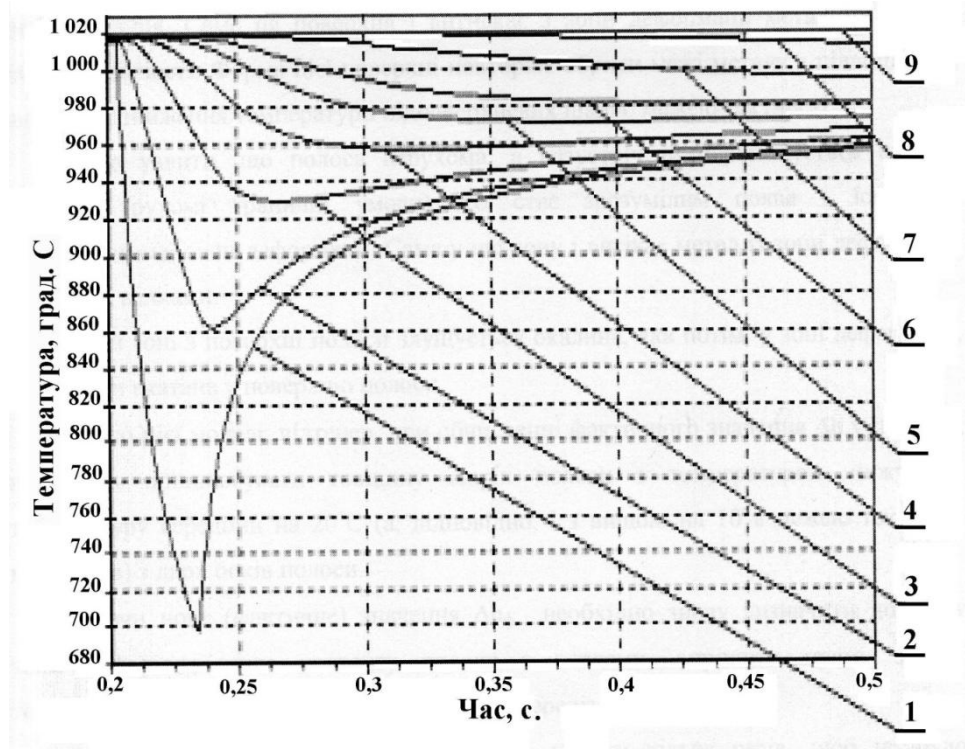


Рис.2 – Фрагмент теплового поля штаби.

- 1) – поверхня; температура на відстані від поверхні штаби: 2) -0,35 мм; 3) – 0,7 мм; 4) – 1,05 мм; 5)- 1,4 мм; 6)-1,8 мм; 7) – 2,9 мм; 8) – 4 мм; 9) – середина штаби.

Підповерхневі шари розташовані на відстані  $0,7 \div 0,35$  мм і  $0,35 \div 0$  мм мають середні температури  $919,5^{\circ}\text{C}$  і  $785^{\circ}\text{C}$ . Різниця між середньою температурою шарів і температурою середини штаби становить  $100,5^{\circ}\text{C}$  і  $235^{\circ}\text{C}$ .

Межа текучості цих шарів у порівнянні з межею текучості середини штаби збільшилася, відповідно, на 50 % і 117 %, тобто настільки, що не може навіть бути мови про їх течію у зоні деформації.

Враховуючи ці факти, маємо змогу представити таку модель течії метану в зоні деформації. Впродовж усієї зони деформації на межі штаба – окалина – валок існує зона прилипання.

Це збігається з припущенням, яке було зроблене у роботі [3]. Підповерхневі шари, з межею текучості більшою ніж межа текучості неохолоджених (внутрішніх) шарів штаби, залишаються нерухомими по відношенню до поверхні валків. В зоні деформації, точки на протилежних поверхнях валків переміщуються назустріч одна одній. Відстань між ними зменшується до мінімальної – на лінії, що з'єднує вісі валків. Внаслідок цього метал, що має більшу межу текучості, ніж основна маса штаби, і нерухомий по відношенню до валків, утворює нову поверхню деформування. Саме ця поверхня і витискає з зони деформації метал з меншою межею текучості. Форма цієї поверхні повторює обриси межі металу з підвищеною, внаслідок зниження температури підповерхневих шарів, межею текучості.

Якщо уявити, що штаба нерухома, а назустріч їй переміщується кліть з валками (рухомі граничні умови), то стає зрозумілим поява і існування позаконтактної зони деформації. Саме у цю зону і витікає метал із зони деформації, стиснутої валками.

У цій зоні з поверхні штаби злущується окалина, яка потім, у зоні деформації, може бути вкатана у поверхню штаби.

Згідно цієї моделі, відтепер, при обчисленні фактичного значення  $\Delta h$  у проході, необхідно приплюсувати товщину шарів штаби з температурою нижче за температуру середини на  $20^{\circ}\text{C}$  (а, відповідно, і з вищою на 10% межею текучості цих шарів) з двох боків штаби.

Маючи нове (фактичне) значення  $\Delta h_{\phi}$ , необхідно знову визначити довжину зони деформації, час контакту штаби з валками, вирішити пряму задачу теплопровідності і з'ясувати температури по перерізу штаби.

Таким, ітеративним шляхом необхідно пройти кілька разів, щоб не було суттєвої різниці при обчисленні довжини зони деформації.

Таблиця 2 .Оцінка достовірності теоретичного обчислення питомого тиску штаби на валки

Марка сталі	Ширина штаби, м	Сляб, №	Прохід №	Товщина на вході, мм	Товщина на виході, мм	Зусилля прокатки, т	Температура $^{\circ}\text{C}$	Розрахункові зусилля, т	Похибка обчислень %
Ст.3сп	1,8	42	1	24,6	16,6	2536	1010	2427	4,3
			2	16,6	11,8	2828	990	2900	2,5
			3	11,8	8,7	2777	950	2805	1,0
			4	8,7	6,8	2902	935	2810	3,4
			5	6,8	6,0	2159	860	2085	3,4
Ст.3сп	2	53	1	24	16,0	2902	970	3000	3,4
			2	16	10,5	3321	955	3466	4,4
			3	10,5	7,0	3306	910	3337	0,9
			4	7,0	5,8	3176	885	3263	2,7
			5	5,8	5,0	2431	830	2368	2,6
Ст.3Гсп	2	59	1	22	13,5	2702	980	2887	6,8
			2	13,5	9,1	3285	965	3265	0,6
			3	9,1	6,8	3306	920	3264	1,3
			4	6,8	5,6	3080	890	3159	2,6
			5	5,6	5,0	2246	820	2149	4,3
45	1,8	63	1	22,4	13,9	2317	1010	2470	6,6
			2	13,9	9,6	2687	1000	2635	1,9
			3	9,6	7,2	2924	940	2883	1,4
			4	7,2	5,9	2702	930	2673	1,1
			5	5,9	5,0	2046	820	2115	3,4
45	1,8	65	1	22,4	13,9	2363	1020	2397	1,4
			2	13,9	9,6	2745	1000	2635	3,3
			3	9,6	7,2	2903	940	2883	0,7
			4	7,2	5,9	2709	925	2673	1,3
			5	5,9	5,0	2052	840	2085	1,6
Ст.3сп	1,8	66	1	22,4	13,9	2505	1000	2571	2,6
			2	13,9	9,6	2965	980	2811	5,2
			3	9,6	7,2	2934	930	2967	1,1
			4	7,2	5,9	2694	915	2651	1,6
			5	5,9	5,0	2100	840	2085	0,7

У таблиці 2 приведені результати експериментальних досліджень у яких наведено повні данні щодо температури по проходах на відміну до прокатки слябів № 1, 2, 3, а результати експериментальних досліджень тиску штаби на валки порівнюються з розрахунками, що виконані з урахуванням фактичного значення  $\Delta h$  у проходах.

Як видно з таблиці 2, тепер похибка при обчисленні зусиль прокатки не перевищує 6,8%, що припустимо в інженерних розрахунках.

Похибка у 6,6 % має місце при обчисленні тиску штаби на валки при прокатці листа 5x1700x11000 мм із сталі марки Ст.45 (сляб № 63). Швидше за все ця похибка пов'язана з точністю визначення температури під час експериментальної прокатки. Як видно з таблиці 2, при прокатці сталі цієї ж марки і листа таких же розмірів (сляб № 65) похибка обчислення зусиль прокатки становить усього 1,4 %. Перевищення припустимих для стану 2250 АМК зусиль (2600 т) на валки мали місце практично при прокатці всіх слябів. Найбільші зусилля спостерігалися в третьому проході (3306 т) при прокатці слябу № 53. Тільки при прокатці слябів № 42 (перший прохід), №53 і №59 (п'ятий прохід), №63, №65, №66 (перший та п'ятий проходи), тиск штаби на валки був меншим за максимально припустимий (2600т).

Поломки валків і результати експериментальних досліджень на стані 2250 АМК свідчать, що виробники користувалися недостовірними методами обчислення зусиль при прокатці і змушені були експериментально підбирати технологічні режими, ризикуючи створити аварійну ситуацію на стані з поломкою валків або їх підшипників.

**Висновки.** 1. Використання даних математичної моделі теплового стану штаби при прокатці дозволяє при визначенні зусиль прокатки враховувати реальний розподіл температури по перерізу штаби.

2. Порівняння величини розрахункових зусиль отриманих з урахуванням реального розподілу температури по перерізу при прокатці штаби на стані 2250 Алчевського металургійного комбінату з експериментальними даними показало, що точність визначення зусиль прокатки підвищилась та на перевершувала 6,8%.

**Список літератури.** 1. Прокатные станы: Справочник / В. Г. Антипин, Д. К. Нестеров, В. Г. Кизиев и др. - М.: Металлургия, 1992. – Т. 3. Листопрокатные станы и профилирующие агрегаты. – 428 с. 2. Экспериментальное исследование усилий прокатки в чистовой клетке стана 2250. Комитет промышленной политики Украины. ОАО Алчевский металлургический комбинат, ЧК НКП "Аверс", УкрНИИмет. Харьков, 2000, 39с. 3. Целиков А. И., Гришков А. И. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1970. – 358 с. 4. ГОСТ 25.504-82. Расчеты и испытания на прочность. – Утвержден и введен в действие 18.05.1982. – М.: Изд-во стандартов. – №12, – 1972. – 81с. 5. Клименко В. М., Вейсбейн А. Д., Минаев А. А. Поле температуры по сечению раската при прокатке // Сталь. – 1978. – № 4. – С. 348-349. 6. Температурное поле металла при прокатке на обжимных станах / В. М. Клименко, А. А. Минаев, А. Д. Вейсбейн и др. // Обработка металлов в горячем состоянии: Труды международного симпозиума. – Острава, 1978. – С. 353-360. 7. Теоретические и экспериментальные исследования влияния неравномерности температурного поля при прокатке высоких полос на усилие деформации / А. Д. Вейсбейн, В. М. Клименко, А. А. Минаев и др. – Донецк, 1981. – Деп. в УкрНИИТИ 30.07.1981, № 2991. 8. Тришевский О. И., Салтавец Н. В. Разработка математической модели теплового состояния полосы при прокатке // Сталь. – 2009. – № 2. – С. 42-49.

Надійшла до редколегії 30.09.13 р.

УДК 628.16:621.981.3

**Підвищення точності оцінки зусиль на валки від штаби, що прокатується / Тришевський О. І., Салтавець М. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 167-174. Библиогр.: 8 назв.**

Изложены результаты исследований по повышению точности определения усилий на валках при прокатке полосы с использованием материалов математической модели прокатки для уточнения распределения температуры по сечению полосы. Проведено сравнение полученных результатов с данными экспериментальных исследований прокатки полосы на стане 2250 Алчевского металлургического комбината.

**Ключевые слова:** горячая прокатка, полоса, математическая модель, тепловое состояние, распределение фактической температуры, усилие прокатки.

The results of research to improve the accuracy of effort on the rolls during rolling strip using a mathematical model of rolling materials to refine the temperature distribution over the cross section of the strip. The results are compared with those of experimental studies pro-rollers strip mill at 2250 Alchevsk Iron.

**Keywords:** hot rolling, the strip, a mathematical model, thermal state, distribution of the actual temperature, the rolling force.

УДК 621.73.011:004.932

**А. В. ФЕДОСОВ**, канд. техн. наук, доц., ГВУЗ «ПДТУ», Мариуполь

### **ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ ЦИФРОВОЙ ОБРАБОТКИ ИЗОБРАЖЕНИЙ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЙ В ПРОЦЕССАХ ОМД**

Рассмотрены современные бесконтактные методы измерений геометрических параметров объектов в процессе их деформации. Представлен новый метод определения полей деформации в поперечном сечении объекта. Новый метод основан на обработке серии фотоснимков, сделанных в процессе деформации объекта. Рассмотрены основы методов бесконтактного измерения плоскостности.

**Ключевые слова:** обработка металлов давлением, поле деформаций, плоскостность, цифровое изображение, точность измерений

**Введение.** В настоящее время больше внимания уделяется разработке средств автоматизации для экспериментальных методов исследований. Это позволяет снизить трудоемкость поставленных задач, повысить производительность и точность методов. При этом важно автоматизировать как процессы получения первичных данных, так и их обработку, что позволяет максимально исключить влияние человеческого фактора на результаты измерений. В связи с этим, на сегодняшний день актуальной задачей является разработка полностью автоматизированных методов измерений.

**Анализ последних исследований и литературы.** Фотография для различных экспериментальных методов ОМД применяются уже достаточно давно [1] и являются источником получения первичных данных об исследуемых процессах. Однако приведение результатов визирования к виду, пригодному для обработки, производится, как правило, вручную [1, 2], что уменьшает эффективность применяемых методов измерений. Высокие темпы развития цифровых технологий позволяют сегодня разрабатывать

автоматизированные методы анализа цифровых изображений с целью получения данных о том, как протекают различные процессы ОМД.

В работе [3], представлен вариант обработки изображений полученных с помощью сканера высокого разрешения. Основным преимуществом такого подхода является возможность расчета размеров исследуемого объекта на основании характеристик сканера ( $dpi$ ). Однако при этом объект необходимо размещать на рабочем столе сканера, что не всегда возможно.

Более совершенными являются методы, в основе которых лежат DIC (Digital Image Correlation) алгоритмы обработки фотоснимков, получаемых с цифровых фотокамер [4, 5]. Эти методы позволяют практически полностью автоматизировать процессы получения первичных измерений и обработки результатов. С помощью DIC методов возможна организация динамического эксперимента. Однако суть данного метода не позволяет привязывать результаты измерений к определенным областям плоскости детали.

Точность методов, в основе которых лежит обработка цифровых изображений, во многом определяется характеристиками используемого оборудования и размерами исследуемого объекта. Так, применение современных фотокамер позволяет получать точность порядка 0, 01 мм [6]. Интенсивное развитие цифровых фототехнологий приводит к увеличению разрешающей способности фотокамер и уменьшению их стоимости. Уже сегодня бытовая цифровая фотокамера может эффективно использоваться для различного рода измерений, что делает разработку экспериментальных методов использующих фототехнику весьма перспективным направлением.

**Целью** работы является разработка методов бесконтактных измерений геометрических параметров объектов в процессе их деформации, основанных на обработке цифровых изображений.

**Материалы исследований.** В основе экспериментальных методов определения полей деформаций лежат измерения геометрических размеров отдельных объёмов тела до и после процесса деформации. Известные способы измерений обладают ограниченной разрешающей способностью. Вследствие этого, фактически определяются характеристики только некоторых отдельных участков поверхности детали. Таким образом, задача определения полей деформаций включает в себя экспериментальную часть (определение перемещений) и математическую (расчет поля деформации).

**Экспериментальная часть метода.** В основе предлагаемого метода лежит полуавтоматическая компьютерная обработка серии цифровых фотоснимков поверхности деформируемой детали. Параметры серийности фотосессии определяются условиями эксперимента и лимитируются только возможностями применяемого аппаратного обеспечения.

Регистрация перемещений отдельных площадей поверхности детали производится с помощью сетки точек (маркеров), нанесенной на исследуемую поверхность. Расположение сетки маркеров на первом снимке принимается за начальное, недеформированное состояние детали. По изменениям относительных положений маркеров на последующих снимках серии определяются относительные деформации детали.



Под маркером понимается контрастно выделенный участок поверхности детали, который в процессе деформации будет показывать перемещение данного участка поверхности. В отличие от IDC метода маркеры «привязаны» к поверхности испытуемого образца и изображают перемещение ее точечного участка, геометрическое место которого определяется как центр массы маркера.

Алгоритм выделения маркеров на цифровом снимке основан на определении узкого цветового диапазона соответствующего цвету маркера. Анализ цифровых снимков производится в HSL (Hue, Saturation, Lightness) цветовом пространстве, применение которого позволяет повысить точность выделения маркеров и является более удобной системой, чем RGB, Lab и др. пространства. Окончательное выделение узкого цветового диапазона соответствующего цвету маркеров производится пользователем программного обеспечения на основе предложенных программой подсказок.

Объединение выделенного набора пикселей в маркеры производится автоматически, на основе известного метода «волны». Встроенный фильтр выделенных элементов, позволяет дополнительно повысить устойчивость работы метода. Форма приложения «Маркер» представлена на рис.1.

В результате первого этапа обработки серии, формируется описание сетки элементов. Эти данные сохраняются в промежуточном файле, который является источником входных данных для аналитической части метода (в дальнейшей работе исходная серия снимков не используется).

Задача аналитической части метода – определение состояния поля деформации в заданной области, то есть описание его функцией от координат. Для плоской деформации первичными данными о состоянии детали является поле перемещений маркеров. В зависимости от условий деформирования детали на ее поверхности могут получаться очень сложные конфигурации поля перемещений. На данном этапе в качестве формы элементов выбраны треугольники. Применение треугольных элементов позволяет достаточно точно описывать сложные конфигурации формы детали.

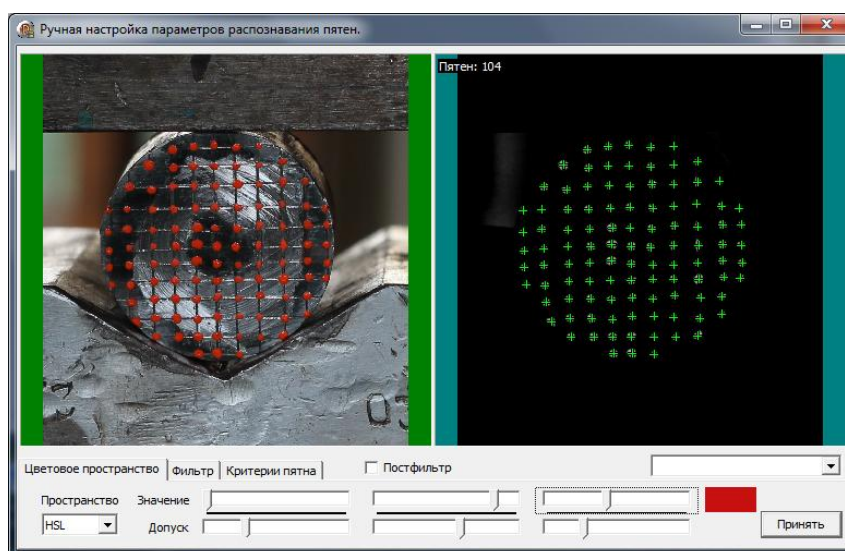


Рис. 1 – Форма рабочего окна программного модуля по определению координат цветовых маркеров



На основе данных о перемещении узлов для элементов сетки рассчитывается вектор относительных деформаций, представленный в виде трех составляющих:

$\varepsilon_x$  – производная компоненты  $x$  поля смещений по координате  $x$ .

$\varepsilon_y$  – производная компоненты  $y$  поля смещений по координате  $y$ .

$\gamma_{xy}$  – сумма производных от компонент поля смещений.

Пример описания элементов треугольной сетки и построения полей деформаций, полученных в результате обработки цифровых изображений по предложенной методике, представлен на рис. 2.

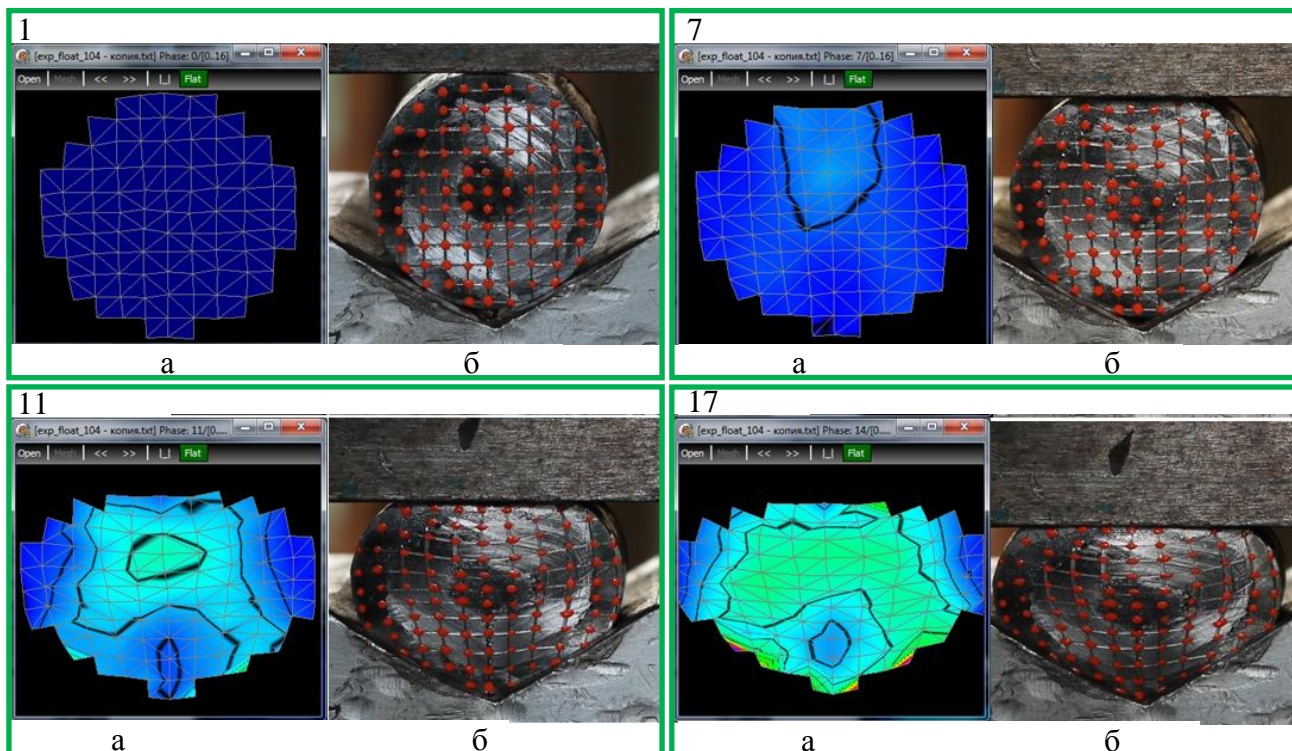


Рис. 2 – Построение поля деформации: а – путем обработки серии снимков, б – процесса деформации свинцового цилиндра (цифры – номер снимка в серии)

Визуализация полученных данных производится с применением средств OpenGL, что повышает наглядность метода. Результаты могут быть представлены как в виде плоской цветовой диаграммы, так и в виде объемного графика поверхности.

Точность предложенного метода оценивалась по воспроизводимости результатов эксперимента. Применение такого подхода обосновано отсутствием в распоряжении автора альтернативных методов определения полей деформаций, обладающих высокой степенью автоматизации.

В экспериментах по оценке воспроизводимости результатов, условия их проведения намеренно ухудшались. Применялись некачественные источники освещения, в ходе эксперимента незначительно изменялось освещение, производились небольшие смещения фотоаппарата. В результате, колебания значений площадей треугольников, при условии отсутствия деформаций, не превышали 10%.

Еще одним перспективным направлением применения методов анализа изображений является определение плоскостности поверхности. В основе таких методов лежит обработка светового отражения от исследуемой поверхности, в ходе которой можно выделить несколько общих этапов:

- выделение результата отражения светового потока от поверхности;
- фильтрация полученных данных от помех;
- обработка выделенных объектов и получение данных о кривизне поверхности в пространстве цифрового изображения;
- приведение координат пространства цифрового изображения к физическому пространству.

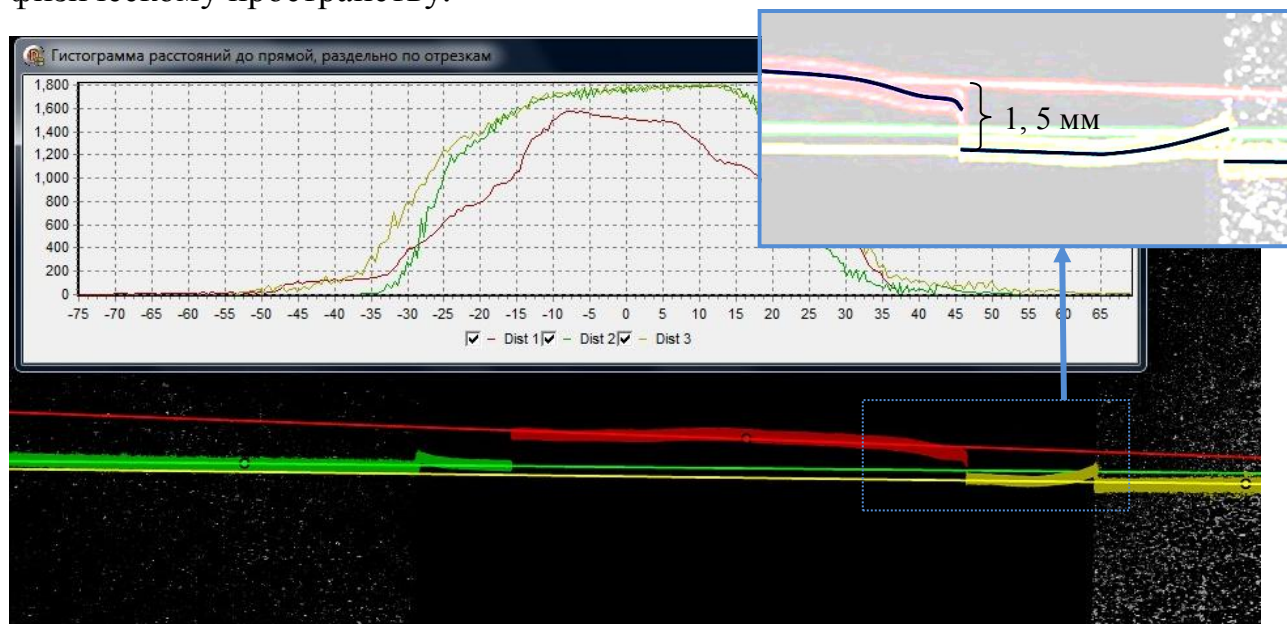


Рис. 3 – Определение кривизны поверхности по результатам обработки цифрового изображения

На рис. 3 представлен результат реализации первых трех из перечисленных выше этапов. Разработанное приложение на данном этапе позволяет определять кривизну поверхности в пространственных координатах изображения. Эти данные могут быть полезны при проведении относительного анализа кривизны поверхности: выявление факта искривления, определение направления искривления, формы кривизны объекта и др.

Разработка надежных средств калибровки предложенного метода определения кривизны, позволит определять ее фактические значения, что существенно расширяет область применения разрабатываемого метода.

**Выводы:** Разработан новый метод определения полей деформаций основанный на обработке серии цифровых изображений, полученных в ходе эксперимента. Реализация данного метода позволяет на 90% автоматизировать процесс определения полей деформаций объекта.

Разработан и опробован метод бесконтактного определения плоскостности объектов, позволяющий оценивать относительную степень их кривизны по результатам обработки цифровых изображений объектов.

**Список литературы:** 1. Пригоровский Н.И. Методы и средства определения полей деформаций и напряжений: Справочник / Н.И. Пригоровский. – М.: Машиностроение, 1983. – 248 с. 2. Анализ пластического формоизменения в частных задачахковки и штамповки / В.А. Гринкевич, В.В. Кухарь, М.В. Краев, В.А. Бурко. – Мариуполь: ЗАО «Газета «Приазовский рабочий», 2011. – 336 с. 3. Использование цифровых технологий для развития геометрического метода исследований деформированного состояния металлов / Ю.А. Плеснецов, О.И. Тришевский, С.Ю. Плеснецов // Черные металлы. – 2011. – апрель. – С. 22–25. 4. Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements / M.A. Sutton, J.J. Orteu, H. Schreier // University of South Carolina, Columbia, SC, USA, 2009. – 364 p. 5. Экспериментальное исследование закономерностей деформирования и разрушения материалов при плоском напряженном состоянии / В.Э. Вильдеман, Т.В. Третьякова, М.П. Третьяков // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2010. – № 5. – С. 106-111. 6. Вольф В.М. Бесконтактное 3D-измерение динамических процессов с помощью быстродействующих камер / В.М. Вольф // Черные металлы. – 2010. – январь. – С. 60–62.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК 621.73.011:004.932

**Применение методов цифровой обработки изображений для измерений в процессах ОМД / Федосов А. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 174-179. Библиогр.: 6 назв.**

Розглянуті сучасні безконтактні методи вимірювання геометричних параметрів об'єктів в процесі їх деформації. Представлений новий метод визначення полів деформації в поперечному перерізі об'єкту. Новий метод ґрунтований на обробці серії фотознімків зроблених в процесі деформації об'єкту. Розглянуті основи методів безконтактного виміру площинності.

**Ключові слова:** обробка металів тиском, поле деформацій, площинність, цифрове зображення, точність вимірювань.

The modern non-contact methods of objects' geometrical parameters measurement in the process of their deformation are considered. A new method for strain fields determining in the cross section of the object is presented. This method is based on processing a series of photos made in the course of object deformation. The fundamentals of methods of flatness contactless measurement are considered.

**Keywords:** metal forming, strain field, flatness, digital image, precision of measurement.

УДК 621.979.073

**Е. А. ФРОЛОВ**, докт .техн. наук, проф., ПНТУ, Полтава;

**С. И. КРАВЧЕНКО**, канд .техн. наук, проф., ПНТУ, Полтава;

**О. В. БОНДАРЬ**, аспирант ПНТУ, Полтава.

## **К ВОПРОСУ ОПТИМИЗАЦИИ НАНЕСЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ УЛУЧШЕНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ВЫРУБНЫХ ШТАМПОВ.**

В материале статьи представлены результаты исследований по оптимизации технологии нанесения износостойких покрытий на основе электроискрового ледирования поверхности вырубных штампов для операции листовой штамповки. Использование полученных результатов по определению оптимальных режимов упрочнения данным методом при внедрении позволили повысить стойкость оснастки для разделительных операций листовой штамповки в 3-5 раз.

**Ключевые слова:** технология, штамповка, лист, жидкость, эластичная среда, формовка, возможности.

**Введение.** Экономическая целесообразность применения холодной листовой штамповки тесно связана со стоимостью штампов и их стойкостью.

Повышение стойкости штамповой оснастки, особенно для разделительных операций – одно из основных условий повышения рентабельности работы штампового производства машиностроительных предприятий. Это, в свою очередь, обеспечивает снижение себестоимости изготавливаемых изделий, так как в среднем затраты на изготовление штамповой оснастки составляют около 10-15 % от общей себестоимости изготавливаемой продукции в различных отраслях машиностроения.

Повышение работоспособности штамповой оснастки зависит от прочности и износостойкости поверхности рабочих элементов штампов, а это, в свою очередь, определяется исходными свойствами поверхностных слоёв пуансона и матрицы. Известны различные методы создания упрочняющих и износостойких покрытий на поверхности инструментальных штампов, такие как: термическая, химико-термическая, электроискровая, лазерная и другие методы [1 – 3].

Значительный интерес для методов листовой штамповки эластичной средой или жидкостью, где для операций тонколистовой пробивки-вырубки используются плоские шаблоны [4], представляет метод электроискрового легирования (ЭИЛ), как универсальный способ получения качественных легированных слоёв. Основное преимущество этого метода – в возможности создания упрочнённого покрытия с высокой прочностью зацепления его с основой детали.

Однако недостаточно существует данных по факторам влияния ЭИЛ на стойкость режущих кромок тонких элементов штампов (вырубной шаблон), которая связана в основном со сложностью выбора режимов и параметров их упрочнения.

**Цель исследования.** Определить наиболее рациональные режимы ЭИЛ для получения износостойких покрытий с улучшенными эксплуатационными свойствами для операции пробивки-вырубки тонколистовых материалов подвижными средами (эластичная среда и жидкость).

**Основной материал.** Стойкость инструмента, упрочнённого ЭИЛ, в значительной степени зависит от режима процесса ЭИЛ – энергетических и частотных параметров процесса.

При исследовании упрочнения вырубных шаблонов из быстрорежущей стали Р6М5 твёрдым сплавом ВК8 на установке ЭФИ проведена оптимизация режимов процесса легирования с использованием энергетических и частотных параметров процесса: силы тока  $I$ , ёмкости заряда  $C$ , частоты импульсов  $T$ .

После проведения предварительных экспериментов получены зависимости шероховатости  $Ra$  покрытия от следующих параметров процесса упрочнения:

от силы тока  $Ra = 1,331 + 0,0247I$ ;

от ёмкости  $Ra = 0,56677 + 1,586 C$ ;

от частоты импульсов  $Ra = 1,533 + 0,0023 T$ .

Наибольшее влияние на шероховатость поверхности оказывает: ёмкость (коэффициент при  $C=1,585$ ), меньшее – сила тока и частота импульсов (коэффициенты 0,0247 и 0,0023), соответственно.

Зависимость шероховатости поверхности от силы тока, емкости и частоты импульсов  $Ra=f(I, C, T)$  хорошо аппроксимируется линейными уравнениями, следовательно, можно построить линейную модель, описывающую зависимость  $Ra=f(J, C, f)$  и найти оптимальный режим с точки зрения получения минимальной шероховатости поверхности.

С этой целью был поставлен эксперимент, учитывающий влияние следующих факторов (см. табл.)

Таблица. Зависимость шероховатости поверхности от силы тока, емкости и частоты импульсов

Факторы	Кодовое обозначение	Уровни факторов		
		+1	0	-1
$V$ – скорость движения электрода, мм/с	$X_1$	1,00	0,60	0,20
$n$ – число проходов	$X_2$	6,00	4,00	2,00
$T$ – длительность цикла, мкс	$X_3$	20,00	12,30	5,00
$C$ – ёмкость, мкФ	$X_4$	1,00	0,61	0,22
$I$ – сила тока, А	$X_5$	16,00	9,60	3,20

$$Ra = 1,44 - 0,1123X_1 + 0,10795X_2 + 0,2X_4 + 0,186X_5 + 0,0128X_1X_2 - 0,0623X_1X_3 + 0,0519X_1X_4 - 0,0079X_1X_5 + 0,0713X_2X_3 - 0,0529X_2X_4 + 0,0118X_2X_5 - 0,049X_3X_4 + 0,0918X_3X_5 - 0,03775X_4X_5.$$

После оценки статистической значимости коэффициентов уравнение принимает следующий вид:

$$Ra = 1,44 - 0,1123X_1 + 0,10795X_2 + 0,2X_4 + 0,186X_5 + 0,0918X_3X_5.$$

Значимость коэффициентов при парном взаимодействии  $X_3X_5$  свидетельствует о неадекватности частной модели. Из полученного уравнения видно, что изменение длительности импульсов не оказывает влияния на шероховатость поверхности. Наиболее сильно влияет изменение емкости, затем силы тока и число проходов.

С точки зрения получения минимальной шероховатости поверхности необходимо пользоваться минимальными энергетическими параметрами режима напыления:  $C=0,22$  мкФ,  $I=3,2$ А,  $n=2$  – число проходов и максимальной скоростью перемещения стола, позволяющей получать покрытия необходимой плотности и прочности сцепления с основой.

Но, так как с уменьшением энергетических параметров падает массоперенос электрода и уменьшается толщина наносимого покрытия, то для получения качественной поверхности на детали инструмента необходимо устанавливать значение ёмкости заряда не более 0,45 мкФ, увеличивая при



этом силу тока до 14,4-16,0 А и используя максимальную частоту и длительность импульсов, при скорости перемещения электрода 0,6-0,8 м/с.

**Выводы.** Проведенные исследования позволили определить оптимальные режимы процесса упрочнения рабочих элементов вырубных штампов методом ЭИЛ. Стойкость вырубных шаблонов повысилась в среднем в 5 раз при статическом деформировании и в 3 раза при динамическом. Повышения износостойкости режущих кромок инструмента достигнуто в результате улучшения механических и физических свойств материала, условий трения по контактными поверхностям, жёсткости поверхности и условий смазки за счёт использования разработанных нами режимов процесса упрочнения.

**Список литературы:** 1. *Иванов Г.П.* Упрочнение разделительных штампов покрытиями дискретной структуры / Сорока Е.Б., Титов В.А., Ляшенко В.А., Герасимова О.В. // Вісник НТУУ ХП машинобудування, Вип. 52, Київ, 2008, с. 341-351. 2. *Михайленко Ф.Л.* Способы повышения стойкости разделительных штампов/ КШП, обработка металлов давлением, 1982 №1, с.60-65. 3. *Савчук К. А.* Повышение износостойкости штампа холодного деформирования. Савчук К.А. Некрасов В.М // кн. Технология и организация производства – Киев, 1979 –№4 – с.31 4. *Фролов Е. А.* Пневмоударная и статикодинамическая штамповка сложнодеформируемых листовых деталей упругими средами. Монография. Харьков. 2010 г. – 286с.

*Надійшла до редколегії 30.10.2013*

УДК 621. 979. 073

**К вопросу оптимизации нанесения износостойких покрытий для улучшения эксплуатационных свойств вырубных штампов // Фролов Е. А. , Кравченко С. И. , Бондарь О. В. // Вісник НТУ «ХП». Серія : Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 42 (1015). – С. 179–182. Бібліогр.: 4 назв.**

У матеріалі статті представлені результати досліджень з оптимізації технології нанесення зносостійких покриттів на основі електроіскрового ледірованія поверхні вирубних штамів для операції листового штампування. Використання отриманих результатів з визначення оптимальних режимів зміцнення даним методом при впровадженні дозволили підвищити стійкість оснащення для розділових операцій листового штампування в 3-5 разів..

**Ключові слова:** технологія, штампування, лист, рідина, еластичне середовище, формовка, можливості.

The article presents the results of research articles on optimization technology wear-resistant coatings on the basis of electro-ledirovaniya surface cutting dies for sheet metal forming operations. The use of the results to determine the optimum conditions for strengthening the implementation of this method have improved resistance equipment f or the separation of operations stamping of 3-5.

**Keywords:** technology, stamping, liquid, elastic medium, forming , opportunities .

УДК 621.762

**О. І. ХОМЕНКО**, канд. техн. наук, с.н.с., ІПМ НАНУ, Київ;

**Г. А. БАГЛЮК**, докт. техн. наук, заст. директора, ІПМ НАНУ, Київ.

### **МОДЕЛЮВАННЯ УЩІЛЬНЕННЯ ЗАГОТОВКИ З КОНІЧНОЮ ЗАПАДИНОЮ В ЗАКРИТОМУ ЖОРСТКОМУ ШТАМПІ**

Розглянуто вплив конічної западини у циліндричній заготовці на густину деталі при моделюванні ущільнення у циліндричній жорсткій матриці. Показано, що за рахунок інтенсивної деформації зсуву при ущільненні можна очікувати більш високої густини деталі. Зобр.: 4, Бібліогр.: 2 назв.

**Ключові слова:** порошковий матеріал, пресування, комп'ютерне моделювання, прямий варіаційний метод, конічна западина.

**Вступ.** Одним з методів отримання порошкових матеріалів з високою густиною є вибір схеми ущільнення, що забезпечує інтенсивну деформацію зсуву. Найпростіше таку схему реалізувати шляхом ущільнення в закритій матриці заготовок з внутрішнім отвором або западинами вздовж осі. Тоді при ущільненні заготовка буде деформуватися таким чином, щоб заповнити отвір або западину, а це, в свою чергу, пов'язане з інтенсивним плином матеріалу у радіальному напрямку. За рахунок такого зсуву в закритій матриці пори закриватимуться ефективніше, ніж при ущільненні заготовки без отворів чи западин. Оцінимо справедливність такого ствердження, моделюючи процес ущільнення заготовки електричного контакту, що має вигляд циліндра з конічною западиною, у закритій циліндричній матриці.

Схему ущільнення наведено на рис. 1. Циліндричну заготовку з конічною западиною 1, розташовану в жорсткій матриці 2, ущільнюють верхнім 3 та нижнім 4 пуансонами, що рухаються зі швидкостями  $v_u$  та  $v_d$ , відповідно. У випадку однобічного пресування одна з цих швидкостей дорівнює нулю. Заряди визначеності розглянемо однобічне ущільнення одним верхнім пуансоном.

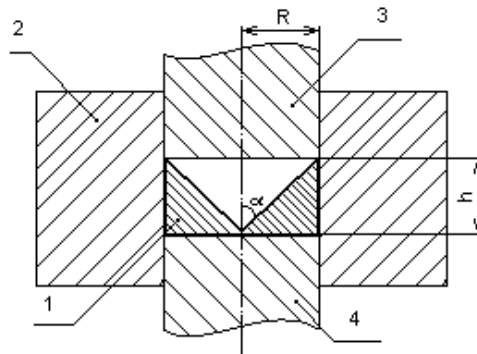


Рис. 1 – Схема ущільнення заготовки з западиною

**Аналіз проблеми.** Розмістимо початок циліндричної системи координат координат у точці перетину осі заготовки та торця нижнього пуансона. З умов рівноваги заготовки очевидно, що радіальна складова швидкості плинку матеріалу в цій точці та в точках на межі заготовки і прес-форми дорівнюватиме нулю. В такому разі граничні умови виглядатимуть наступним чином:

$$\left. \begin{aligned} v_r|_{r=0} &= 0 \\ v_r|_{r=R} &= 0 \\ v_z|_{z=h} &= -v_u \\ v_z|_{z=0} &= 0 \end{aligned} \right\}, \quad (1)$$

де  $h$  - висота заготовки;

$R$  – радіус основи заготовки.

Стінки западини вільно осаджуватимуться, при цьому її початкова конічна форма спотворюватиметься. Для описання плинку матеріалу в осьовому

напрямку скористаємося відомим співвідношенням для ущільнення у закритій жорсткій матриці, а в радіальному – модифікованим співвідношенням для вільного осаджування:

$$\left. \begin{aligned} v_z &= -v_u \frac{z}{h} \left( 1 - a_1 \left( 1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \left( 1 - \frac{z}{h} \right) \right) \\ v_r &= -v_u \frac{a_3 r z v}{h} \left( 1 - \frac{r}{R} \right) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

де  $\theta$  – відносна пористість;

$$v - \text{коefficient Пуассона, } v = \frac{2-3\theta}{4-3\theta};$$

$a_1, a_2, a_3$  – деякі параметри.

Неважко переконатися, що рівняння (2) задовольняють граничним умовам (1). Знак мінус у першому рівнянні системи (2) означає, що верхній пуансон рухається у напрямку, протилежному додатному напрямку осі  $z$ . Знак мінус у другому рівнянні означає, що радіальна складова швидкості плину має напрямок, протилежний додатному напрямку осі  $r$ . Співмножник  $z$  введено до другого рівняння системи (2) задля кращого відтворення нерівномірності руху матеріалу в радіальному напрямку по висоті заготовки. За рахунок зустрічного руху точок поверхні западини, що лежать по різні боки осі заготовки, матеріал заготовки зазнаватиме зусилля стискання, через що ймовірність руйнування заготовки під час ущільнення зменшуватиметься.

Згідно (2) елементи тензора швидкостей деформації визначатимуться наступним чином:

$$\left. \begin{aligned} e_r &= -\frac{a_3 v_u z v}{h} \left( 1 - \frac{2r}{R} \right) \\ e_z &= -\frac{v_u}{h} \left( 1 - a_1 \left( 1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \left( 1 - \frac{2z}{h} \right) \right) \\ e_\varphi &= -\frac{a_3 v_u z v}{h} \left( 1 - \frac{r}{R} \right) \\ \gamma_{rz} &= \frac{v_u r}{h} \left( \frac{2a_1 a_2 z}{R^2} \left( 1 - \frac{z}{h} \right) - a_3 v_u v \left( 1 - \frac{r}{R} \right) \right) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

**Результати дослідження.** Задачу вирішуватимемо прямим варіаційним методом. Визначимо інтенсивність деформації

$$H = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{(e_r - e_z)^2 + (e_z - e_\varphi)^2 + (e_r - e_\varphi)^2 + 6\gamma_{rz}^2}, \quad (4)$$

а далі розрахуємо енергетичний функціонал  $J$ , що має дві складових, перша з яких зумовлена внутрішнім опором деформації:

$$J_1 = \Sigma \iiint_V \sqrt{(e_r + e_\varphi + e_z)^2 f_1(\theta) + H^2 f_2(\theta)} dV, \quad (5)$$

$$\text{де } f_1(\theta) = \frac{4}{9} \cdot \frac{(1-\theta)^4}{\theta}, \quad f_2(\theta) = \frac{(1-\theta)^3}{3},$$

$$dV = r dr dz d\varphi,$$



а друга – тертям заготовки о бічну стінку матриці. Тертям о пуансон нехтуємо, бо торець верхнього пуансона за рахунок конічної западини має нульову площу контакту з заготовкою, а на торці нижнього пуансона швидкість ковзання дорівнює нулю. Швидкість ковзання матеріалу по стінках матриці дорівнюватиме осьовій складовій швидкості плинину при  $r = R$ , елемент бічної поверхні заготовки  $dF_B = Rdz d\varphi$ , тоді

$$J_2 = \frac{\sqrt{3f_2(\theta)}v_u\mu}{h} \left( R \iint_{F_B} \left( z - a_1(1+a_2) \left( z - \frac{z^2}{h} \right) \right) dz d\varphi \right), \quad (6)$$

де  $\mu$  – коефіцієнт тертя.

Інтеграл в (6) можна взяти в аналітичній формі, проте заради одноманітності з (5), інтегрування доцільно теж виконувати чисельно.

Розрахунки за запропонованою моделлю виконують наступним чином. Заготовка є осесиметричною, тому достатньо розглянути половину перерізу заготовки. На неї наносять уявну сітку (рис. 2). Початкову густину матеріалу в кожній комірці вважають однаковою. Варіюванням параметрів  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$  знаходять на кожному етапі деформації такі їхні значення, що мінімізують енергетичний функціонал  $J=J_1 + J_2$ . Особливо треба відмітити, що функціонал  $J$  має декілька локальних мінімумів, тому треба шукати найменший з них. Отримані значення параметрів підставляють у рівняння (2) та для заданої швидкості руху верхнього пуансона розраховують переміщення вузлів сітки за деякий фіксований інтервал часу, скажімо, 1 с. При цьому комірки сітки змінюють свою форму. За новими координатами вузлів сітки розраховують показники деформації, а за ними – густину матеріалу у комірці. Розрахунок повторюють потрібне число разів, наприклад до досягнення потрібної висоти заготовки. Якщо заготовка деформується до заповнення западини матеріалом, подальше користання запропонованою моделлю неможливе, бо тоді слід скористуватися моделлю ущільнення циліндричної заготовки в закритому штампі.

Згідно запропонованого алгоритму моделювали деформацію заготовки описаної форми з початковою відносною пористістю 40 % в закритій циліндричній матриці приблизно до третини початкової висоти і отримали наступні результати.

Заготовка ущільнюється досить швидко: при деформації приблизно до половини початкової висоти вона стає практично суцільною (рис. 3, а).

Порівняння отриманої залежності з результатами моделювання однобічного ущільнення циліндричної заготовки [1] з тими ж діаметром і висотою (рис. 3, б) та заготовки у вигляді порожнистого циліндру (кільця) [2] з об'ємом порожнини, рівним об'ємові конічної западини (рис. 3, в), показує, що при відносній осьовій деформації порядку 0,5, коли заготовка з конічною западиною та кільцева заготовка стають практично суцільними, циліндрична заготовка залишається відчутно пористою (середня відносна пористість 0,05).

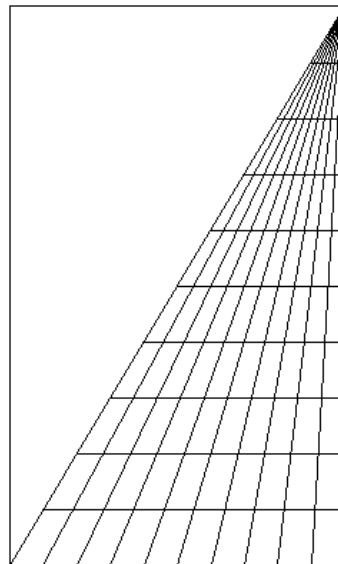


Рис. 2 – Уявна сітка на перерізі заготовки

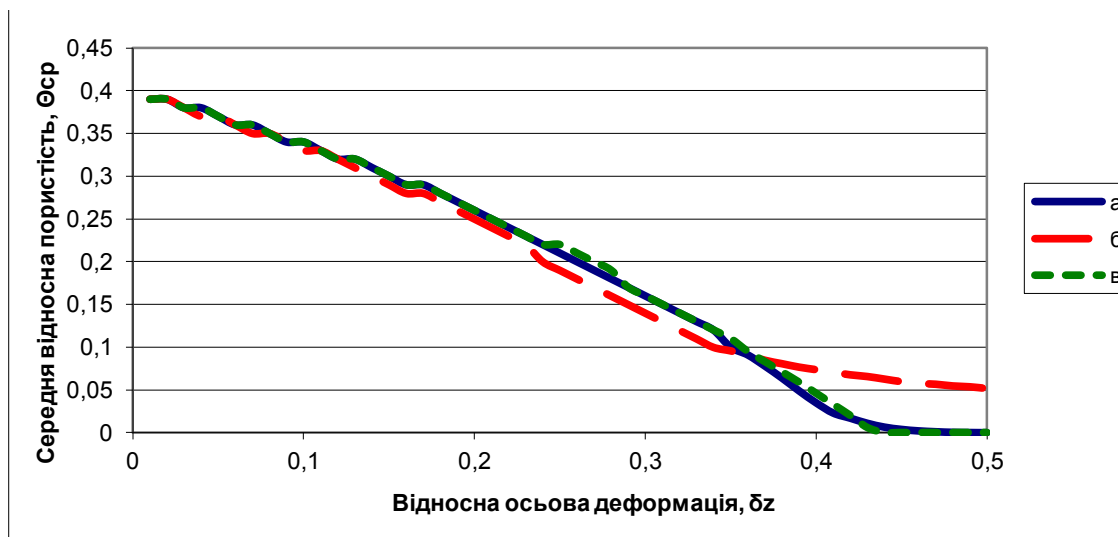


Рис. 3 – Зміна середньої пористості заготовки при ущільненні:  
 а – заготовка з конічною западиною, б – циліндрична, в – кільцева

Ущільнення заготовки з конічною западиною відбувається досить рівномірно, без ділянок суттєвого перебільшення середньої відносної пористості. Розподіл ліній рівної пористості при різних значеннях відносної осьової деформації показаний на рис. 4.

Аналіз зміни параметрів в процесі ущільнення показує, що, як у випадку кільцевої заготовки, параметр  $a_3$  по мірі ущільнення зростає, тобто плин матеріалу в радіальному напрямку має найбільший вплив на кінцевому етапі ущільнення. Аналогічно, спочатку має місце суттєве ущільнення заготовки, а потім – її помітна формозміна, що в розглянутому випадку заготовки електричного контакту призводить до зменшення витрат на її подальшу обробку.

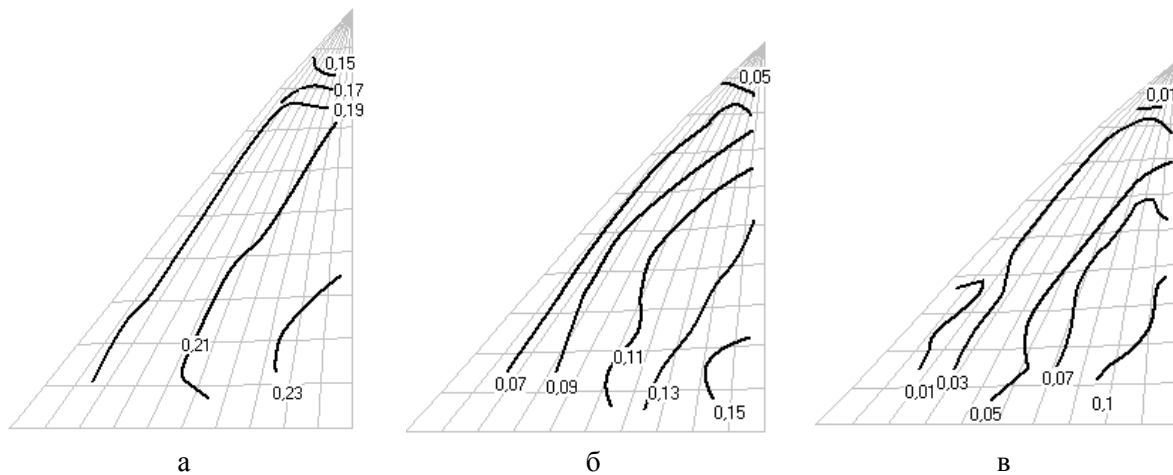


Рис. 4. Лінії рівної пористості при відносній осьовій деформації: а – 0,26, б – 0,35, в – 0,39 (відповідні значення відносної середньої пористості 0,2, 0,1 та 0,05)

### Висновки.

1. Моделювання ущільнення циліндричної заготовки з конічною западиною показало, що на початкових етапах ущільнення має місце інтенсивний плин матеріалу в осьовому напрямку, а на кінцевих – в радіальному напрямку.

2. Середня пористість запропонованої заготовки після ущільнення виявляється нижчою, ніж циліндричної з такими ж діаметром і висотою, та порівняною з пористістю кільцевої з таким самим об'ємом порожнини.

3. Розподіл пористості по товщі запропонованої заготовки виявляється більш рівномірним навіть при однобічному ущільненні.

4. За рахунок інтенсивного плину матеріалу в радіальному напрямку слід очікувати більшої густини деталі при практичній реалізації запропонованої схеми ущільнення.

**Список літератури:** 1. Хоменко О.І. Вплив схеми пресування на розподіл густини порошкової заготовки при ущільненні в закритій матриці [Текст] / О.І.Хоменко, Г.А.Баглюк, А.О.Хоменко // Вісник національного технічного університету "ХП". Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – 2011, № 45 – С. 108 – 113 2. Баглюк Г.А. Моделирование процесса осадки пористого кольца в штампе с учетом контактного трения [Текст] / Г.А.Баглюк // Порошковая металлургия.. – 1984. – № 1/2. – С. 15-19.

Надійшла до редколегії 30.10.2013

УДК 621.762

**Моделювання ущільнення заготовки з конічною западиною в закритому жорсткому штампі /Хоменко О. І., Баглюк Г. А. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 42 (1015). – С.182–187. Библиогр.: 2 назви.**

Рассмотрено влияние конической впадины в цилиндрической заготовке на плотность детали при моделировании уплотнения в цилиндрической жесткой матрице. Показано, что за счет интенсивной деформации сдвига при уплотнении можно ожидать более высокой плотности детали.

**Ключевые слова:** порошковый материал, прессование, компьютерное моделирование, прямой вариационный метод, коническая впадина.

This paper deals with the influence of the conic hollow in the cylindrical billet onto detail compactness during computer simulation of compaction in the closed rigid die. It was shown that detail higher compactness could be expected due to intensive shear deformation.

**Keywords:** powder material, pressing, computer simulation, direct variational method, conic hollow.

УДК 628.162.118.2

**Д. П. ЧАСОВ**, ассистент, ДГТУ, Днепродзержинск

## **АНАЛИЗ КОЛИЧЕСТВЕННЫХ И КАЧЕСТВЕННЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ МОДЕРНИЗИРОВАННОГО ШНЕКОВОГО КОНВЕЙЕРА**

В работе приведены результаты исследований, полученных экспериментальным путем, изменения количественной и качественной производительности шнекового конвейера модернизированной конструкции по отношению к ранее известному и широко используемому шнековому конвейеру классической конструкции. Дано описание конструкции модернизированного шнекового конвейера, защищенной патентом Украины.

**Ключевые слова:** шнековый конвейер, стружка, производительность, лопасть.

**Введение.** В условиях сегодняшних рыночно-экономических отношений государств главным звеном в области производства Украины является машиностроение, которое стремительно развивается. На современном этапе развития машиностроения обработка деталей невозможна без операций лезвийных и абразивной обработки. Вследствие вышеуказанной обработки деталей, кроме готовой продукции, неотъемлемо образуется стружка и шлам, которые в дальнейшем подлежат переработке. Однако, для переработки стружки и шлама необходим ряд дополнительных операций, значимое место в которых занимает транспортирование. К транспортированию также выносятся ряд требований, в частности к повышенной производительности при устойчивых геометрических и технических характеристиках.

**Анализ последних исследований и литературы.** В существенном многообразии представлены конструкции винтовых конвейеров и приспособлений, защищенные авторскими свидетельствами Украины и зарубежных стран, направленные на модернизацию и коррекцию прототипов [1-8]. Конструкции шнековых конвейеров и устройств (дозаторов и смесителей) всем своим назначением направлены главным образом на повышение производительности путем упрощения конструкции, изменения технологии изготовления, введением вспомогательных элементов и механизмов, видоизменением кинематики и геометрии и т.д. Однако, ни в одной из конструкций не рассматривается и не затрагивается вопрос о повышении производительности путем установления и закрепления на самом теле пера шнека лопастей.

В научных трудах зарубежных и отечественных авторов посвященных данной тематике уделяется достойное внимание, ввиду существенной актуальности применения винтовых конвейеров в промышленности, поскольку их конструкция значительно проще в сравнении с скребковыми конвейерами, занимающими значительные позиции в процессе транспортирования стружки. В большинстве случаев вопрос повышения производительности конвейера решается через движение материала внутри желоба конвейера, которое

рассматривают, как движение материальной точки вдоль оси конвейера по винтовой поверхности спирали шнека [9-16].

**Постановка проблемы.** Основным способом транспортирования стружки и шлама в промышленных масштабах является использование конвейерного транспорта. Широко используемой разновидностью конвейерного транспорта для транспортирования стружки является шнековый (винтовой) конвейер. Простота конструкции и сравнительно невысокая стоимость, малая трудоемкость работ по их изготовлению, возможность транспортирования грузов без потерь и без загрязнения окружающей среды, возможность транспортирования грузов на необходимые расстояния значительной протяженности, обеспечение безопасных условий труда – все это обусловило широкое применение шнековых конвейеров во многих отраслях промышленности.

Однако достаточно открытым является вопрос о повышении производительности винтового конвейера путем доработок, модернизаций и изменений конструктивных элементов.

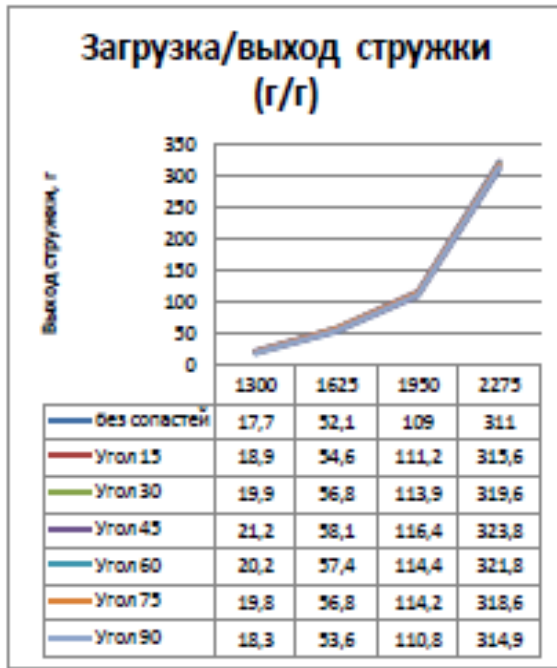
**Материалы исследований.** В Днепропетровском государственном техническом университете автором был сконструирован экспериментальный стенд для исследования влияния конструкции шнека на производительность винтового конвейера. Проведения эксперимента проходило в несколько этапов:

- экспериментальный замер производительности шнекового конвейера классической конструкции при последовательном увеличении заполнения желоба (20%, 25%, 30%, 35%);

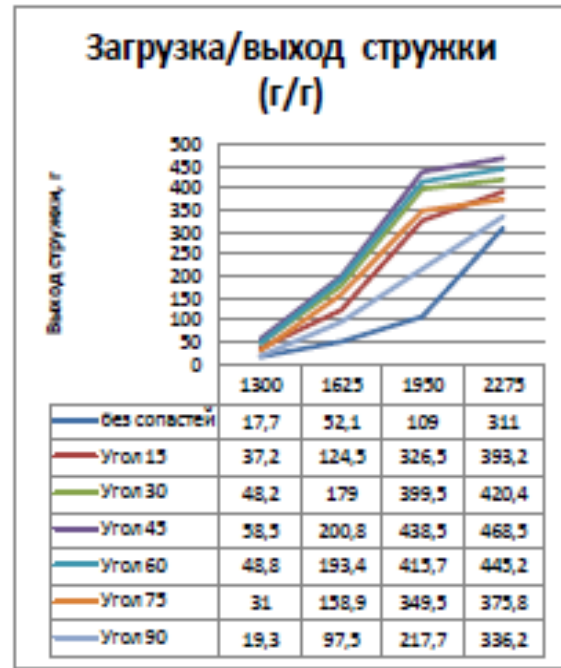
- экспериментальный замер производительности шнекового конвейера с установленной одной (и последующее двумя, тремя и четырьмя) дополнительной лопастью на самом теле пера шнека с изменяющимся углом атаки от  $15^\circ$  до  $90^\circ$  при последовательном увеличении заполнения желоба (20%, 25%, 30%, 35%).

Графики количественного изменения производительности шнекового конвейера с одной, двумя, тремя и четырьмя лопастями приведены на графиках (рис. 1, а-г); а графики качественного изменения производительности шнекового конвейера с одной, 2-мя, 3-мя и 4-мя лопастями приведены на графиках (рис. 2, а-г).

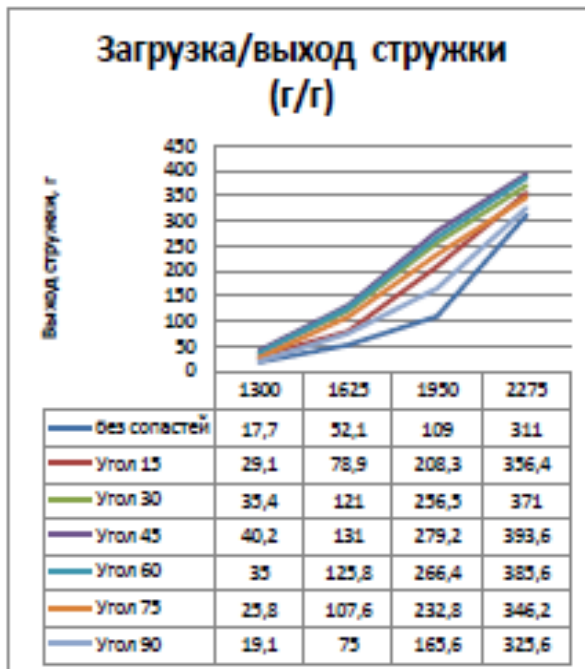
**Результаты исследований.** Результаты эксперимента позволили автору сконструировать модель винтового конвейера повышенной производительности [17]. В основу полезной модели поставлена задача повышения производительности шнекового конвейера путем совершенствования конструкции и геометрии шнека.



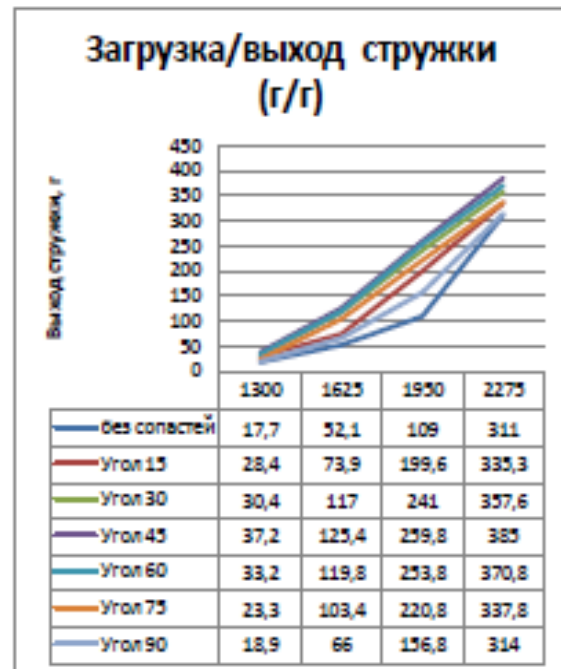
а) с установленной на теле пера пилы 1-ой лопастью;



в) с установленной на теле пера пилы 3-мя лопастями;

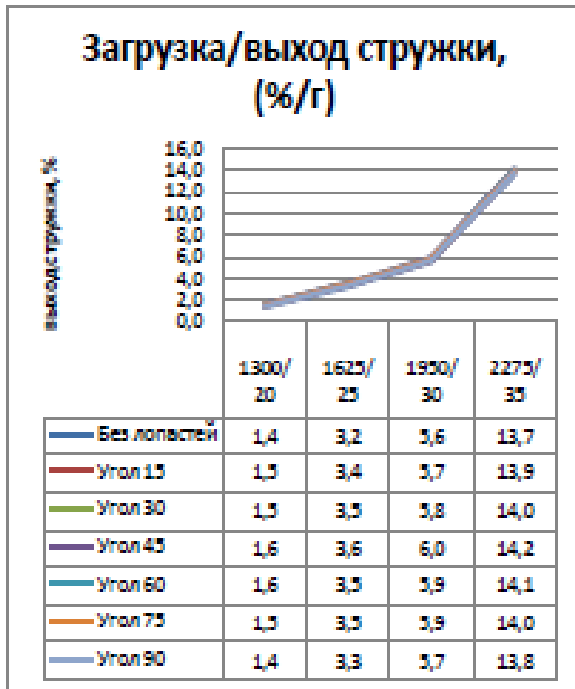


б) с установленной на теле пера пилы 2-мя лопастями;

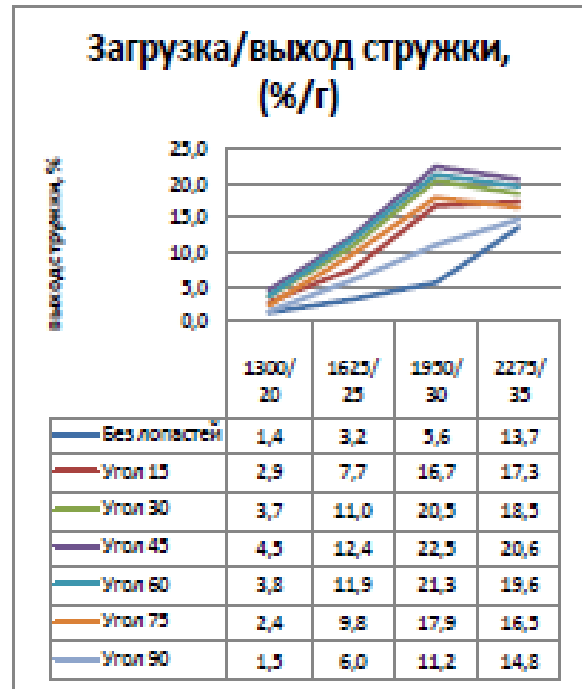


г) с установленной на теле пера пилы 4-мя лопастями.

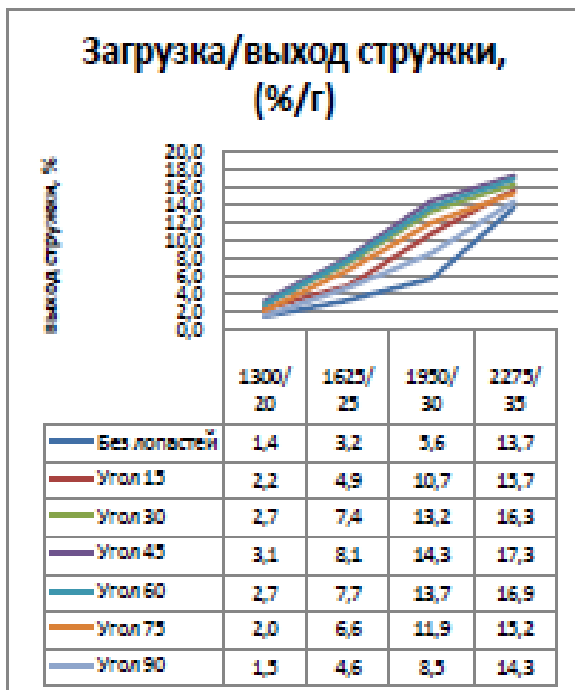
Рис. 1. Количественные изменения производительности шнекового конвейера (а-г)



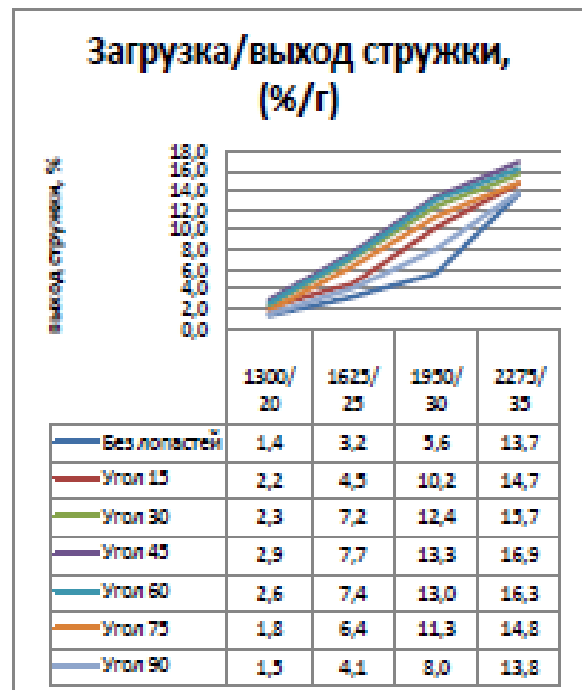
а) с установленной на теле пера шнека 1-ой лопастью;



в) с установленной на теле пера шнека 3-мя лопастями;



б) с установленной на теле пера шнека 2-мя лопастями;



г) с установленной на теле пера шнека 4-мя лопастями;

Рис. 2. Качественные изменения производительности шнекового конвейера (а-г)

Повышение производительности шнекового конвейера, содержащего полый корпус с загрузочным и выгрузочным окнами и приводной вал, который

продольно установлен в полости корпуса, осуществляется по средствам установления на самом теле пера шнека дополнительных лопастей.

На основании графиков видно значительное изменение производительности шнекового конвейера при установление дополнительных лопастей на теле пера шнека в количестве трех штук. Изменение производительности обосновывается частичным поднятием и переносом стружки дополнительными лопастями, что способствует более беспрепятственному перемещению оставшейся стружки по желобу до момента осыпания стружки с лопастей обратно в желоб.

**Выводы.** Из графиков (рис. 1 и 2) следует, что производительность зависит от степени наполненности желоба, угла атаки и количества установленных лопастей. Однако, на всех графиках четко прослеживается доминирующее положение, как качественное так и количественное, кривой, характеризующей лопасть, расположенную под углом атаки  $45^\circ$ . Запатентованная конструкция шнекового конвейера позволила определить оптимальный угол атаки и количество дополнительных лопастей. Анализ графиков качественной и количественной производительности модернизированного винтового конвейера способствуют повышению производительности транспортирования стружки в промышленных условиях.

**Список литературы:** 1. Патент Украины № 45000 А. МПК В65G 33/14. Шнековое приспособление. Текст. / *А.А.Париев* и др. Заявлено 07.12.2000; Оpubл. 15.03.2002. Бюл. №3/2002. 2. Патент Украины №13865. МПК В65G 33/14. Транспортер шнековый. Текст. / *Я.В.Пляцун*. Заявлено 07.11.2005; Оpubл. 17.04.2006. Бюл. №4/2006. 3. Патент РФ № 111528 U1. МПК В65G 33/14. Шнековый питатель. Текст. / *В.В.Жарков* и др. Заявлено 22.06.2011; Оpubл. 20.12.2011. 4. Патент Украины №897. МПК В65G 33/14. Питатель. Текст. / *В.Г.Михайлов* и др. Заявлено 08.09.2000; Оpubл. 16.07.2001. Бюл. № 6/2001. 5. Патент Украины №2644. МПК В65G 33/14. Шнековый конвейер линейной или замкнутой конфигурации. Текст. / *В.И.Симчианов*. Заявлено 05.08.2003; Оpubл. 15.07.2004. Бюл. № 7/2004. 6. Патент Украины №7161. МПК В65G 33/14. Спирально-лопастной конвейер (дозатор). Текст. / *Н.В.Брагинец* и др. Заявлено 29.09.2004; Оpubл. 15.06.2005. Бюл. № 6/2005. 7. Патент Украины №69213. МПК В65G 33/14. Винтовой конвейер. Текст. / *Р.М.Рогатинский* и др. Заявлено 21.09.2011; Оpubл. 25.04.2012. Бюл. № 8/2012. 8. Патент РФ № 102355 U1. МПК В65G 33/14. Вертикальный винтовой конвейер. Текст. / *Е.И.Павлов* и др. Заявлено 21.10.2010; Оpubл. 22.02.2011. 9. *Евстратов, В.А.* Шнековые прессы и винтовые конвейеры в промышленности строительных материалов. Текст. / *В. А. Евстратов, Н.Н. Евстратова* Ростов на – Дону. Издательство СКНЦ ВШ. 2001. – 206 с. 10. *Евстратова, Н.Н.* Закономерности движения пластичного материала в шнековом канале винтового прессы. Текст. / *Н.Н.Евстратова, Ю.Н.Линник, В.И.Юрченко*. Сб. статей VI Всероссийского научно-практической конференции. – Пенза, 2003. 11. *Евстратов, В.А., Евстратова Н.Н.* Математическое моделирование процесса движения пластичного материала в шнековом питателе. Сборник статей II Международной научно-технической конференции. Текст. / *В.А. Евстратов, Н.Н. Евстратова*, Пенза, 2006. 12. *Евстратов, В.А.* Повышение эффективности функционирования шнековых питателей Сб. науч. тр. Юж. Рос. гос. техн. ун-т (НПИ). Текст. / *В.А. Евстратов, Н.Н. Евстратова*-Новочеркасск: ЮРГТУ. 1999. 13. *Катанов, Б.А.* Определение закономерностей движения одиночной частицы по шнеку. Текст. / *Б.А. Катанов, В.И.Кузнецов*// Изв. вузов. Горный журнал- 1972. – №2. 14. *Катанов, Б.А.* Влияние геометрических погрешностей на транспортирующую погрешность шнека Текст. / *Б.А. Катанов, В.И. Кузнецов*// Изв. вузов. Горный журнал- 1972. – №11. 15. *Rimann, U.* Исследование вертикального шнекового транспортёра, применяемого для уборки зерновых (перевод с немецкого). Text. / *U. Rimann*. -Zau Landtechnische. - 1961. – №6. 16. *Адигамов, К.А.* Кинематика работы шнекового конвейера. Текст. / *К.А.Адигамов, В.В.Ширяев* //Изв. вузов. Сев.-Кавк. регион. Техн. науки. -2000. – №3. 17. Патент Украины №83441. МПК В65G 33/14. Шнековый конвейер. Текст. / *Д.П.Часов* и др. Заявлено 22.03.2013; Оpubл. 10.09.2013. Бюл. №17.

Надійшла до редакції 22.10.2013



УДК 628.162.118.2

**Анализ количественных и качественных показателей производительности модернизированного шнекового конвейера // Часов Д. П. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 42 (1015) .- С. 188–193. Библиогр.:17 назв.**

У роботі наведено результати досліджень, отриманих експериментальним шляхом, зміни кількісної та якісної продуктивності шнекового конвеєра модернізованої конструкції по відношенню до раніше відомому і широко використовуваному шнековому конвеєру класичної конструкції. Дано опис конструкції модернізованого шнекового конвеєра, захищеної патентом України.

**Ключові слова:** шнековий конвеєр, стружка, продуктивність, лопать.

The paper presents the results of studies obtained experimentally, changes in quantitative and qualitative performance screw conveyor upgraded design with respect to the previously known and widely used screw conveyors classic design. We describe the design of the upgraded screw conveyor patents Ukraine.

**Keywords:** screw conveyor, chip, performance, blade.

УДК 539.374.001.8

**В. В. ЧИГИРИНСКИЙ**, докт. техн. наук, проф., ЗНТУ, Запоріжжє;  
**С. П. ШЕЙКО**, докторант, канд. техн. наук, доц., ЗНТУ, Запоріжжє;  
**В. И. ДУБИНА**, канд. техн. наук, проф., ЗНТУ, Запоріжжє.

### **АНАЛИТИЧЕСКОЕ РЕШЕНИЕ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ ЗАДАЧИ ТЕОРИИ ПЛАСТИЧНОСТИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ГАРМОНИЧЕСКИХ ФУНКЦИЙ**

Поставлена и решена пространственной задачи теории пластичности в аналитическом виде. С использованием метода гармонических функций получено замкнутое решение в напряжениях и скоростях деформаций. Аналитически описаны участки перехода по напряжениям и скоростям деформации, удовлетворяющие граничные условия по этим параметрам.

**Ключевые слова:** теории пластичности, пространственная задача, метод гармонических функций

**Введение.** В настоящее время разрабатываются подходы аналитического решения задач теории пластичности с использованием гармонических функций [1-5].

**Анализ последних исследований и литературы.** В работе [6] предложено решение пространственной задачи в напряжениях. Однако представляет интерес постановка и решение замкнутой пространственной задачи теории пластичности в аналитическом виде, включая кинематическую составляющую. В этом плане полезен анализ представленного решения, включая всю систему уравнений теории пластичности.

Принимается  $\tau_{xy} = 0$ . Во многих задачах обработки металлов давлением влиянием данного компонента тензора напряжений пренебрегают, [7, 8]. На рис. 1 показаны компоненты тензоров напряжений в общей постановке и предлагаемой. Кроме этого показан очаг деформации с переходными зонами и соответствующими касательными напряжениями.

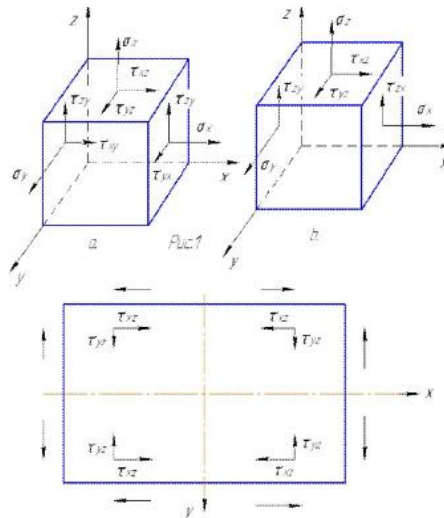


Рис. 1 – Компоненты тензоров напряжений и схема действия касательных напряжений в плане для пространственной задачи

Принимается, что вдоль оси X действуют касательные напряжения  $\tau_{xz}$ , а вдоль оси Y касательные напряжения  $\tau_{yz}$ . Допускается, что вдоль осей X и Y имеет место плоскодеформированное состояние. Тогда, для оси X –  $\tau_{yz} = 0$ , оси Y –  $\tau_{xz} = 0$ . На осях изменяется направление течения металла, следовательно, знак касательных напряжений. В соответствии выше сказанным необходимо математически представить эти изменения в следующей постановке задачи.

**Постановка задачи. 1. Уравнения равновесия**

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} &= 0, \\ \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} &= 0, \\ \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} &= 0. \end{aligned} \quad (1)$$

**2. Обобщенные уравнения равновесия**

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 \tau_{xz}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \tau_{xz}}{\partial z^2} &= \frac{\partial^2}{\partial x \partial z} 2k_1 \sqrt{1 - \left( \frac{\tau_{xz}}{k_1} \right)^2}, \\ \frac{\partial^2 \tau_{yz}}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 \tau_{yz}}{\partial z^2} &= \frac{\partial^2}{\partial y \partial z} 2k_2 \sqrt{1 - \left( \frac{\tau_{yz}}{k_2} \right)^2}. \end{aligned} \quad (2)$$

**3. Уравнения связи**

$$\frac{\sigma_x - \sigma_z}{2\tau_{xz}} = \frac{\xi_x - \xi_z}{\dot{\gamma}_{xz}} = \frac{2\xi_x + \xi_y}{\dot{\gamma}_{xz}}, \quad \frac{\sigma_y - \sigma_z}{2\tau_{yz}} = \frac{\xi_y - \xi_z}{\dot{\gamma}_{yz}} = \frac{2\xi_y + \xi_x}{\dot{\gamma}_{yz}}. \quad (3)$$

**4. Уравнение несжимаемости**

$$\xi_x + \xi_y + \xi_z = 0. \quad (4)$$

**5. Уравнения неразрывности скоростей деформаций**

$$\frac{\partial^2 \xi_x}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \xi_z}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{zx}}{\partial z \partial x}, \quad \frac{\partial^2 \xi_y}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \xi_z}{\partial y^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{zy}}{\partial z \partial y}, \quad (5)$$

6. Граничные условия

$$\tau_{n1} = k_1 \cdot \sin(A_1 \Phi_1 - 2\alpha_1), \quad \tau_{n2} = k_2 \cdot \sin(A_2 \Phi_2 - 2\alpha_2), \quad (6)$$

$$\gamma_{n1} = 2 \cdot \beta_1 \cdot \sin(B_1 \Phi_1 - 2\alpha_1), \quad \gamma_{n2} = 2 \cdot \beta_2 \cdot \sin(B_2 \Phi_2 - 2\alpha_2).$$

**Решение задачи в напряжениях.** Использование обобщенных уравнений равновесия (2) позволяет привести полученный результат в соответствие с уравнениями (5). Граничные условия (6) математически описывают зоны перехода от одного участка пластического течения металла к другому, как в напряжениях, так и деформациях.

Решение плоских задач в аналитическом виде представлено в работах [1-5]. Для удовлетворения граничных условий вида (6) необходимо

$$\tau_{xz} = k_1 \cdot \sin A_1 \Phi_1, \quad \tau_{yz} = k_2 \cdot \sin A_2 \Phi_2, \quad (7)$$

где  $A_1$  и  $A_2$  - постоянные, определяющие параметры пластической среды;

$\Phi_1$  и  $\Phi_2$  - неизвестные координатные функции, определяемые решением задачи,

$k_1, k_2$  - сопротивление пластической деформации сдвига вдоль осей X и Y, зависящие от координат очага деформации.

Особенностью решения уравнений (2), кроме тригонометрической подстановки, является использование фундаментальных функций. Они применяются, если дифференциальное уравнение в частных производных является линейным [9]. Из этого следует

$$k_1 = C_{\sigma 1} \cdot \exp \theta_1', \quad k_2 = C_{\sigma 2} \cdot \exp \theta_2', \quad (8)$$

где  $C_{\sigma 1}$  и  $C_{\sigma 2}$  - постоянные, определяющие размерность сопротивления сдвигу в направлениях осей X и Y;

$\theta_1$  и  $\theta_2$  - координатные неизвестные функции, определяемые решением задачи вдоль этих же осей.

При этом необходимо иметь в виду, что  $\tau_{xz} = f(x, z)$ ,  $\tau_{yz} = f(y, z)$ .

Подставляя вводимые функции (7) и (8) в (2) получим следующее

$$\begin{aligned} & \cdot C_{\sigma 1} \left[ \theta_{1xx}' + (\theta_{1x}' + A_1 \Phi_{1z}')^2 - \theta_{1zz}' - (\theta_{1z}' - A_1 \Phi_{1x}')^2 \right] \cdot \sin A_1 \Phi_1 + \\ & + C_{\sigma 1} \left[ 2 \cdot (A_1 \Phi_{1x}' - \theta_{1z}') \cdot (\theta_{1x}' + A_1 \Phi_{1z}') + (A_1 \Phi_{1xx}' - A_1 \Phi_{1zz}') \right] \cdot \cos A_1 \Phi_1 = -2 \cdot C_{\sigma 1} \cdot \\ & A_1 \Phi_{1xz}' \cdot \sin A_1 \Phi_1 + 2 \cdot C_{\sigma 1} \cdot \theta_{1xz}' \cdot \cos A_1 \Phi_1. \end{aligned} \quad (9)$$

Появляются одинаковые скобки  $(\theta_{1x}' + A_1 \Phi_{1z}')$  и  $(\theta_{1z}' - A_1 \Phi_{1x}')$  в операторах тригонометрических функций (9). Принимая их равными нулю, избавляемся от нелинейности, получаем соотношения Коши-Римана, которые превращают уравнения в тождество. Покажем это. Имеем

$$\theta_{1x}' = -A_1 \Phi_{1z}', \quad \theta_{1z}' = A_1 \Phi_{1x}'. \quad (10)$$

$$\theta'_{1xx} = -A_1\Phi_{1xz}, \theta'_{1zz} = A_1\Phi_{1xz}, \theta'_{1xz} = A_1\Phi_{1zz} = -A_1\Phi_{1xx}. \quad (11)$$

Из соотношений (10) и (11) определяются функции  $\theta'_1$  и  $A_1\Phi_1$ . Они гармонические и удовлетворяют уравнению Лапласа, т.е.

$$\theta'_{1xx} + \theta'_{1zz} = 0, A_1\Phi_{1xx} + A_1\Phi_{1zz} = 0. \quad (12)$$

Аналогичные преобразования имеют место и для второго обобщенного уравнения равновесия при подстановке (7) и (8) в (2). Действительно, можно записать

$$\begin{aligned} & \cdot C_{\sigma_2} [\theta'_{2yy} + (\theta'_{2y} + A_2\Phi_{2z})^2 - \theta'_{2zz} - (\theta'_{2z} - A_2\Phi_{2y})^2] \cdot \sin A_2\Phi_2 + \\ & + C_{\sigma_2} [2 \cdot (A_2\Phi_{2y} - \theta'_{2z}) \cdot (\theta'_{2y} + A_2\Phi_{2z}) + (A_2\Phi_{2yy} - A_2\Phi_{2zz})] \cdot \cos A_2\Phi_2 = \\ & = -2 \cdot C_{\sigma_2} \cdot A_2\Phi_{2yz} \cdot \sin A_2\Phi_2 + 2 \cdot C_{\sigma_2} \cdot \theta'_{2yz} \cdot \cos A_2\Phi_2. \end{aligned} \quad (13)$$

Далее

$$\begin{aligned} \theta'_{2y} &= -A_2\Phi_{2z}, \theta'_{2z} = A_2\Phi_{2y}, \\ \theta'_{1yy} &= -A_2\Phi_{2zy}, \theta'_{2zz} = A_2\Phi_{2yz}, \theta'_{2yz} = A_2\Phi_{2zz} = -A_2\Phi_{2yy}, \\ \theta'_{2yy} + \theta'_{2zz} &= 0, A_2\Phi_{2yy} + A_2\Phi_{2zz} = 0. \end{aligned} \quad (14)$$

С учетом (13), (14) появляется определенность для функций  $\theta'_2$  и  $A_2\Phi_2$ .

Подставляя выражения для касательных напряжений в уравнения равновесия (1), интегрируя, получим аналитические зависимости для нормальных напряжений. Компоненты тензора напряжений имеют вид

$$\begin{aligned} \sigma_x &= C_{\sigma_1} \cdot \exp \theta'_1 \cdot \cos A_1\Phi_1 + \sigma + f(y, z) + C_1, \\ \sigma_y &= C_{\sigma_2} \cdot \exp \theta'_2 \cdot \cos A_2\Phi_2 + \sigma + f(x, z) + C_2, \\ \sigma_z &= -(C_{\sigma_1} \cdot \exp \theta'_1 \cdot \cos A_1\Phi_1 + C_{\sigma_2} \cdot \exp \theta'_2 \cdot \cos A_2\Phi_2) + \sigma + f(x, y) + C_3, \\ \tau_{xz} &= C_{\sigma_1} \cdot \exp \theta'_1 \cdot \sin A_1\Phi_1, \tau_{yz} = C_{\sigma_2} \cdot \exp \theta'_2 \cdot \sin A_2\Phi_2, \\ & \text{при } \theta'_{1x} = -A_1\Phi_{1y}, \theta'_{1y} = A_1\Phi_{1x}, \\ & \theta'_{1xx} + \theta'_{1zz} = 0, A_1\Phi_{1xx} + A_1\Phi_{1zz} = 0, \\ & \theta'_{2y} = -A_2\Phi_{2z}, \theta'_{2z} = A_2\Phi_{2y}, \\ & \theta'_{2yy} + \theta'_{2zz} = 0, A_2\Phi_{2yy} + A_2\Phi_{2zz} = 0. \end{aligned} \quad (15)$$

Определены условия существования вводимых функций и дифференциальные уравнения, определяющие их значения. Таким образом, решения (15) удовлетворяют систему уравнений для пространственной задачи в напряжениях.

**Уравнения связи пространственной задачи теории пластичности.** Воспользуемся уравнениями связи (3). Подставим в левую часть выражения, формулы (15), тогда

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_x - \sigma_z}{2\tau_{xz}} &= \frac{2C_{\sigma_1} \exp \theta'_1 \cdot \cos A_1\Phi_1 + C_{\sigma_2} \exp \theta'_2 \cdot \cos A_2\Phi_2}{2C_{\sigma_1} \exp \theta'_1 \cdot \sin A_1\Phi_1}, \\ \frac{\sigma_y - \sigma_z}{2\tau_{yz}} &= \frac{2C_{\sigma_2} \exp \theta'_2 \cdot \cos A_2\Phi_2 + C_{\sigma_1} \exp \theta'_1 \cdot \cos A_1\Phi_1}{2C_{\sigma_2} \exp \theta'_2 \cdot \sin A_2\Phi_2}. \end{aligned}$$

Или

$$\frac{\sigma_x - \sigma_z}{2\tau_{xz}} = \operatorname{ctg} A_1 \Phi_1 + \frac{C_{\sigma_2} \exp \theta_2' \cdot \cos A_2 \Phi_2}{2C_{\sigma_1} \exp \theta_1' \cdot \sin A_1 \Phi_1},$$

$$\frac{\sigma_y - \sigma_z}{2\tau_{yz}} = \operatorname{ctg} A_2 \Phi_2 + \frac{C_{\sigma_1} \exp \theta_1' \cdot \cos A_1 \Phi_1}{2C_{\sigma_2} \exp \theta_2' \cdot \sin A_2 \Phi_2}.$$

На основании равенства аналогично скомбинируем правую часть уравнений связей для составляющих скоростей деформаций с учетом условия несжимаемости. Имеем

$$\frac{2\xi_x + \xi_y}{\gamma_{xz}} = \operatorname{ctg} B_1 \Phi_1 + \frac{C_{\xi_2} \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2 \Phi_2}{2 \cdot C_{\xi_1} \exp \theta_1'' \cdot \sin B_1 \Phi_1}, \quad (16)$$

$$\frac{2\xi_y + \xi_x}{\gamma_{yz}} = \operatorname{ctg} B_2 \Phi_2 + \frac{C_{\xi_1} \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1 \Phi_1}{2 \cdot C_{\xi_2} \exp \theta_2'' \cdot \sin B_2 \Phi_2}, \quad (17)$$

Из выражений (16) и (17) следует

$$\gamma_{xz} = 2 \cdot \xi_x \cdot \operatorname{tg} B_1 \Phi_1, \quad \gamma_{yz} = 2 \cdot \xi_y \cdot \operatorname{tg} B_2 \Phi_2.$$

$$\frac{\xi_y}{\gamma_{xz}} = \frac{C_{\xi_2} \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2 \Phi_2}{2C_{\xi_1} \exp \theta_1'' \cdot \sin B_1 \Phi_1}, \quad \frac{\xi_x}{\gamma_{yz}} = \frac{C_{\xi_1} \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1 \Phi_1}{2C_{\xi_2} \exp \theta_2'' \cdot \sin B_2 \Phi_2}. \quad (18)$$

**Определение составляющих тензора скоростей деформаций.** Следуя вторым соотношениям выражений (18) можно принять

$$\xi_x = \beta_1 \cdot \cos B_1 \Phi_1 = C_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1 \Phi_1, \quad (19)$$

$$\xi_y = \beta_2 \cdot \cos B_2 \Phi_2 = C_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2 \Phi_2 \quad (20)$$

Подставляя (19) и (20) в первые соотношения (18), получим для сдвиговых скоростей деформаций

$$\gamma_{xz} = 2 \cdot C_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \sin B_1 \Phi_1, \quad (21)$$

$$\gamma_{yz} = 2 \cdot C_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \sin B_2 \Phi_2, \quad (22)$$

Такое построение для компонентов тензора скоростей деформаций, (19-22), наиболее приемлемо для удовлетворения уравнений связи. В окончательном виде уравнения связи будут тождественно удовлетворены, если

$$\operatorname{ctg} A_1 \Phi_1 = \operatorname{ctg} B_1 \Phi_1, \quad \operatorname{ctg} A_2 \Phi_2 = \operatorname{ctg} B_2 \Phi_2;$$

$$\frac{C_{\sigma_2} \exp \theta_2' \cdot \cos A_2 \Phi_2}{2C_{\sigma_1} \exp \theta_1' \cdot \sin A_1 \Phi_1} = \frac{C_{\xi_2} \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2 \Phi_2}{2 \cdot C_{\xi_1} \exp \theta_1'' \cdot \sin B_1 \Phi_1};$$

$$\frac{C_{\sigma_1} \exp \theta_1' \cdot \cos A_1 \Phi_1}{2C_{\sigma_2} \exp \theta_2' \cdot \sin A_2 \Phi_2} = \frac{C_{\xi_1} \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1 \Phi_1}{2 \cdot C_{\xi_2} \exp \theta_2'' \cdot \sin B_2 \Phi_2}.$$

В простейшем случае это возможно, если  $A_1 = B_1$ ,  $A_2 = B_2$ ,  $\theta_1' = \theta_1''$ ,

$$\frac{C_{\sigma_1}}{C_{\sigma_2}} = \frac{C_{\xi_1}}{C_{\xi_2}}.$$

В других случаях, когда тригонометрические функции при разных аргументах могут принимать одинаковые значения.

Какой бы вариант не рассматривался, следует, что функции  $\Phi_i$  перемещаются из полей напряжений в поля скоростей деформаций. Из условия несжимаемости (4) можно определить  $\xi_z$

$$\xi_z = -(\xi_x + \xi_y);$$

$$\xi_z = -(C_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos A_1 \Phi_1 + C_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos A_2 \Phi_2). \quad (23)$$

Сопоставляя выражение нормального напряжения  $\sigma_z$  (15) с формулой (23) убеждаемся в идентичности структурных построений. Выполняется условие постоянства объема. В окончательном виде имеем

$$\xi_x = C_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1 \Phi_1; \quad \xi_y = C_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2 \Phi_2;$$

$$\xi_z = -(C_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos A_1 \Phi_1 + C_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos A_2 \Phi_2); \quad (24)$$

$$\gamma_{xz} = 2 \cdot C_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \sin B_1 \Phi_1 \quad \gamma_{yz} = 2 \cdot C_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \sin B_2 \Phi_2$$

Согласованные с полями напряжений поля скоростей деформаций необходимо привести в соответствие с уравнениями неразрывности скоростей деформаций (5). Для этого необходимо подставить выражения (24) в (5) и определить условия, при которых данные зависимости будут удовлетворять дифференциальным уравнениям.

Следует подчеркнуть, как и для компонентов тензора напряжений, компоненты тензора скоростей деформаций определяются следующими функциональными зависимостями

$$\xi_x = f_1(x, z), \quad \xi_y = f_2(y, z), \quad \xi_z = f_3(x, y, z) = f_1(x, z) + f_2(y, z), \quad (25)$$

при этом  $\gamma_{xz} = f_4(x, z), \quad \gamma_{yz} = f_5(y, z)$ .

С позиций замкнутого решения задачи проанализируем полученный результат для каждого из шести дифференциальных уравнений неразрывности скоростей деформаций, имеем [10]

$$\frac{\partial^2 \xi_x}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \xi_z}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{zx}}{\partial z \partial x}, \quad \frac{\partial^2 \xi_y}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \xi_z}{\partial y^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{zy}}{\partial z \partial y}, \quad \frac{\partial^2 \xi_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \xi_y}{\partial x^2} = 0,$$

$$\frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} + \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} \right) = 2 \frac{\partial^2 \xi_z}{\partial x \partial y}, \quad \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} - \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} \right) = 2 \frac{\partial^2 \xi_x}{\partial y \partial z}, \quad (26)$$

$$\frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} - \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} \right) = 2 \frac{\partial^2 \xi_y}{\partial z \partial x}.$$

Первое дифференциальное уравнение (26)

$$\frac{\partial^2 \xi_x}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \xi_z}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{zx}}{\partial z \partial x}.$$

Подставляем (25) в (26)

$$\frac{\partial^2 f_1(x, z)}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 [f_1(x, z) + f_2(y, z)]}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 f_4(x, z)}{\partial z \partial x},$$

или

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 (C_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1 \Phi)}{\partial z^2} - \frac{\partial^2 (C_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1 \Phi_1)}{\partial x^2} &= \\ &= \frac{\partial^2 (2 \cdot C_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \sin B_1 \Phi_1)}{\partial z \partial x}. \end{aligned}$$

С учетом (24) и (25) для второго уравнения совместности скоростей деформаций (26)

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 \xi_y}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \xi_z}{\partial y^2} &= \frac{\partial^2 \gamma_{zy}}{\partial z \partial y}, \\ \frac{\partial^2 (C_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2 \Phi_2)}{\partial z^2} - \frac{\partial^2 (C_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2 \Phi_2)}{\partial y^2} &= \\ &= \frac{\partial^2 (2 \cdot C_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \sin B_2 \Phi_2)}{\partial z \partial y}. \end{aligned}$$

Третье уравнение (26) при подстановке значений (25) тождественно равно нулю,

$$\frac{\partial^2 \xi_x}{\partial y^2} = 0, \quad \frac{\partial^2 \xi_y}{\partial x^2} = 0.$$

Четвертое, пятое и шестое дифференциальные уравнения (5), также тождественно равны нулю и в плане определения функций ничего не дают, т.к.

$$\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} = \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} = \frac{\partial^2 \xi_z}{\partial x \partial y} = 0, \quad \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} = \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} = \frac{\partial^2 \xi_x}{\partial y \partial z} = 0, \quad \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} = \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial y} = \frac{\partial^2 \xi_y}{\partial z \partial x} = 0$$

Таким образом, пригодными являются только первые два дифференциальных уравнения системы (5), позволяющие установить зависимости между вводимыми неизвестными функциями, для скоростей деформаций.

Анализ показывает, что решения уравнений совместности деформаций, по аналогии с (24), могут быть представлены в виде

$$\xi_x = H_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1 \Phi_1, \quad \xi_y = H_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2 \Phi_2, \quad (27)$$

$$\gamma_{xz} = 2 \cdot H_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \sin B_1 \Phi_1, \quad \gamma_{yz} = 2 \cdot H_{\xi_2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \sin B_2 \Phi_2. \quad (28)$$

После подстановки (27), (28) в дифференциальные уравнения совместности, последние примут вид

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 (H_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1 \Phi)}{\partial z^2} - \frac{\partial^2 (H_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1 \Phi_1)}{\partial x^2} &= \\ &= \frac{\partial^2 (2 \cdot H_{\xi_1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \sin B_1 \Phi_1)}{\partial z \partial x}, \end{aligned}$$

$$\frac{\partial^2(H_{\xi 2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2 \Phi_2)}{\partial z^2} - \frac{\partial^2(H_{\xi 2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2 \Phi_2)}{\partial y^2} = \frac{\partial^2(2 \cdot H_{\xi 2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \sin B_2 \Phi_2)}{\partial z \partial y}.$$

После дифференцирования первого, получим

$$\left\{ H_{\xi 1} \cdot \left[ -\theta_{1xx}'' - (\theta_{1x}'' + B_1 \Phi_{1z})^2 + \theta_{1zz}'' + (\theta_{1z}'' - B_1 \Phi_{1x})^2 \right] - (H_{\xi 1})_{xx} - 2 \cdot (H_{\xi 1})_x \cdot (\theta_{1x}'' + B_1 \Phi_{1z}) + (H_{\xi 1})_{zz} + 2 \cdot (H_{\xi 1})_z \cdot (\theta_{1z}'' - B_1 \Phi_{1x}) \right\} \cdot \cos B_1 \Phi_1 + \left\{ 2 \cdot H_{\xi 1} \cdot (B_1 \Phi_{1x} - \theta_{1z}'') \cdot (\theta_{1x}'' + B_1 \Phi_{1z}) - 2 \cdot (H_{\xi 1})_z \cdot (B_1 \Phi_{1z} + \theta_{1x}'') + 2 \cdot (H_{\xi 1})_x \cdot (B_1 \Phi_{1x} - \theta_{1z}'') + H_{\xi 1} \cdot (B_1 \Phi_{1xx} - B_1 \Phi_{1zz}) \right\} \cdot \sin B_1 \Phi_1 = 2 \cdot H_{\xi 1} \cdot B_1 \Phi_{1xz} \cdot \cos B_1 \Phi_1 + \left[ 2 \cdot (H_{\xi 1})_{xz} + 2 \cdot H_{\xi 1} \cdot \theta_{1xz}'' \right] \cdot \sin B_1 \Phi_1. \quad (29)$$

второго

$$\left\{ H_{\xi 2} \cdot \left[ -\theta_{2yy}'' - (\theta_{2y}'' + B_2 \Phi_{2z})^2 + \theta_{2zz}'' + (\theta_{2z}'' - B_2 \Phi_{2y})^2 \right] - (H_{\xi 2})_{yy} - 2 \cdot (H_{\xi 2})_y \cdot (\theta_{2y}'' + B_2 \Phi_{2z}) + (H_{\xi 2})_{zz} + 2 \cdot (H_{\xi 2})_z \cdot (\theta_{2z}'' - B_2 \Phi_{2y}) \right\} \cdot \cos B_2 \Phi_2 + \left\{ 2 H_{\xi 2} \cdot (B_2 \Phi_{2y} - \theta_{2z}'') \cdot (\theta_{2y}'' + B_2 \Phi_{2z}) - 2 (H_{\xi 2})_z \cdot (B_2 \Phi_{2z} + \theta_{2y}'') + 2 \cdot (H_{\xi 2})_y \cdot (B_2 \Phi_{2y} - \theta_{2z}'') + H_{\xi 2} \cdot (B_2 \Phi_{2yy} - B_1 \Phi_{2zz}) \right\} \cdot \sin B_2 \Phi_2 = 2 \cdot H_{\xi 2} \cdot B_2 \Phi_{2yz} \cdot \cos B_2 \Phi_2 + \left[ 2 \cdot (H_{\xi 2})_{yz} + 2 \cdot H_{\xi 2} \cdot \theta_{2yz}'' \right] \cdot \sin B_2 \Phi_2. \quad (30)$$

Если имеем соотношения (24) тогда дифференциальные уравнения (29) (30) примут вид

$$C_{\xi 1} \left[ -\theta_{1xx}'' - (\theta_{1x}'' + B_1 \Phi_{1z})^2 + \theta_{1zz}'' - (\theta_{1z}'' - B_1 \Phi_{1x})^2 \right] \cdot \cos B_1 \Phi_1 + C_{\xi 1} \left[ 2 \cdot (B_1 \Phi_{1x} - \theta_{1z}'') \cdot (\theta_{1x}'' + B_1 \Phi_{1z}) + (B_1 \Phi_{1xx} - B_1 \Phi_{1zz}) \right] \cdot \sin B_1 \Phi_1 = 2 \cdot C_{\xi 1} \cdot B_1 \Phi_{1xz} \cdot \cos B_1 \Phi_1 + 2 \cdot C_{\xi 1} \cdot \theta_{1xz}'' \cdot \sin B_1 \Phi_1. \quad (31)$$

далее

$$C_{\xi 2} \left[ -\theta_{2yy}'' - (\theta_{2y}'' + B_2 \Phi_{2z})^2 + \theta_{2zz}'' - (\theta_{2z}'' - B_2 \Phi_{2x})^2 \right] \cdot \cos B_2 \Phi_2 + C_{\xi 2} \cdot \left[ 2 \cdot (B_2 \Phi_{2y} - \theta_{2z}'') \cdot (\theta_{2y}'' + B_2 \Phi_{2z}) + (B_2 \Phi_{2yy} - B_2 \Phi_{2zz}) \right] \cdot \sin B_2 \Phi_2 = 2 \cdot C_{\xi 2} \cdot B_2 \Phi_{2yz} \cdot \cos B_2 \Phi_2 + 2 \cdot C_{\xi 2} \cdot \theta_{2yz}'' \cdot \sin B_2 \Phi_2. \quad (32)$$

Условия, которым удовлетворяют (31), (32) имеют вид

$$\theta_{1x}'' = -B_1 \Phi_{1z}, \quad \theta_{1z}'' = B_1 \Phi_{1x}, \quad \theta_{2y}'' = -B_2 \Phi_{2z}, \quad \theta_{2z}'' = B_2 \Phi_{2y}. \quad (33)$$

Для дифференциальных уравнений (31), (32), (33) дополнительно должны быть удовлетворены условия, накладываемые на функции  $H_{\xi 1}, H_{\xi 2}$ . При подстановке соотношений Коши-Римана дифференциальные уравнения упрощаются

$$(H_{\xi 1})_{xx} - (H_{\xi 1})_{zz} = 0, \quad (H_{\xi 1})_{xz} = 0, \\ (H_{\xi 2})_{yy} - (H_{\xi 2})_{zz} = 0, \quad (H_{\xi 2})_{yz} = 0.$$

Из последнего следует, что

$$H_{\xi 1} = C_{\xi 1}'(x^2 + C_{\xi 2}' \cdot x + C_{\xi 3}') + C_{\xi 1}''(z^2 + C_{\xi 2}'' \cdot z + C_{\xi 3}'') + C_{\xi 1}, \quad (34)$$

$$H_{\xi 2} = C_{\xi 2}'(y^2 + C_{\xi 4}' \cdot y + C_{\xi 5}') + C_{\xi 2}''(z^2 + C_{\xi 4}'' \cdot z + C_{\xi 5}'') + C_{\xi 2}. \quad (35)$$



Функции  $\theta_1'', \theta_2''$  и  $B_1\Phi_1, B_2\Phi_2$  имеют ограничения (33). Можно показать, что они относятся к определенному классу функций, т.е.

$$\theta_{1xx}'' + \theta_{1zz}'' = 0, B_1\Phi_{1xx} + B_1\Phi_{1zz} = 0. \quad (36)$$

$$\theta_{2yy}'' + \theta_{2zz}'' = 0, B_2\Phi_{2yy} + B_1\Phi_{1zz} = 0. \quad (37)$$

Последние дифференциальные соотношения представляют уравнения Лапласа, а функции – являются гармоническими. С учетом выражений (33)-(37) показаны условия существования решений (27), (28):

$$\begin{aligned} \xi_x &= H_{\xi 1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1\Phi_1, \quad \xi_y = H_{\xi 2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2\Phi_2, \\ \xi_z &= -(H_{\xi 1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos A_1\Phi_1 + H_{\xi 2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos A_2\Phi_2), \\ \gamma_{xz} &= 2 \cdot H_{\xi 1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \sin B_1\Phi_1, \quad \gamma_{yz} = 2 \cdot H_{\xi 2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \sin B_2\Phi_2. \end{aligned} \quad (38)$$

Условия существования решений (38)

$$\begin{aligned} \theta_{1x}'' &= -B_1\Phi_{1z}, \quad \theta_{1z}'' = B_1\Phi_{1x}, \quad \theta_{2y}'' = -B_2\Phi_{2z}, \quad \theta_{2z}'' = B_2\Phi_{2y}, \\ \theta_{1xx}'' + \theta_{1zz}'' &= 0, \quad B_1\Phi_{1xx} + B_1\Phi_{1zz} = 0, \\ \theta_{2yy}'' + \theta_{2zz}'' &= 0, \quad B_2\Phi_{2yy} + B_1\Phi_{1zz} = 0, \\ (H_{\xi 1})_{xx} - (H_{\xi 1})_{zz} &= 0, \quad (H_{\xi 1})_{xz} = 0, \\ (H_{\xi 2})_{yy} - (H_{\xi 2})_{zz} &= 0, \quad (H_{\xi 2})_{yz} = 0. \end{aligned}$$

Далее, при  $H_{\xi} = C_{\xi}$ , имеем выражения

$$\begin{aligned} \xi_x &= C_{\xi 1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos B_1\Phi_1, \quad \xi_y = C_{\xi 2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos B_2\Phi_2, \\ \xi_z &= -(C_{\xi 1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \cos A_1\Phi_1 + C_{\xi 2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \cos A_2\Phi_2), \end{aligned} \quad (39)$$

$$\gamma_{xz} = 2 \cdot C_{\xi 1} \cdot \exp \theta_1'' \cdot \sin B_1\Phi_1, \quad \gamma_{yz} = 2 \cdot C_{\xi 2} \cdot \exp \theta_2'' \cdot \sin B_2\Phi_2,$$

Условия существования решений (39)

$$\begin{aligned} \theta_{1x}'' &= -B_1\Phi_{1z}, \quad \theta_{1z}'' = B_1\Phi_{1x}, \quad \theta_{2y}'' = -B_2\Phi_{2z}, \quad \theta_{2z}'' = B_2\Phi_{2y}, \\ \theta_{1xx}'' + \theta_{1zz}'' &= 0, \quad B_1\Phi_{1xx} + B_1\Phi_{1zz} = 0, \\ \theta_{2yy}'' + \theta_{2zz}'' &= 0, \quad B_2\Phi_{2yy} + B_1\Phi_{1zz} = 0, \end{aligned}$$

Из выше приведенных соотношений следует, что подходы, сформулированные в постановочной части задачи и при ее решении, с помощью метода гармонических функций, в аналитическом виде позволяют полностью удовлетворить систему уравнений пространственной задачи теории пластичности, как по напряжениям, так и по скоростям деформациям.

**Анализ полученных решений.** Полученные решения должны соответствовать общепринятым физическим данным и не противоречить установленным понятиям в прикладной теории пластичности. Рассмотрим тестовые решения. Имеем осадку прямоугольной полосы параллельными шероховатыми бойками. Приводя выражения (15) к виду, который предусматривает в очаге деформации нормальные напряжения одинакового знака, имеем

$$\begin{aligned} \sigma_x &= -C_{\sigma 1} \cdot \exp \theta_1' \cdot \cos A_1\Phi_1 + C, \quad \sigma_y = -C_{\sigma 2} \cdot \exp \theta_2' \cdot \cos A_2\Phi_2 + C, \\ \sigma_z &= -3 \cdot C_{\sigma 1} \cdot \exp \theta_1' \cdot \cos A_1\Phi_1 - 3 \cdot C_{\sigma 2} \cdot \exp \theta_2' \cdot \cos A_2\Phi_2 + C. \end{aligned} \quad (40)$$

После подстановки граничных условий в (15) определяем постоянные интегрирования

$$C_{\sigma_1} = \frac{k_0}{2 \cdot \exp \theta'_{10} \cdot \cos A_1 \Phi_{10}}, \quad C_{\sigma_1} = \frac{k_0}{2 \cdot \exp \theta'_{10} \cdot \cos A_1 \Phi_{10}},$$

$$A_1 \Phi_{10} = A_1 A_6 \cdot \frac{l}{2} \cdot \frac{h}{2}, \quad A_2 \Phi_{20} = A_2 A_7 \cdot \frac{b}{2} \cdot \frac{h}{2},$$

$$A_1 A_6 = 4 \frac{A_1 \Phi_{10}}{lh}, \quad A_2 A_7 = 4 \frac{A_2 \Phi_{20}}{bh}.$$

Переходя к точке на контактной поверхности, имеем

$$k_0 \psi_1 = k_0 \frac{\sin A_1 \Phi_{10}}{\cos A_1 \Phi_{10}}, \quad k_0 \psi_2 = k_0 \frac{\sin A_2 \Phi_{20}}{\cos A_2 \Phi_{20}},$$

или  $A_1 \Phi_{10} = \arctg \psi_1$ ,  $A_2 \Phi_{20} = \arctg \psi_2$ .

При этом

$$\theta'_{10} = -2 \cdot \frac{A_1 \Phi_{10}}{l \cdot h} \cdot \left( \frac{l^2}{4} - \frac{h^2}{4} \right), \quad \theta'_2 = -2 \cdot \frac{A_2 \Phi_{20}}{b \cdot h} \cdot \left( \frac{b^2}{4} - \frac{h^2}{4} \right).$$

Интегрируя, получим

$$\sigma_x = -\frac{k_0}{2 \cdot \cos A_1 \Phi_{10}} \cdot \exp(\theta'_1 - \theta'_{10}) \cdot \cos A_1 \Phi_1 + \frac{k_0}{2},$$

$$\sigma_y = -\frac{k_0}{2 \cdot \cos A_2 \Phi_{20}} \cdot \exp(\theta'_2 - \theta'_{20}) \cdot \cos A_2 \Phi_2 + \frac{k_0}{2},$$

$$\sigma_z = -\left( \frac{3k_0}{2 \cdot \cos A_1 \Phi_{10}} \exp(\theta'_1 - \theta'_{10}) \cos A_1 \Phi_1 + \frac{3k_0}{2 \cdot \cos A_2 \Phi_{20}} \exp(\theta'_2 - \theta'_{20}) \cos A_2 \Phi_2 \right) + k_0. \quad (41)$$

При этом, один из вариантов решения уравнения Лапласа являются выражения  $A_1 \Phi_1 = A_1 A_6 \cdot x \cdot z$ ,  $A_2 \Phi_2 = A_2 A_7 \cdot y \cdot z$ ,

$$\theta'_1 = -\frac{l}{2} \cdot A_1 A_6 \cdot (x^2 - z^2), \quad \theta'_2 = -\frac{l}{2} \cdot A_2 A_7 \cdot (x^2 - z^2).$$

На рис.2 и 3 показано распределение нормальных контактных напряжений, (41), вдоль осей X и Y соответственно, на разных от них расстояний.

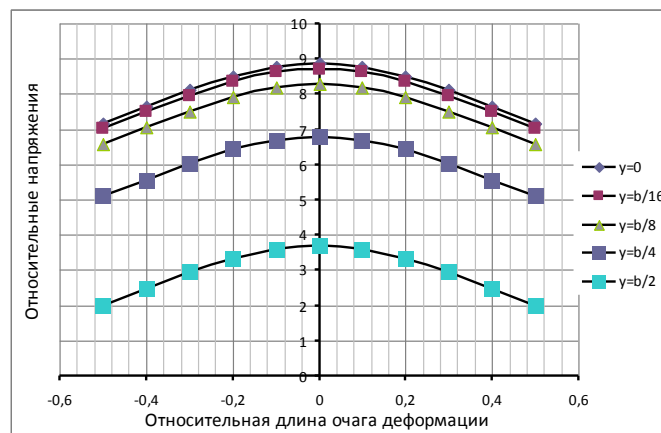


Рис. 2 – Распределение нормальных напряжений на контактной поверхности, вдоль оси X

при  $h = 10$  мм,  $b = 140$  мм,  $f = 0,3$ ,  $l = 70$  мм, при  $y = 0; \frac{b}{16}; \frac{b}{8}; \frac{b}{4}; \frac{b}{2}$ .

Вдоль осей X и Y напряжения  $\sigma_z$  распределены по выпуклой кривой, что определяется касательными контактными напряжениями  $\tau_{xz}$  и  $\tau_{yz}$ .

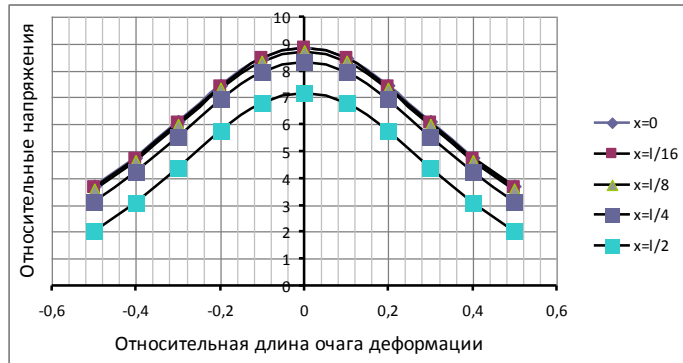


Рис. 3 – Распределение нормальных напряжений на контактной поверхности, вдоль оси Y при  $h=10$  мм,  $b=140$  мм,  $f=0,3$ ,  $l=70$  мм,  $x=0; \frac{b}{16}; \frac{b}{8}; \frac{b}{4}; \frac{b}{2}$ .

Причем, на разных расстояниях от осей их значения разные. Чем ближе к боковой или торцевой кромкам, тем они меньше, что соответствует выводам многих работ, включая [7]. На рис. 4, 5 видно, что ширина полосы влияет на величину и характер распределения контактных нормальных напряжений вдоль оси X, при разных значениях фактора формы

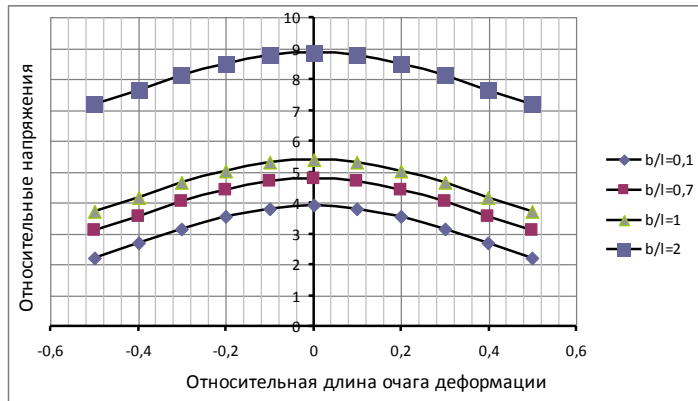


Рис. 4 – Влияние ширины полосы на удельное давление при  $h=10$  мм,  $l=70$  мм,  $\left(\frac{l}{h} = 7\right) f=0,3$ ,  $b=10, 50, 70, 140$  мм,  $y=0$

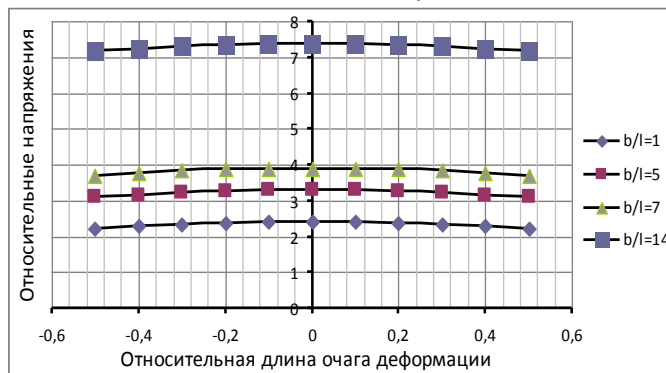


Рис. 5 – Влияние ширины полосы на удельное давление при  $h=10$  мм,  $l=10$  мм,  $\left(\frac{l}{h} = 1\right) f=0,3$ ,  $b=10, 50, 70, 140$  мм,  $y=0$

С увеличением ширины контактные давления увеличиваются. Необходимо подчеркнуть, что при больших ширинах ( $b > 2l$ ), величина нормальных напряжений резко возрастает, даже при малых значениях  $h$ , из-за увеличения коэффициента подпора в поперечном направлении. В работе Губкина [11], этот факт подтверждается. Расчеты показывают, что контактное трение и фактор формы существенным образом влияют на значение напряжения  $\sigma_z$ . С увеличением, их величина возрастает.

На рис. 6 представлена объемная эпюра распределения удельного давления при прокатке, согласно экспериментальных данных В. Луэга. В угловой части заготовки удельные давления имеют минимальное значение с увеличением к осевым линиям раздела течения металла. Имеет место смещение максимума эпюры распределения контактного давления в сторону выхода металла из валков, что характерно для процесса прокатки. В нашем случае такого смещения нет, так как осадка является симметричным процессом, линии раздела течения металла находятся на оси симметрии. В качественном отношении распределении контактных давлений является идентичным, что позволяет утверждать о сопоставимости результата.

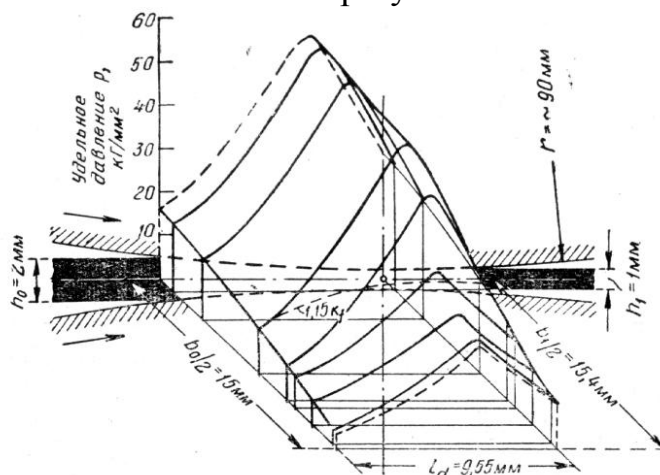


Рис. 6 – Пространственная эпюра удельного давления для случая холодной прокатки алюминия, при  $h_0 = 2$  мм,  $\Delta h = 1$  мм,  $b_0 = 30$  мм,  $D = 180$  мм

Кроме этого, тестовые сопоставления результатов показали, что полученные значения отражают ту физику процесса, которая заложена в решении, рис. 1.

#### **Выводы:**

1. Поставлена и решена пространственной задачи теории пластичности в аналитическом виде. Использование метода гармонических функций позволило замкнуть решение в напряжениях и скоростях деформаций.

2. Аналитически удалось описать участки перехода по напряжениям и скоростям деформации, удовлетворить граничные условия по этим параметрам.

3. Тестовые расчеты напряженного состояния на контакте при осадке прямоугольной заготовки показали приемлемый результат, как в качественном, так и количественном отношении.

**Список литературы:** 1. Чигиринский В. В. О новых подходах решения задач теории пластичности // Сборник научных трудов, Обработка металлов давлением. Краматорск.- 2009.- №1(20)- с. 41-49. 2.

Производство высокоэффективного металлопроката / Чигиринский В.В., Мазур В.Л., Бергеман Г.В., Леготкин Г.И., Слепынин А.Г., Шевченко Т.Г. – Днепропетровск.: «Дніпро-ВАЛ», 2006.-265 с. с ил.

**3. Чигиринский В. В.** Новое решение плоской задачи теории пластичности // Научные труды ДонНТУ, серия: Metallurgy, выпуск 10 (141). Донецк. – 2008. с. 105-115. **4. Чигиринский В. В.** Метод решения задач теории пластичности с использованием гармонических функций// Изв вузов. Черная металлургия.- 2009.- №5.- с. 11-16. **5. Чигиринский В. В.** Некоторые особенности теории пластичности применительно к процессам ОМД// Тр.науч.-техн. конф. «Теория и технология процессов пластической деформации-96».- М.: МИСиС, 1997.- с.568-572. **6.** Пространственная задача теории пластичности / Чигиринский В.В., Шейко С.П., Ечин С.М. // Сборник научных трудов, Обработка металлов давлением. Краматорск.- 2013.- №2(35)- с. 3-8. **7. Сторожев М. В., Попов Е. А.** Теория обработки металлов давлением.-М.: Машиностроение, 1977.- 422 с. **8. Целиков А. И.** Теория расчета усилий в прокатных станах. – М.: Металлургиздат, 1962. – 495 с. **9. Тихонов А. Н., Самарский А. А.** Уравнения математической физики. -М.: Наука,1977.-735 с. **10. Гун Г. Я.** Теоретические основы обработки металлов давлением. – М.:Металлургия.1980.- 456 с. **11. Губкин С. И.** Теория обработки металлов давлением. – М.: Металлургиздат, 1947. – 370 с.

Надійшла до редакції 29.10.2013

УДК 539.374.001.8

**Аналитическое решение пространственной задачи теории пластичности с использованием гармонических функций / Чигиринский В. В., Шейко С. П., Дубина В. И.** // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 42 (1015). – С. 193–205. Бібліогр.:11 назв.

Поставлена і вирішена просторова задача теорії пластичності в аналітичному вигляді. З використанням методу гармонічних функцій отримано замкнуте вирішення в напружених і швидкостях деформацій. Аналітично описані ділянки переходу по напруженням і швидкостям деформації, що задовольняють граничні умови по цих параметрах.

**Ключові слова:** теорія пластичності, просторова задача, метод гармонічних функцій

Posed and solved the three-dimensional problem of the theory of plasticity in an analytical form. Using the method of harmonic functions, we obtain a closed solution to the stress and strain rate .. Analytically described the transition area for stress and strain rates that satisfy the boundary conditions on these parameters.

**Keywords:** theory of plasticity, spatial problem, the method of harmonic functions

УДК 621.7

**В. Л. ЧУХЛІБ**, канд. техн. наук, доц., НМетАУ, Дніпропетровськ;

**В. О. ГРИНКЕВИЧ**, докт. техн. наук, проф., НМетАУ, Дніпропетровськ;

**Д. С. ОЛІЙНИК**, студент, НМетАУ, Дніпропетровськ;

**А. І. СТАРОСЕК**, студент, НМетАУ, Дніпропетровськ;

**А. В. АШКЕЛЯНЕЦЬ**, канд. техн. наук, доц., НМетАУ, Дніпропетровськ;

**А. Ю. БОРИСЕНКО**, канд. техн. наук, ст. наук. співр., Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України, Дніпропетровськ.

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ОСАДКИ І ПРОТЯЖКИ НА МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ТА СТРУКТУРУ ПОКОВОК**

Виконано дослідження впливу технологічних параметрів осадки і протяжки при куванні на характеристики міцності сталі 20. Проведений мікроструктурний аналіз металу після деформації. Визначений взаємозв'язок між фактором форми, уковом при протяжці та осадці та межою міцності і текучості.

**Ключові слова:** осадка, протяжка, уков, фактор форми, структура.

**Вступ.** Прогнозування і покращення механічних властивостей металу були актуальними в усі часи. Так за останні роки, були проведені дослідження різних видів ковальської протяжки [1], завдяки комп'ютерному моделюванню більш детально розглянутий процес протяжки тонких подовжених заготовок [2], також був досліджений напружено-деформований стан і оцінка ймовірності руйнування металу на поверхні круглих заготовок при ковальській протяжці [3]. Однак вплив технологічних параметрів кування, при спільному виконанню осадки і протяжки, на мікроструктуру поковок і характеристики міцності металу є недостатньо вивченим і потребує подальшого дослідження.

**Мета дослідження.** Основною метою є експериментальне встановлення зв'язку між впливом технологічних параметрів кування та характеристиками міцності і мікроструктурою поковок зі сталі 20.

**Матеріали і методика дослідження.** В даному експерименті вивчався вплив таких факторів як фактор форми ( $X_1$ ), уков при осадці ( $X_2$ ) і уков при протяжці ( $X_3$ ). Уков являє собою величину, яка характеризує ступінь пропрацювання металу, тобто його якість. Фактором форми є співвідношення висоти  $H$  до діаметра зразка  $D$ . Зазвичай фактор форми дорівнює  $H / D \leq 2,5$ . Від значення фактора форми залежить розподіл напружень в об'ємі зразка [4].

Варіювання укову відбувалося на двох рівнях  $+0,5$  і  $-0,5$ , з верхнім рівнем  $2,5$  і нижнім  $1,5$ . Фактор форми також має інтервал варіювання  $\pm 0,5$ , з верхнім рівнем  $2$  і нижнім  $1$ . Всі зразки були деформовані завдяки осадці і протяжці. Рівні факторів та план експерименту наведені в таблиці 1.

Таблиця 1. План експерименту

№ досліджу	Кодований масштаб			Натуральний масштаб		
	$X_1$	$X_2$	$X_3$	$X_1$	$X_2$	$X_3$
1	+	+	+	2	2,5	2,5
2	-	+	+	1	2,5	2,5
3	+	-	+	2	1,5	2,5
4	-	-	+	1	1,5	2,5
5	+	+	-	2	2,5	1,5
6	-	+	-	1	2,5	1,5
7	+	-	-	2	1,5	1,5
8	-	-	-	1	1,5	1,5

Для дослідів використовувались заготовки діаметром 32 мм і висотою 32 та 64 мм. Хімічний склад сталі для експериментального дослідження складав: 0,21% С, 0,23% Si, 0,57% Mn, 0,10% Cr, 0,06% Ni, 0,07% Cu, 0,02% Al, 0,024% S, та 0,017% P.

Для нагріву застосовувалась електрична піч опору з нагрівом заготовок до температури  $1300^{\circ}\text{C}$ . Деформацію зразків виконували на пневматичному молоті з масою падаючих частин 50 кг. Для обмеження деформації використовувалась підкладна плита та набір обмежувачів укову. На всіх поковках кінець для захвату кліщами залишався недеформованим (рис. 1 (б)). Осадку і протяжку проводили на плоских бойках. Обтиск здійснювався за два-

три удари молоту. Кожен дослід дублювався тричі. Отримані зразки наведені на рис. 1(а).

Після кування на отриманих зразках були відібрані шліфи для аналізу мікроструктури. Виявлення мікроструктури здійснювали травлінням полірованої поверхні шліфів у 3%-ому спиртовому розчині азотної кислоти. Мікроструктурний аналіз проводився при збільшенні 50-500 крат.

Так як напружено-деформований стан є симетричний відносно центру зразка, структура розглядалась не по всій поверхні, а на одній половині, яка була отримана умовним діленням поверхні зразку в горизонтальному напрямку. Були зроблені зображення структури у центрі зразку та на боковій поверхні на відстані 0,5 мм від поверхні контакту (рисунок 1 (б)). Дані випробування міцності наведені в таблиці 2.

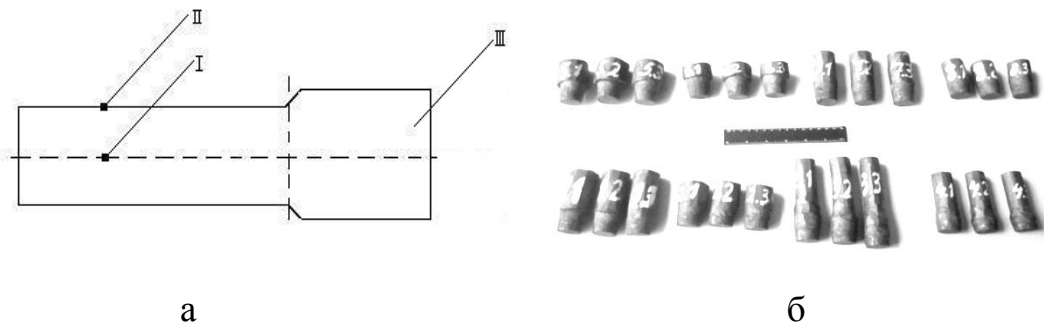


Рис. 1 – Поковки: а – загальний вид отриманих поковок; б – місця отримання зображень мікроструктур: I – у центрі зразку, II – на боковій поверхні, III – зона захвата кліщами.

Таблиця 2. Показники міцності і параметри кування

№ досліду	Межа текучості, МПа	Межа міцності, МПа	Фактор форми ( $X_1$ )	Уков при осадці ( $X_2$ )	Уков при протяжці ( $X_3$ )
1	295	650	2	2,5	2,5
2	310	646	1	2,5	2,5
3	375	631	2	1,5	2,5
4	408	666	1	1,5	2,5
5	333	591	2	2,5	1,5
6	299	584	1	2,5	1,5
7	275	690	2	1,5	1,5
8	309	687	1	1,5	1,5

Аналізуючи дані, наведені в таблиці 2, можна відмітити, що найбільша межа текучості була досягнута в досліді №4 (408 МПа), найменша – в досліді №7 (275 МПа). Тобто можна зробити висновок, що чим більше уков при протяжці тим більша межа текучості. Фактор форми і уков при осадці, в даному випадку, впливають мало. Найбільша межа текучості в досліді №7 (690 МПа), найменша в досліді №6 (584 МПа). Це свідчить про те, що чим менше уков при осадці, тим більша межа міцності. Якщо проаналізувати зразки за межею текучості і міцності в цілому, можна побачити, що найбільші показники в досліді №4 і №3, межа текучості – 408 МПа і 375 МПа, межа міцності 666МПа і

631 МПа, відповідно, найменші у №1 і №6, межа текучості – 295 МПа і 299МПа, межа міцності – 650 МПа і 584 МПа. Якщо перейти до взаємозв'язку параметрів кування і показників міцності, зразки, що максимально протягувались і мінімально осаджувались, мають найкращі результати. Фактор форми впливає мало. Залежність показників міцності від параметрів кування графічно представлені на рисунку 2.

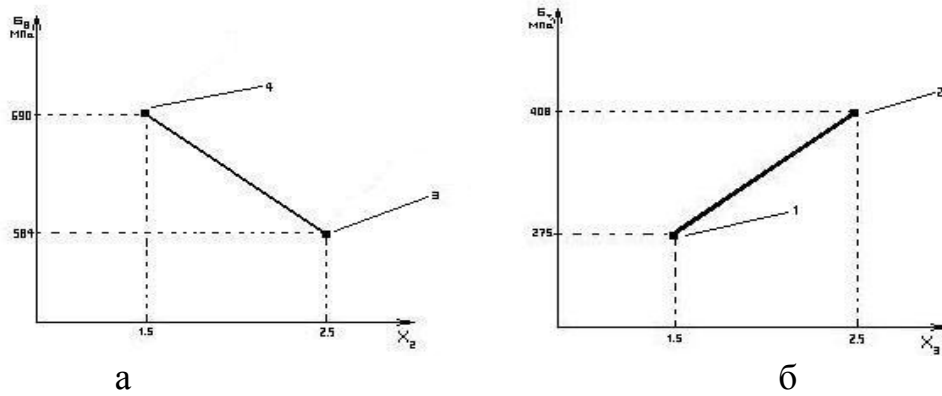


Рис. 2 – Залежність показників міцності від параметрів кування:

а – залежність межі текучості від укову при протяжці зразка №7 (точка 1) і зразка 4 (точка 2),  
 б – залежність межі міцності від укову при осадці зразка №6 (точка 3) і зразка №7 (точка 4).

Результати досліджень показників міцності при куванні за запропонованими схемами можна проаналізувати за допомогою зображення структур, що наведені на рис. 3.

№ досліду	Структура зразка на боковій поверхні	Структура в центрі зразка
3		
4		



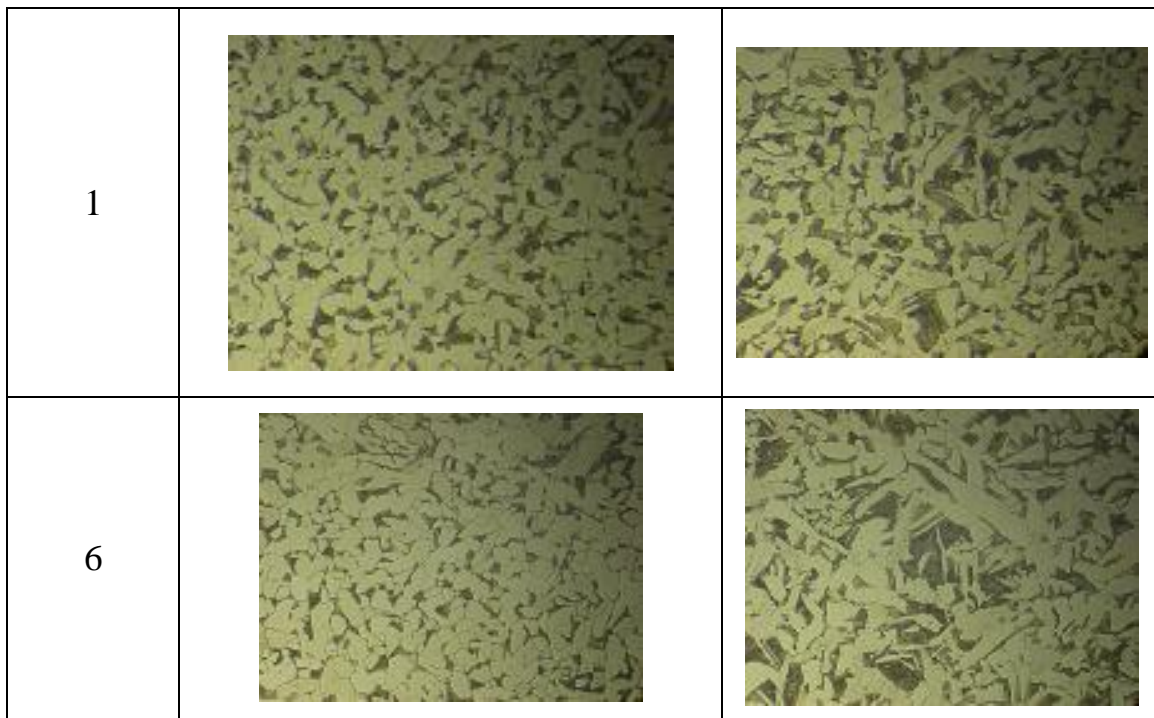


Рис. 3 – Структури зразків

Спочатку розглянемо структури поковок, показники міцності яких, максимальні.

В третьому зразку розмір зерна, а також рівновісність в центрі та на крайовій поверхні заготовки майже однакові і, що не менш важливо, зерна мають достатньо малий розмір.

В четвертому зразку на краю зерна мають менший розмір, ніж в центрі, але менш рівновісні і в цілому розмір зерна великий.

Тепер перейдемо до поковок, показники міцності яких мінімальні.

На знімках видно, що на краю першого зразка структура має більшу рівновісність, а також більш рівномірне розподілення фаз, крайова зона має менший розмір зерна, ніж центральна. Це зумовлено тим, що метал, що знаходиться ближче до поверхні і деформується у більшому ступені.

Ситуація в шостій структурі така, що зерна на крайовій поверхні мають менший розмір, ніж у центрі, а також вони більш рівновісні.

**Висновки.** Результатом виявлення впливу пластичної деформації на механічні властивості сталі 20 при вільному куванні, стало визначення залежності механічних властивостей заданих рівнів факторів, які характеризують процес осадки і протяжки. Було експериментально виведено, що максимальну міцність і пластичність мають зразки з четвертого і третього дослідів, тобто ті, що протягувалися з найбільшим показником укову і осаджувалися з найменшим. В зв'язку з цим можна зробити висновок, що чим більше уков при протяжці і чим менше при осадці, тим більше характеристики міцності деформованого металу. Фактор форми впливає мало.

**Список літератури:** 1. Тюрин В.А. Разновидности процессов кузнечной протяжки / Тюрин В.А// Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением – 2009. – №9. – С. 5-8.  
2. Соломонов К. Н. Компьютерное моделирование процесса протяжки тонких удлиненных заготовок /

Соломонов К. Н., Абашкин В. П // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением – 2008. – №5. – С. 44-48. **3. Потапов А. И.** Исследование напряженно-деформированного состояния и оценка вероятности разрушения металла на поверхности круглых заготовок при кузнечной протяжке / Потапов А. И. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2008. – №3. – С. 96-100. **4. Сторожев М.В.** Теория обработки металлов давлением / М.В.Сторожев, Е.А.Попов. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.

Надійшла до редколегії 04.11.2013

УДК 621.7

**Дослідження впливу осадки і протяжки на механічні властивості та структуру поковок / Чухліб В. Л., Гринкевич В. О., Олійник Д. С., Старосек А. І., Ашкелянecь А. В., Борисенко А.Ю.** // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С.205–210. – Бібліогр.: 4 назви.

Выполнены исследования влияния технологических параметров осадки и протяжки при ковке на характеристики прочности стали 20. Проведен микроструктурных анализ металла после деформации. Определенный взаимосвязь между фактором формы, уковом при протяжке и осадке и пределом прочности и текучести.

**Ключевые слова:** осадка, протяжка, фактор формы, структура.

Investigation of the influence of the degree of deformation technological parameters of the draft and broaches, form factor, while forging operations on strength characteristics of steel 20. The performed structural analysis of metal after deformation. Derived relationship between the factors forms, scholarly during draft and broaches and limit of strength and fluidity.

**Keywords:** draft, broaches, scholarly, factor form, structure.

УДК 669.276

**А. А. ШАПОВАЛ**, канд. техн. наук, директор, Научно-производственное предприятие «Тангстен», Светловодск;

**А. Г. МАРКЕВИЧ**, начальник отдела международных отношений Кременчугский национальный университет им. М. Остроградского;

**Д. В. МОСЬПАН**, канд. техн. наук, докторант, Кременчугский национальный университет им. М. Остроградского.

## **КОМБИНИРОВАННЫЕ ПРОЦЕССЫ БЕСКОНТЕЙНЕРНОГО ПРЕССОВАНИЯ И ВИБРАЦИОННОГО ВОЛОЧЕНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ МАЛОПЛАСТИЧНЫХ ТРУДНОДЕФОРМИРУЕМЫХ МЕТАЛЛОВ**

Разработан процесс и аппаратное оформление для реализации комбинированных процессов бесконтейнерного циклического прессования и вибрационного волочения малопластичных, труднодеформируемых материалов. Определены силовые и кинематические параметры процесса волочения с циклическим подпором. Разработано и внедрено на производстве устройство для осуществления двухступенчатого процесса вибрационного деформирования металла волочением и вдавливанием.

**Ключевые слова:** бесконтейнерное циклическое прессование, вибрационное волочение, режим обжатий, активный циклический подпор.

**Введение.** Вибрационное нагружение очага деформации позволяет реализовать процессы деформирования с благоприятной схемой нагружения – деформированного состояния металла, в частности, волочение с циклическим

подпором и бесконтейнерное вибрационное прессование прутков из труднодеформируемых сплавов. Высокоэффективными являются процессы со сложной траекторией нагружения металла, например, комбинированные процессы прессования и волочения.

**Анализ последних исследований и литературы.** В настоящее время для обеспечения конкурентоспособности на промышленных предприятиях Украины (ГП ИЦТС «Светкермет», ООО НПП «Тангстен») [1-2] внедряются новые интенсивные технологии обработки металлов, позволяющие обеспечить уменьшение затрат на производство, экономию таких дорогостоящих материалов как гафний и цирконий и вывести качество получаемой продукции на уровень лучших мировых аналогов. Отметим, что в работах, посвященных теории и технологии обработки тугоплавких металлов [3-4], технологические рекомендации носят общий характер.

**Цель исследования, постановка проблемы.** Основной целью исследований являлось исследование силовых параметров комбинированных процессов бесконтейнерного прессования и волочения и разработка устройств для аппаратурного оформления.

**Материалы исследований.** В работе [5] дано описание способа волочения с циклическим подпором, сущностью которого является циклическое защемление заднего конца металла, протягиваемого через вибрирующую вдоль оси волоку, в моменты получения им отрицательной скорости. Схема устройства для волочения с циклическим подпором, силовые и кинематические параметры процесса представлены на рис. 1.

Устройство включает вибрирующую волоку 1, через которую протягивается металл 2. Для циклического защемления металла перед входом в волоку установлен самотормозящийся клиновой зажим 3. С помощью пружины 4 осуществляется поджатие губок зажима к металлу. Зажим беспрепятственно пропускает металл в направлении волочения. Как только металл начинает двигаться в противоположном направлении, происходит его защемление и возникает усилие подпора. Эффективная сила волочения в данном случае может быть определена по формуле:

$$P_{эф} = \frac{P_n}{\pi} \left( \frac{\pi}{2} + \arcsin \frac{\beta}{\mu - 1} - \arccos \beta - \delta \right), \quad (1)$$

где:  $P_n$  – номинальное значение силы волочения;

$\beta = V_1/V_k = V_1/2A_0 \cos \omega t$  – скоростной показатель вибропроцесса;

$A_0$  – амплитуда колебаний;  $\omega$  – циклическая частота;

$V_k$  – колебательная скорость волоки;

$V_1$  – скорость волочения;

$t$  – время.

Условием осуществления процесса является:

$$\beta \leq \mu - 1 \text{ или } V_1 \leq A_0 \omega (\mu - 1). \quad (2)$$

Из выражения (2) следует, что допускаемая скорость волочения и производительность процесса волочения с циклическим подпором по рассматриваемому способу ограничены параметрами вибрации инструмента.

Авторами [1] разработана схема процесса волочения с активным циклическим подпором, создаваемым при сообщении защемляющему органу колебаний, противоположных по фазе колебаниям волоки. На рис. 2

представлена схема процесса волочения с активным циклическим подпором. Обрабатываемый металл 1 с постоянной скоростью непрерывно протягивают через последовательно установленные по ходу процесса защемляющий орган 2, клиновидный самотормозящийся зажим 3, и волоку 3, которым сообщаются колебания в противоположных фазах. В моменты взаимного сближения волоки и зажима металл вдавливается в волоку, что и создает циклический подпор при волочении.

При волочении металла через вибрирующую вдоль оси волоку с постоянной скоростью движения тягового органа ( $V_1 = const$ ) наблюдаются колебания скорости движения заднего конца металла. Так, считая скорость тягового органа  $V_1$  абсолютной, а скорость колебания волоки  $V_k = A_0 \omega \cos \omega t$  переносной, получим уравнение для относительной скорости входа металла в волоку:

$$V_0' = \frac{1}{\mu} V_1 - \frac{1}{\mu} A_0 \omega \cos \omega t. \quad (3)$$

Абсолютная скорость движения заднего конца металла равна сумме относительной  $V_0'$  и переносной  $V_k$  скоростей:

$$V_0 = \frac{1}{\mu} V_1 + \left(1 - \frac{1}{\mu}\right) A_0 \omega \cos \omega t. \quad (4)$$

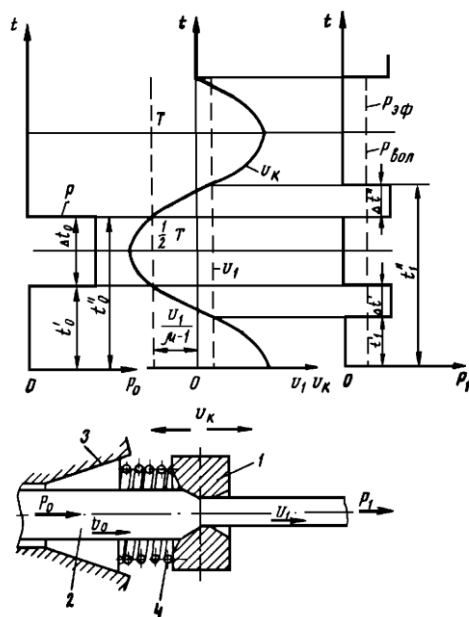


Рис. 1 – Схема, силовые и кинематические параметры процесса волочения с циклическим подпором

В процессе волочения металла с активным циклическим подпором при сообщении матрице и клиновидному зажиму колебаний, противоположных по фазе, абсолютная скорость заднего конца металла  $V_{он}$  в моменты вдавливания определяется соотношением между значениями скорости движения заднего конца металла  $V_0$  (зависимость (4)), и колебательной скорости клиновидного зажима. Очевидно, что условием осуществления этого процесса является

$$A_n \omega \geq V_{он}, \quad (5)$$

т.е. вдавливание заднего конца металла в волоку клиновым зажимом наступает тогда, когда амплитудное значение колебательной скорости зажима превышает абсолютную скорость движения заднего конца металла при новом процессе вибрационного волочения. С учетом выражения (5) зависимость (4) примет следующий вид:

$$\frac{1}{\mu} V_{1н} - \left(1 - \frac{1}{\mu}\right) A_0 \omega \geq A_n \omega, \quad (6)$$

где  $V_{1н}$  – скорость тягового органа в новом процессе.

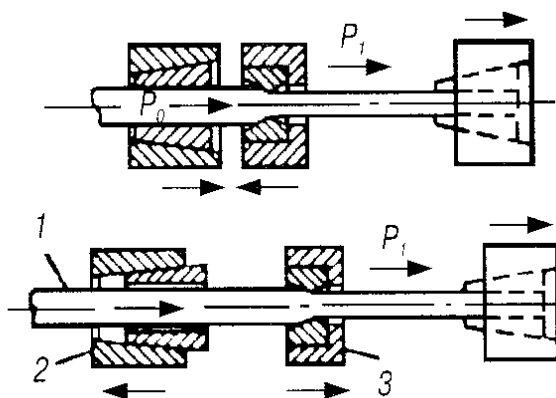


Рис. 2. – Схема процесса волочения с активным циклическим подпором

Возможности интенсификации предложенного процесса вибрационного волочения по сравнению с известным процессом, при котором циклический подпор создается в моменты получения задним концом металла отрицательной (направленной против хода волочения) скорости, можно определить по предельной скорости тягового органа. В соответствии с выражением (6) достигаемая скорость тягового органа в известном процессе в предельном случае составляет:

$$V_{1макс} = (\mu - 1) A_0 \omega. \quad (7)$$

Предельная скорость движения тягового органа в предложенном процессе, определенная из выражения (6), составит:

$$V_{1н макс} = A_0 \omega \left[ \frac{\mu(A_0 + A_n)}{A_0} - 1 \right].$$

Примем:

$$(A_0 + A_n) / A_0 = K_A,$$

где  $K_A$  – коэффициент амплитуды колебания, отражающий относительное увеличение суммарной амплитуды колебаний инструментов в предложенном вибропроцессе по сравнению с известным.

Зависимость (7) приобретает следующий вид:

$$V_{1н макс} = A_0 \omega (\mu K_A - 1).$$

Коэффициент интенсификации процесса по предельно достигаемой скорости движения тягового органа при равенстве коэффициентов вытяжки и прочих одинаковых условиях в сравниваемых вариантах определяется, как:

$$E_v = \frac{V_{1н. макс}}{V_{1 макс}} = \frac{K_A \mu - 1}{\mu - 1}. \quad (8)$$

Из зависимости (8) следует, что сообщение клиновому зажиму колебаний в предложенном процессе с активным циклическим подпором дает возможность существенно интенсифицировать процесс волочения по предельно достигаемой скорости движения тягового органа. Это обусловлено тем, что моменты вдавливания металла в матрицу могут иметь место и в том случае, когда задний конец обрабатываемого металла движется по ходу волочения.

Эффективным методом повышения производительности процесса по достигаемому коэффициенту вытяжки металла за переход является использование двух деформирующих матриц с зажимами для прутка, на которые накладываются перемещения в противоположных фазах вдоль оси деформирования. Нами предложено устройство для осуществления двухступенчатого процесса вибрационного деформирования металла волочением и вдавливанием (рис. 3).

Устройство представляет собой вибровозбудитель, который содержит полый корпус 1 с торцами, выполненными в виде плоских мембран 2, 3. На мембране 2, первой на ходу волочения металла 4, смонтирован самотормозящийся зажим 5, в котором установлена матрица 6. Пружина 7 служит для начального прижатия губок 8 зажима 5 к металлу 4. На второй мембране 3 установлена вторая матрица 9, за которой размещен клиновый зажим 10. Для поджатия губок 11 зажима 10 к металлу предусмотрена пружина 12. Полый корпус заполнен рабочей средой 13 и соединен с источником импульсной ее подачи через отверстие 14.

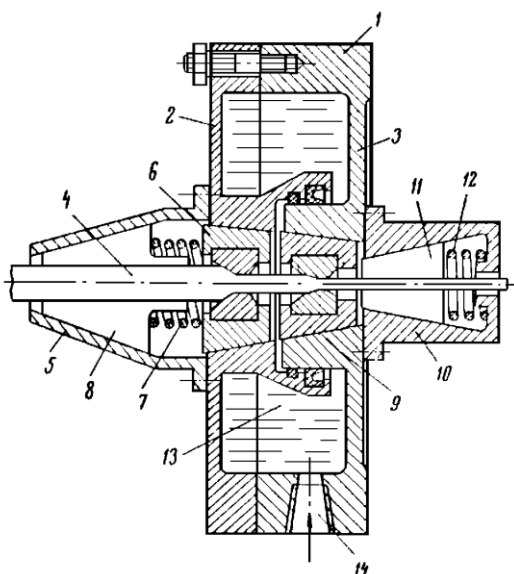


Рис. 3. – Устройство для деформирования металла волочением и вдавливанием

Заготовка с предварительно заостренным концом вводится в устройство, и в вибровозбудитель подается жидкость, находящаяся под пульсирующим давлением. Под действием каждого импульса давления жидкости мембраны прогибаются наружу. При этом первая по ходу матрица 6 получает движение навстречу металлу, передний конец которого защемляется зажимом 10, движущимся по ходу металла. Таким образом, металл за время нарастания импульса давления протягивается через первую матрицу 6 на длину, равную сумме перемещений за это время матрицы 6 и зажима 10. В период нарастания давления в вибровозбудителе вторая матрица 9 движется по ходу металла и не деформирует его. В период спада давления жидкости упругие мембраны возвращаются в исходное положение. При этом матрица 9 движется навстречу металлу, задний конец которого защемляется зажимом 5, движущимся по ходу металла. За время спада импульса давления происходит вдавливание металла в матрицу 9 на длину, равную сумме перемещений за это время матрицы 9 и зажима 5. При новом импульсе давления цикл повторяется.

На рис. 4 представлена схема устройства, реализованная нами в промышленных условиях. Под действием эксцентрикового привода волокна 3 и 4 с волокодержателями 1 и 2 совершают противофазные колебания вдоль оси волочения. В момент взаимного расхождения волокодержателей 1 и 2 первая по ходу волочения волокна 3 и зажим 8 движутся навстречу металлу 5. Волокна 4 и зажим 7 движутся по ходу металла 5. При этом задний конец металла зажимается зажимом 7 и вдавливается в волокно 3. Передний конец металла 5 движется совместно с волокном 4 и беспрепятственно проходит через расклинившийся зажим 8. Обжатия металла 5 в волокне 4 не происходит. В момент взаимного сближения волокодержателей 1 и 2 передний конец металла 5 зажимается зажимом 8 и протягивается через волокно 4. Обжатия металла в волокне 3 не происходит. В первой волокне 3 осуществляют циклическое вдавливание металла. Во второй волокне 4 происходит процесс волочения.

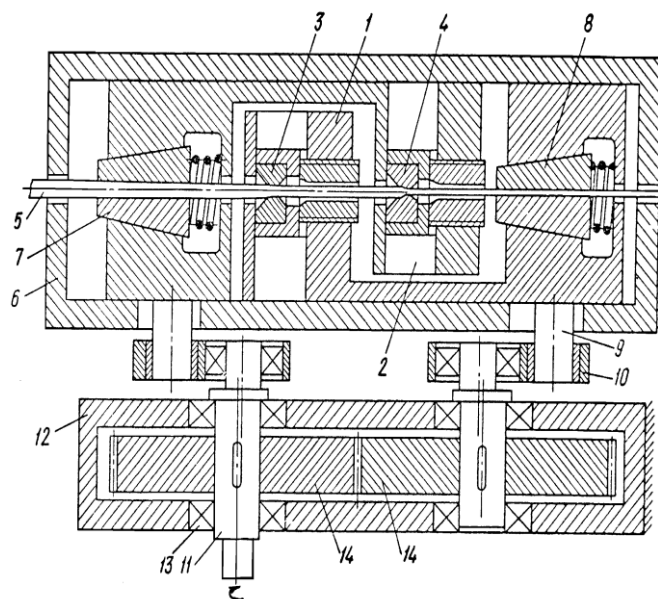


Рис. 4. – Устройство для реализации схемы «вдавливание – волочение»

**Выводы:** Нагружение металла по сложной траектории (волочение – вдавливание) обеспечивает снижение деформирующих сил и уровня остаточных внутренних напряжений. Однако этот способ деформирования с последовательным осуществлением операций волочения и вдавливания применяется при обработке прутков из тугоплавких металлов таких как цирконий и гафний, которые имеют запас пластичности, достаточный для обработки путем волочения. В отдельных случаях это обстоятельство ограничивает сортамент обрабатываемых изделий. В частности, комбинированный процесс «волочение–вдавливание» не может быть использован при обработке полученных из спеченных штабиков ротационной ковкой или прокаткой вольфрамовых и молибденовых прутков. Для обработки малопластичных металлов и сплавов предпочтительной является схема нагружения «вдавливание – волочение». Это позволяет увеличить общее обжатие металла за один проход и осуществлять деформацию малопластичных материалов посредством осесимметричных процессов.

**Список литературы:** 1. Шаповал А.Н. Интенсивные процессы обработки давлением вольфрама и молибдена / Шаповал А.Н., Горбатюк С.М., Шаповал А.А. – М.: Издательский дом «Руда и металлы», 2006, – 352с. 2. Драгобецкий В.В. Опытнo-промышленный стан для бесконтейнерного вибрационного прессования вольфрамовых и молибденовых прутков / В.В. Драгобецкий, А.А. Шаповал, Д.В. Савелов и др. – Обработка материалов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2012. – №4(33). – С. 257-261. 3. Корнеев Н.И. Обработка давлением тугоплавких металлов и сплавов / Н.И.Корнеев, С.Б. Певзнер, Е.И. Разуваев и др. – М.: Металлургия, 1975. – 440 с. 4. Карпачев Д.Г. Тугоплавкие металлы и сплавы / Д.Г. Карпачев, Е.Д. Доронькин, С.А. Цукерман и др. – М.: Металлургия, 1977. – 240 с. 5. В.М. Клименко Вибрационная обработка металлов давлением / Клименко В.М., Шаповал В.Н. Киев: Техника. – 1977. – 128с.

*Надійшла до редколегії 30.10.2013*

УДК 669.276

**Комбинированные процессы бесконтейнерного прессования и вибрационного волочения при обработке малопластичных труднодеформируемых металлов // Шаповал А.А., Маркевич А.Г., Мосьпан Д.В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 210–216. Библиогр.:5 назв.**

Розроблено процес і апаратурне оформлення для реалізації комбінованих процесів бесконтейнерного циклічного пресування і вібраційного волочіння малопластичних, труднодеформуємих матеріалів. Визначено силові та кінематичні параметри процесу волочіння з циклічним підпором. Розроблено та впроваджено на виробництві пристрій для здійснення двоступеневого процесу вібраційного деформування металу волочінням і вдавлуванням.

**Ключові слова:** безконтейнерне циклічне пресування, вібраційне волочіння, режим обтисків, активний циклічний підпор.

The authors develop the process and tanking for realizing combined processes of the containerless cyclic pressing and vibratory drawing of the low-plastic and hardly-deformed metals. The article defines the power and kinematic parameters of the drawing with the cylindrical backup. The device, meant for the two-stage process of vibratory metal deformation with drawing and impression, is created and implemented into manufacture.

**Key words:** containerless cyclic pressing, vibratory drawing, draughting schedule, active cylindrical backup.



УДК 621.771

**Ю. М. ЮХНОВСКИЙ**, канд. техн. наук, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков;

**Д. Ю. КОНОНЕНКО**, инженер, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков;

**А. С. РУСАКОВ**, инженер, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков.

## УСОВЕРШЕНСТВОВАННАЯ МЕТОДИКА РАСЧЕТА ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОКАТКИ

Усовершенствована методика расчета энергосиловых параметров прокатки, более подходящая современным представлениям теории прокатки о течении металла. В ходе расчетов выведена формула для определения момента прокатки, с помощью которой можно также определить давление металла на валки или один из важнейших технологических параметров – уширение.

**Ключевые слова:** момент прокатки, работа и мощность прокатки, усилия прокатки, очаг деформации, уширение.

**Введение.** Большое значение для теории прокатки имеет вопрос определения энергосиловых параметров – давления металла на валки (сила прокатки), моментов, работы и мощности прокатки. На практике, как правило, известным параметром является мощность прокатки, определяемая по показателям приборов (амперметров, вольтметров, ваттметров), устанавливаемых в схемах управления двигателями главных приводов. На основе этих параметров двигателя по общеизвестным методикам определяется момент прокатки с достаточной для инженерных расчетов степенью точности (3-5%). Следующим этапом расчета является определение силы прокатки по общепринятой в теории прокатки формуле:

$$M_{np} = 2P \cdot \psi \cdot l_d, \quad (1)$$

где  $P$  – давление металла на валки, тм;

$l_d$  – проекция дуги захвата на горизонтальную плоскость, м;

$\psi$  – плечо приложения равнодействующей.

**Цель исследования, постановка проблемы.** Формула (1) хотя и дает достаточно надежные результаты, но противоречит общепринятым представлениям о пластическом течении металла в зеве валков. Известно, что очаг деформации имеет две зоны скольжения: зону отставания и зону опережения. В первой зоне очага деформации силы трения направлены в сторону прокатки и, следовательно, осуществляют ее, а во второй зоне – направлены навстречу прокатке, препятствуя ей. Разность этих сил трения (избыточные силы трения) и создает момент прокатки на валках. Исходя из этой схемы следует, что при увеличении момента прокатки должна увеличиваться протяженность зоны отставания и, соответственно, уменьшаться зона опережения. Иными словами, коэффициент приложения равнодействующей ( $\psi$ ) должен уменьшиться и, наоборот, с уменьшением момента прокатки  $\psi$  должно возрасть. Таким образом, формула (1) полностью противоречит современным представлениям теории прокатки о течении

металла в зеве валков. Это объясняется тем, что эта формула выводилась на основе предпосылки, суть которой заключается в том, что момент прокатки приравнивается к моменту вертикальных сил давления, а горизонтальные силы давлений уравниваются избыточными силами трения в очаге деформации.

**Материалы исследований.** На самом деле давление металла на валки не создает никакого момента относительно оси прокатки, силы прокатки нормальны к поверхности инструмента и, следовательно, их равнодействующая проходит через ось вращения валков.

Формула для определения угла захвата:

$$\alpha = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}. \quad (2)$$

Эта зависимость будет в дальнейшем использована при определении момента прокатки.

На основании изложенного следует предположить, что правильным методом определения моментов прокатки следует считать метод, основанный либо на определении величины избыточных сил трения в очаге деформации, либо, по общеизвестной формуле, связывающей величину момента и мощности:

$$M = 0,975 \frac{N}{n}. \quad (3)$$

Поскольку распределение сил трения в очаге деформации не известно, а их величина зависит от целого ряда факторов (скорости прокатки, температуры металла, силы прокатки и т.д.), определить с достаточной точностью момент прокатки этим способом не представляется возможным.

Альтернативным способом определения данного параметра является путь через мощность или работу деформации. Этот путь весьма широко используется с применением известной формулы Финка:

$$A = p \cdot F \cdot l_0 \cdot \ln \mu, \quad (4)$$

где  $p$  – среднее давление металла, МПа;

$F$  – средняя площадь сечения очага деформации, мм<sup>2</sup>;

$l_0$  – длина проекции дуги захвата на горизонтальную плоскость, мм;

$\mu$  – вытяжка металла,

либо с помощью любых известных в математической теории пластичности формул, с использованием одного из математических методов, например, визоупластичности и вариационного метода. В любом случае нужно всегда помнить о том, что все эти методы определяют суммарную работу касательных напряжений и контактных сил трения в зонах отставания и опережения, а момент прокатки следует определять как разницу моментов, в отличие от того, что сегодня это не учитывается и данный суммарный момент и считается моментом прокатки, что, как было сказано выше, является неверным.

Определим момент прокатки из самых простых соображений через работу деформации как вертикальных усилий, так и горизонтальных сил,

находящихся в плоскости прокатки и в горизонтальной плоскости, перпендикулярной ей (поперечных сил), создающих неравномерную деформацию по ширине прокатываемой полосы.

Прежде чем приступить к выводу формулы момента, необходимо уточнить схему течения металла в очаге деформации. Как было сказано выше, помимо зоны отставания и зоны опережения имеется зона затрудненной деформации. В этой зоне отсутствует пластическое течение металла, а значит, отсутствуют касательные напряжения, и все частицы металла двигаются со скоростью инструмента (валков). Таким образом, данная область является как бы продолжением инструмента (валков) и, как следствие, причиной поперечного течения металла в уширение. Из теории упругости и теории пластичности известно, что такой областью может являться только геометрическая фигура – шар, или как это называется в тензорном анализе, – нулевой тензор. Поэтому единственной формой, которую может иметь зона затрудненной деформации, является среда. Так, например, эта область может представлять две полусферы, лежащих на верхней и нижней контактных поверхностях. Можно предположить, что вторые полусферы этих нулевых тензоров расположены в инструменте – прокатных валках. В целом, общий объем зоны затрудненной деформации составляет полную среду, половинки которой находятся на верхней и нижней контактных поверхностях.

Диаметр среды определяется геометрическими размерами очага деформации. Так, для тонких широких полос ( $l_d/h_{cp} > 3$ ) диаметр среды равен средней высоте полосы ( $h_{cp}$ ), и вершины двух полусфер соприкасаются в середине полосы. Для узких высоких полос ( $l_d/h_{cp} > 0,2-0,5$ ) диаметр среды определяется шириной полосы ( $D_{ср.д.} = B_{cp}$ ). Для широких толстых полос ( $l_d/h_{cp} > 0,5-2$ ) диаметр среды равен  $l_d$  (длине очага деформации). В тех случаях, когда полусферы зон затрудненной деформации не соприкасаются своими поверхностями, в зазоре между ними появляется промежуточная сфера затрудненной деформации, диаметр которой возрастает с увеличением зазора между контактными зонами затрудненной деформации.

Этот вариант зон затрудненной деформации характерен для высоких полос ( $l_d/h_{cp} > 0,2-0,3$ ) и сопровождается появлением двойной бочки уширения на боковых поверхностях. В данной работе эти случаи прокатки не рассматриваются, поскольку с выводом из технологического потока блюмингов и заготовочных станов и заменой их установками непрерывной разливки стали (УНРС) эти случаи прокатки утратили свое практическое значение.

Определим основные составляющие давлений в очаге деформации, совершающие работу.

Вертикальное давление металла на валки, совершающие работу по перемещению металла на величину обжатия  $\Delta h$ , определяется выражением:

$$P_v = P \cos \gamma, \quad (5)$$

где  $P$  – суммарное усилие металла на валки;

$\gamma$  – нейтральный угол.

Горизонтальное давление металла на валки в направлении прокатки, совершающее работу по перемещению металла вдоль очага деформации, равно:

$$P_{гор.} = P \sin \gamma. \quad (6)$$

Горизонтальная составляющая, совершающая работу по перемещению металла в направлении уширения и определяемая наличием зоны затрудненной деформации, равна:

$$P_{зд} = P \cdot \sin \eta; \quad (7)$$

$$P_{зд} = \frac{P}{B_{cp} \cdot l_o} \cdot \frac{\pi D^2}{4} \cdot \sin \eta, \quad (8)$$

где  $P_{зд}$  – горизонтальная составляющая половины зоны затрудненной деформации;

$\eta$  – угол между равнодействующей давления зоны затрудненной деформации и горизонтальной плоскостью. Этот угол всегда будет равен  $45^0$ .

Составим основное уравнение работы, совершаемой усилием прокатки в очаге деформации:

$$A_{\Sigma} = A_e + A_{всп} + A_{ум}, \quad (9)$$

$$A_{\Sigma} = P \cdot \cos \gamma \cdot \Delta h + 2P \sin \gamma \cdot l_o + 2 \frac{P \cdot \pi D^2}{B_{cp} \cdot l_o \cdot 4} \cdot \frac{\sin \eta}{\cos \gamma}, \quad (10)$$

$$A_{\Sigma} = 2P \cdot \cos \gamma \cdot \Delta h (0,5 + \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{l_o}{\Delta h} + \frac{\pi D^2}{4 \cdot B_{cp} \cdot l_o} \cdot \frac{\sin \eta}{\cos \gamma} \cdot \frac{\Delta b}{\Delta h}), \quad (11)$$

$$A_{\Sigma} = 2P_e \cdot \Delta h (0,5 + \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{l_o}{\Delta h} + \frac{\pi D^2}{4 \cdot B_{cp} \cdot l_o} \cdot \frac{\sin \eta}{\cos \gamma} \cdot \frac{\Delta b}{\Delta h}). \quad (12)$$

Заменим  $\operatorname{tg} \gamma$  самой величиной угла  $\gamma$ , что допустимо в инженерной практике, учитывая, что угол  $\gamma$  не превышает  $10^0$ , а также обозначая величину  $\frac{\pi D^2}{4 \cdot B_{cp} \cdot l_o} \cdot \frac{\sin \eta}{\cos \gamma}$  коэффициентом  $K$ . Как было замечено выше, величина  $K$  легко вычисляется по данным геометрического очага деформации. С учетом изложенного выражение (12) получает вид:

$$A_{\Sigma} = 2P_e \cdot \Delta h (0,5 + \gamma \frac{l_o}{\Delta h} + K \frac{\Delta b}{\Delta h}). \quad (13)$$

Подставляя значения  $\gamma = \alpha \psi$ ,  $l_o = \sqrt{R \cdot \Delta h}$ , получаем:

$$A_{\Sigma} = 2P_e \cdot \Delta h (0,5 + \psi + K \frac{\Delta b}{\Delta h}). \quad (14)$$

Зависимость между моментом и мощностью выражается общеизвестной формулой (13).

Связь между работой в кгм и киловаттом составляет  $1 \text{ кВт} = 106 \text{ кгм}$ . Работа  $A$  в единицу времени равна мощности:

$$N = \frac{A}{t}. \quad (15)$$

Учитывая вышеприведенные зависимости, можно выражение момента представить в следующем виде:

$$M_{\Sigma} = 0,975 \frac{A}{n \cdot t}. \quad (16)$$

Секундная скорость прокатки равна:

$$t = \frac{l}{v}; \quad v = \omega \cdot R; \quad \omega = \frac{\pi R}{30}. \quad (17)$$

Подставляя приведенные зависимости в выражение момента, получаем:

$$M_{\Sigma} = 0,975 \frac{106A \cdot \pi R}{10 \cdot l_0 \cdot 30}. \quad (18)$$

Окончательное выражение момента в тм получит вид:

$$M_{\Sigma} = 1,003 \cdot \frac{A \cdot R}{l_0}; \quad (19)$$

С учетом выражения работы (13) суммарный момент будет равен:

$$M_{\Sigma} = 2P \cdot l_0 (0,5 + \psi + K \frac{\Delta b}{\Delta h}). \quad (20)$$

Полученный момент (20) мог бы быть моментом прокатки, если бы все касательные напряжения и силы трения на контакте были бы направлены в одном направлении. На самом деле касательные напряжения в зоне отставания направлены в сторону прокатки и способствует последней, а в зоне опережения они направлены в противоположную сторону и препятствуют ей. Поэтому истинный момент прокатки будет равен разности этих моментов.

В соответствии с изложенным можно предположить с достаточной степенью достоверности, что работы и моменты прокатки в этих зонах прямо пропорциональны геометрическим размерам этих зон.

Обозначим момент в зоне опережения через  $M_{оп.}$ , а в зоне отставания через  $M_{отст.}$ . Можно написать следующие уравнения:

$$M_{он.} = \psi \cdot M_{\Sigma}. \quad (21)$$

Момент в зоне отставания:

$$M_{отст.} = M_{\Sigma} - \psi M_{\Sigma} = M_{\Sigma}(1 - \psi).$$

Момент прокатки будет равен:

$$M_{np} = M_{\Sigma}(1 - \psi) - M_{\Sigma} = M_{\Sigma}(1 - 2\psi). \quad (22)$$

Кроме того, при выводе формулы моментов прокатки следует предположить, что уширение развивается только в зоне отставания, а в зоне опережения оно отсутствует. Исходя из этого, момент в зоне опережения следует рассчитывать при уширении ( $\Delta b$ ), равным нулю, или по формуле

$$M_{\Sigma}^I = 2Pl_{\partial}(0,5 + 2\psi). \quad (23)$$

На основании изложенного следует:  
момент в зоне опережения:

$$M_{on} = M_{\Sigma}^I \cdot \psi = 2Pl_{\partial}(0,5 + 2\psi) \cdot \psi, \quad (24)$$

момент в зоне отставания:

$$M_{отст.} = M_{\Sigma} - M_{онр.} = 2Pl_{\partial} \left[ (0,5 + 2\psi) + K \frac{\Delta b}{\Delta h} - (0,5 + 2\psi) \psi \right]. \quad (25)$$

Момент прокатки определяется следующей формулой:

$$\begin{aligned} M_{np} &= M_{отст.} - M_{онр.} = 2 \cdot Pl_{\partial} \left\{ \left[ (0,5 + 2\psi) + K \frac{\Delta b}{\Delta h} - (0,5 + 2\psi) \psi \right] - (1 + 2\psi) \psi \right\} = \\ &= 2Pl_{\partial} \left[ 1 + 2\psi + K \frac{\Delta b}{\Delta h} - \psi - 2\psi^2 - \psi - 2\psi^2 \right] \\ M_{np} &= 2Pl_{\partial} \left[ (0,5 - 2\psi^2) + K \frac{\Delta b}{\Delta h} \right]. \end{aligned} \quad (26)$$

**Результаты исследований.** Полученная формула носит универсальный характер и может использоваться в широком диапазоне изменения геометрических параметров очага деформации ( $l_{д}/h_{ср} > 0,5-5$ ), при прокатке листов, полос и прямоугольных заготовок.

Исходя из принципа суперпозиции, формулу (26) можно рассматривать как суммарный момент прокатки, состоящий из двух составляющих: одной – обусловленной наличием касательных напряжений по высоте полосы, и другой – определяемой неравномерностью поперечных касательных напряжений по ширине полосы.

Если нарисовать график распределения суммарного момента и его составляющих в функции отношения ( $l_{д}/h_{ср}$ ), то получится закономерность, представленная на рис. 1.

Аналогичная зависимость давлений от величины  $l_{д}/h_{ср}$  была получена при обработке результатов исследований, полученных ранее УкрНИИМет (1960-1978) [1-3] на блюминге-слябинге Алчевского металлургического комбината, блюминге «Азовсталь» и непрерывном листовом стане 1700 горячей прокатки металлургического завода им. Ильича. Из полученного массива данных отбирались лишь те, которые, во-первых, охватывали весь диапазон изменений ( $l_{д}/h_{ср}$ ) от 0,2-5, а во-вторых, для одних и тех же марок стали (низколегированных, ст3, ст5), прокатываемых в диапазоне приблизительно одинаковых температур (1050–900 С). Результаты исследований давлений в зависимости от  $l_{д}/h_{ср}$  приведены на рис. 2.

Характер зависимости этих параметров совпадает с полученным расчетным путем и приведенным на рис. 1.

Это подтверждает правильность вышеприведенных расчетов.

Так, например, в процессе проведения исследований чаще всего изменяется момент прокатки по току двигателя главного привода. В этом

случае по формуле (26) легко определяется давление металла на валки  $P$ , а при известных величинах  $M_{пр}$  и  $P$  можно определить один из важнейших технологических параметров – уширение, без которого невозможно правильно сконструировать калибровку.

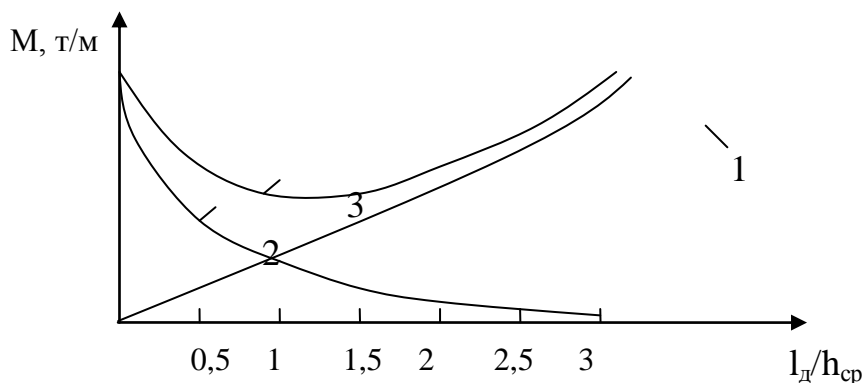


Рис. 1 – График распределения суммарного момента и его составляющих:

- 1 – момент прокатки, обусловленный наличием высотной неравномерности деформации;
- 2 – момент прокатки, обусловленный наличием поперечной неравномерности деформации;
- 3 – суммарный момент прокатки

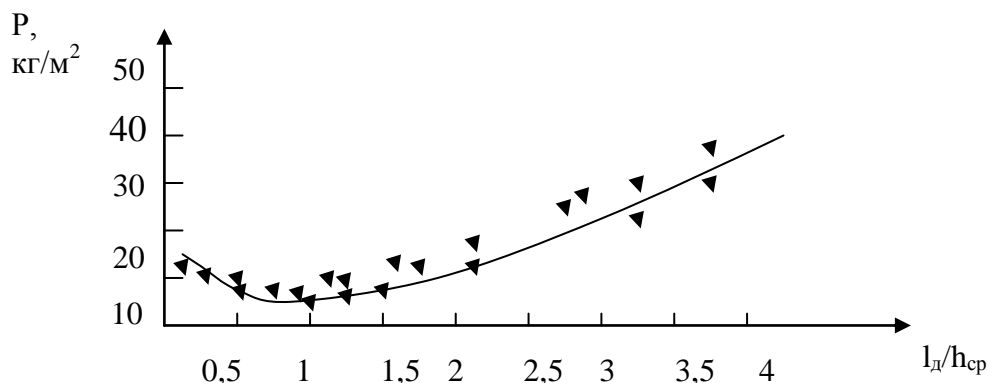


Рис. 2 – Результаты исследований удельных давлений

### Выводы:

1 Рассмотрена схема пластического течения металла в зеве валков, позволяющая производить расчет зоны затрудненной деформации. Эти расчеты необходимы для определения поперечных горизонтальных усилий, которые используются в дальнейшем при расчете работы образования уширения.

2. Определены моменты прокатки как разность их в зонах отставания и опережения. Поскольку считается, что уширение образуется только в зоне отставания, работа и момент прокатки в зоне опережения определяются без учета горизонтальных усилий.

3. Получена формула для определения моментов прокатки, учитывающая работу всех сил в очаге деформации и отвечающая современным представлениям о пластическом течении металла в зеве валков.

4. Характер зависимости момента прокатки от параметра  $I_d/h_{cp}$ , полученный расчетным путем по предлагаемой формуле, полностью совпадает с экспериментальной зависимостью удельного давления от того же параметра ( $I_d/h_{cp}$ ), полученной по данным исследований УкрНИИМет на блюминге-слябинге Алчевского металлургического комбината, блюминге «Азовсталь» и на стане 1700 горячей прокатки металлургического завода им. Ильича. Это подтверждает правильность формулы, полученной в данном исследовании.

5. Полученная формула момента может использоваться для расчета важнейших технологических параметров – уширения – при известных энергосиловых параметрах, полученных экспериментально либо другими теоретическими расчетными методами.

**Список литературы:** 1. Юхновский Ю.М. Инженерная методика расчета энергосиловых параметров прокатки фасонных профилей // Производство сортовых и гнутых профилей проката: отраслевой сборник. – Харьков, УкрНИИМет, 1996. – С. 30–38. 2. Александров П.А. Исследования и разборка рациональных режимов обжатий на блюминге-слябинге Коммунарского мет. завода / П.А. Александров, И.В. Гунин, Ф.Е. Должиков и др. // Отраслевой сборник трудов УкрНИИМет. Вып. VII. – Харьков, 1960. – С. 46–52. 3. Пиразев Д.И. Исследования давлений металла на валки, крутящих моментов и загруженности двигателя главного привода, при прокатке слитков на блюминге 1150 «Азовсталь» / Д.И. Пиразев, Ф.Р. Волчек, Ю.М. Юхновский // Сборник трудов УкрНИИМет. Вып. VIII. – Харьков, 1962. – С. 12–16. 4. Мелешко А.М. Энергосиловые параметры прокатки на непрерывном тонколистовом стане 1700 завода им. Ильича / А.М. Мелешко, Ю.М. Юхновский и др. // Сборник трудов УкрНИИМет. Вып. XVIII. – Харьков, 1970. – С. 27–32.

Надійшла до редакції 28.10.2013

УДК 621.771

**Усовершенствованная методика расчета энергосиловых параметров прокатки / Юхновский Ю. М., Кононенко Д. Ю., Русаков А. С. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 217–224. Бібліогр.: 4 назв.**

Удосконалено методику розрахунку енергосилових параметрів прокатки, більш підходяща сучасним уявленням теорії прокатки про течію металу. У ході розрахунків виведено формулу для визначення моменту прокатки, за допомогою якої можна також визначити тиск металу на валки, або один з найважливіших технологічних параметрів – розширення.

**Ключові слова:** момент, робота і потужність прокатки, зусилля прокатки, осередок деформації, розширення.

Advancement on the method for calculating energy and power parameters of rolling that is more aligned with the modern presentation of rolling theory on metal flow. Derived during calculations is a formula for determining the rolling point, with the aid of which can also be determined the pressure exerted by metal on the roller, or one of the most important process parameters – broadening.

**Keywords:** point, work and power rolling, rolling force, deformation zone, broadening.

УДК 621.852.13: 621.73: 621.979.134

**А. В. ЯВТУШЕНКО**, канд. техн. наук, доц., ЗНТУ, Запорозьє

## **РАСЧЕТ СКОЛЬЖЕНИЯ КЛИНОРЕМЕННОЙ ПЕРЕДАЧИ МЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕССА**

В статье представлена методика расчета скольжения клиноременной передачи механического пресса. Использование энергетического метода позволило получить приближенное решение зависимости Понселе, на основании которой получены аналитические зависимости для расчета скольжения от касательного и радиального скольжения ремня. Приведено уточнение коэффициента тяги передачи.



Установлено, что максимальное скольжение клиноременной передачи механического прессы достигает 4–6 %, а среднее скольжение значительно превышает рекомендуемое значение.

**Ключевые слова:** передача, ремень, пресс, привод, маховик, двигатель, скольжение, коэффициент тяги.

**Введение.** Скольжение клиноременной передачи механических прессов в значительной степени определяет динамические характеристики переходных процессов движения привода при включении и рабочем ходе. От величины скольжения зависит как момент инерции маховика, так и нагрузка двигателя. Скольжение передачи влияет на длительность периода восстановления скорости маховика, т. е. косвенно влияет на производительность прессы. Поэтому даже приближенный расчет величины скольжения клиноременной передачи представляет теоретический и практический расчет. В условиях необходимости энергосбережения поставленная задача является весьма актуальной.

**Анализ предшествующих исследований.** Важной характеристикой клиноременной передачи является скольжение ремней при передаче нагрузки. Скольжение передачи приводит к потере скорости ведомого шкива, потере энергии и изменению динамики переходных процессов в приводе. В литературе по расчету маховичного привода механических прессов начиная с первых работ по этой теме [1-3] рекомендуется принимать среднее скольжение  $S_p$  клиноременной передачи 0,01. Между тем экспериментальные и теоретические исследования привода реальных передач механических прессов показывают, что величина максимального скольжения передач достигает 0,03–0,05 и более. При этом среднее скольжение за время технологического цикла превышает рекомендуемое значение (0,01). Величина среднего скольжения клиноременной передачи за время технологического цикла прессы определяет величину необходимого момента инерции маховика [4-8]. Максимальное скольжение передачи определяет величину максимального скольжения маховика, время восстановления его угловой скорости, а в результате – производительность прессы. Поэтому расчет действительного скольжения передачи является актуальной задачей, способствующей повышению технического уровня прессов.

Для ременной передачи, как передачи трением характерно наличие т. н. упругого скольжения  $\xi_y$ , обусловленного разностью натяжения ведущей и ведомой ветви [9-12]. Как правило, величина упругого скольжения не превышает 0,5-1,2% и именно это значение было принято для расчета маховика механических прессов. Дальнейшие исследования показали, что действительная величина скольжения передачи значительно выше и было установлено, в клиноременной передаче при входе ремня в канавки происходит его упругое сжатие, в результате чего изменяются радиусы расположения нейтрального слоя. С увеличением передаваемой нагрузки расчетный радиус ведомого шкива увеличивается, а ведущего – уменьшается, что приводит к соответствующему изменению передаточного отношения потере угловой

скорости. Относительное снижение угловой скорости ведомого шкива определяет т. н. кажущееся скольжение  $\xi_k$  [9-12].

Современные исследования клиноременных передач показали, что кроме упругого и кажущегося скольжения ремней в клиноременных передачах имеют место также скольжение, обусловленное касательным скольжением ремня по мере его набегания на ведущий  $\xi_1$  и на ведомый  $\xi_2$  шкивы [9, 10].

Тяговую способность ременной передачи принято оценивать по т. н.

коэффициенту тяги  $\psi_m$ , характеризующими соотношением сил натяжения ремней

$$\psi_m = \frac{F_t}{2F_0}, \quad (1)$$

где  $F_t$  – окружная сила

$$F_t = \frac{M_1}{zR_1} = \frac{M_2}{zR_2}; \quad (2)$$

$M_1, M_2$  – соответственно, крутящий момент на ведущем и ведомом шкиве;

$R_1, R_2$  – соответственно, расчетный радиус ведущего и ведомого шкива;

$F_0$  – начальное натяжение ремней

$$F_0 = \sigma_0 S_p;$$

$S_p$  – площадь поперечного сечения ремня;

$z$  – число ремней в передаче.

Зависимость величины скольжения от коэффициента тяги называют кривой скольжения и используют для оценки величины потерь скорости и определения предельной передаваемой нагрузки.

Анализ множества примеров экспериментальных кривых скольжения для различных условий нагружения [12-15] показывает сложную зависимость величины общего скольжения от параметров привода. До некоторого значения коэффициента тяги  $\psi_{ml}$  зависимость скольжения от нагрузки почти линейна. При дальнейшем повышении нагрузки скольжение нелинейно увеличивается, при коэффициенте тяги  $\psi_{max}$  достигает максимального значения и далее резко возрастает. Сложный характер зависимости кривой скольжения связан с наличием нескольких видов скольжения, обусловленных разными причинами и параметрами передачи. В литературе приводятся примеры кривых скольжения, полученные экспериментальным путем. Исследования проводились, как правило, при условиях, не соответствующих действительным условиям эксплуатации клиноременных передач механических прессов. Экспериментальные кривые скольжения получены для передач с одним ремнем, передаточным отношением близким к единице и относительно невысокой скорости вращения, в то время как передачи механических прессов, как правило, состоят из нескольких ремней (до 10-12). Величина передаточного отношения составляет 3-5, но в некоторых моделях прессов достигает 8-10. Ведомым шкивом привода прессов всегда является маховик значительного диаметра. Режим работы пресса характеризуется резким изменением нагрузки и значительным изменением скольжения маховика. В условиях действующего производства из-за невысокой культуры технического обслуживания контроль

начального натяжения ремней выполняется не регулярно. Вопреки требованиям ГОСТ 1284.2-89 при выходе одного из ремней из строя заменяется не весь комплект, а только один ремень. Нередко пресс эксплуатируется при выходе из строя даже нескольких ремней. В совокупности указанные причины приводят к тому, что величина скольжения ременной передачи является в течение технологического цикла переменной, а среднее значение за период рабочего хода значительно превышает вышеуказанное значение (0,01).

**Цель работы** состоит в разработке методики аналитического определения величины скольжения клиноременной передачи механического прессы с учетом всех видов потерь скорости.

**Материал и результаты исследований.** Клиноременная передача большинства прессов состоит из нескольких ремней, составляющих один комплект. Для упрощения расчетов принимаем, что все ремни идентичны по размерам и механическим свойствам, т. е. имеют одинаковое скольжение.

Величина скольжения  $\xi_{\Sigma}$  клиноременной передачи составляет [9, 10]

$$\xi_{\Sigma} = 1 - [1 - (\xi_y + \xi_1 + \xi_2)](1 - \xi_k) \approx \xi_y + \xi_k + \xi_1 + \xi_2. \quad (3)$$

Расчет величины упругого и кажущегося скольжения не представляет сложности. Упругое скольжение  $\xi_y$  определяется только величиной передаваемой нагрузки и параметрами ремней [9]

$$\xi_y = \frac{F_t}{E_p \cdot S_p}, \quad (4)$$

где  $E_p$  – модуль упругости ремня при растяжении.

Кажущееся скольжение ремней  $\xi_k$  обусловлено углублением ремней при входе в канавки шкивов [9]

$$\xi_{\hat{e}} = \frac{R_{2\delta} + \Delta R_{2\delta}}{R_{1\delta} - \Delta R_{1\delta}} \cdot \frac{R_{1\delta}}{R_{2\delta}} - 1, \quad (5)$$

где  $R_{1x}$ ,  $R_{2x}$  – соответственно, радиус расположения нейтрального слоя ремней в канавках ведущего и ведомого шкивов при холостом ходе;

$\Delta R_{1x}$ ,  $\Delta R_{2x}$  – соответственно, величина углубления ремней в канавки ведущего и ведомого шкива

$$\Delta R_{1(2)} = \Pi_c \frac{F_{1(2)} - F_v}{R_{1x(2x)}}; \quad (6)$$

$\Pi_c$  – приведенная податливость ремня

$$\Pi_c = \frac{b_c}{4E_c h \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \operatorname{tg} \left( \frac{\varphi}{2} + \rho \right)}; \quad (7)$$

$F_{1(2)}$  – натяжение ведущей и ведомой ветви ремня

$$F_1 = F_0 + \frac{F_t}{2} + KF_v,$$

$$F_2 = F_0 - \frac{F_t}{2} + KF_v;$$

$F_v$  – натяжение в ремне от центробежных сил

$$F_v = qV_p^2;$$

$q$  – масса погонного метра ремня;

$V_p$  – окружная скорость ремня по нейтральной линии

$$V_p = \omega_1 R_1;$$

$K$  – коэффициент, учитывающий влияние центробежных сил;

$b_c$  – средняя ширина сечения ремня;

$E_c$  – модуль упругости ремня при сжатии;

$h$  – расчетная высота сечения ремня;

$\varphi$  – расчетный угол профиля канавки шкива;

$\rho$  – приведенный угол трения

$$\rho = \arctg f';$$

$f'$  – приведенный коэффициент трения ремня и шкива.

Для передач с закрепленными валами, к которым относятся передачи всех механических прессов, центробежные силы не увеличивают натяжение ветвей ( $K \rightarrow 0$ ), поэтому в дальнейшем величину  $F_v$  не учитываем.

Сумму упругого и кажущегося скольжения назовем кинематическим скольжением

$$\xi_{кин} = \xi_y + \xi_k.$$

В работе [16] предложена методика аналитического расчета кривой скольжения клиноременной передачи с автоматическим натяжением с учетом только упругого и кажущегося скольжения по (4) и (5). Приведенная податливость ремня  $\Pi_c$  заменяется некоторой постоянной, которую автор называет модуль просадки и рекомендует принимать по эмпирическим данным. Резкое увеличение скольжения при значении коэффициента тяги, близкого к критическому скольжению, автор объясняет началом буксования ремня. Относительное скольжение  $\xi_1$  и  $\xi_2$  не учитываются и, естественно, теоретический расчет не совпадает с экспериментальными данными.

Задача аналитического определения кривой скольжения с учетом скольжений  $\xi_1$  и  $\xi_2$  решена для плоскоремных и клиноременных передач с автоматическим натяжением [10, 12].

Исследования изменения усилий натяжения ветвей показывают, что для клиноременных передач с закрепленными валами, которые используются в приводе всех механических прессов, при увеличении нагрузки происходит увеличение суммы натяжений ветвей  $F_1$  и  $F_2$ , в результате чего не выполняется зависимость Понселе [9, 12]

$$F_1 + F_2 = 2F_0. \quad (8)$$

В таком случае аналитическое построение кривой скольжения для клиноременных передач с закрепленными валами невозможно, т. к. отсутствует зависимость для определения изменения усилий натяжения на дуге скольжения.

Ввиду отсутствия достоверных теоретических данных об изменении усилия натяжения ветвей на дугах обхвата шкивов в работе [12] рекомендуется расчет значений скольжений  $\xi_1$  и  $\xi_2$  с использованием экспериментальной зависимости изменения усилий натяжения ветвей.

Таким образом, аналитический расчет кривой скольжения клиноременных передач механических прессов связан с необходимостью аналитического определения зависимости изменения усилия натяжения на дуге скольжения каждого шкива в зависимости от передаваемой нагрузки.

Из анализа изменения потенциальной энергии элементов контура ремня установлено влияние изгибной жесткости ремней на величину приращения суммарного усилия натяжения [17]. Однако определяется только максимальное значение приращения усилия, и не указывается закономерность его изменения по дуге скольжения. Кроме того, из-за сложности аналитической зависимости и отсутствия опытной проверки авторы не рекомендуют ее для практических расчетов.

Наконец, в работе [18] с использованием гипотезы изменения потенциальной энергии ремня при изменении передаваемой нагрузки установлено, что суммарное приращение усилия натяжения ремней в передаче с закрепленными валами может быть определено по приближенной формуле

$$\Delta F_0 = k_f \frac{F_t^2}{2F_0}, \quad (9)$$

где  $k_f$  – параметр передачи, характеризующий степень увеличения суммарного усилия под нагрузкой

$$k_f = \frac{R_{\max} \alpha_{\max}}{L_p} \sin^2 \frac{2\pi - \alpha_{\max}}{2}, \quad (10)$$

$R_{\max}$  – больший из расчетных радиусов ведущего и ведомого шкивов;

$\alpha_{\max}$  – больший из углов обхвата шкивов;

$L_p$  – расчетная длина ремня.

В таком случае зависимость Понселе записывается в виде

$$F_1 + F_2 = 2F_0 + \Delta F_0. \quad (11)$$

Увеличение натяжения ремней при росте нагрузки повышает тяговую способность передачи. Так как в указанных передачах

Тогда значения натяжения ветвей определяются по формулам

$$\begin{aligned} F_1 &= F_0 + \frac{F_t}{2} + k_f \frac{F_t^2}{2F_0}, \\ F_2 &= F_0 - \frac{F_t}{2} + k_f \frac{F_t^2}{2F_0}. \end{aligned} \quad (12)$$

Экспериментальные исследования и расчеты показывают, что величина относительного скольжения  $\xi_1$  при набегании ремня на ведущий шкив практически на несколько порядков меньше любого другого скольжения и с

целью упрощения достаточно трудоемких расчетов им можно пренебрегать [12]. Поэтому в дальнейшем рассматриваем только задачу расчета относительного скольжения  $\xi_2$ .

Соотношение усилий натяжения ветвей на каждом шкиве определяется формулой Эйлера

$$\frac{F_1}{F_2} = e^{\alpha_s f'} = const,$$

где  $\alpha_s$  – величина дуги скольжения;

$f'$  – коэффициент трения на соответствующем шкиве.

Отсюда следует, что текущее усилие  $F(\alpha)$  на дуге скольжения ведомого шкива при заданной силе натяжения ведомой ветви ремня будет

$$F_1(\alpha) = F_2 e^{\alpha f'}, \quad (13)$$

где  $f'_2$  – приведенный коэффициент трения на дуге скольжения ведомого шкива;

$\alpha$  – текущее значение угла на дуге скольжения.

Из формулы Эйлера следует, что

$$\alpha_{s1} f'_1 = \alpha_{s2} f'_2,$$

где  $\alpha_{s1}$ ,  $\alpha_{s2}$  – соответственно дуги скольжения на ведущем и ведомом шкиве.

Если принять, что коэффициенты трения остаются постоянными по всей дуге скольжения и не зависят от нагрузки, тогда величина дуг скольжения определяется из соотношения

$$\alpha_{s1} = \frac{\ln F_1 - \ln F_2}{f'_1}, \quad \alpha_{s2} = \frac{\ln F_1 - \ln F_2}{f'_2}. \quad (14)$$

Значение приведенного коэффициента трения на ведомом шкиве [Пронин]

$$f'_2 = \frac{f \cos \beta}{\sin \varphi/2 + f \sin \beta \cos \varphi/2}, \quad (15)$$

где  $f$  – коэффициент трения ремней на шкивах, принимаемый равным 0,35 для ремней без обертки и 0,5 для ремней с оберткой [9];

$\beta$  – угол наклона силы трения на дуге скольжения к касательной.

Угол наклона  $\beta$  изменяется от  $90^\circ$  в начале дуги скольжения до нуля в конце [9]. Для упрощенных расчетов величину угла  $\beta$  принимают постоянной и равной  $45^\circ$ .

Таким образом, текущее значение усилия  $F_1(\alpha)$  в сечении, определяемом углом  $\alpha$ , однозначно определяется по формуле (13) с учетом (14) и (15) в зависимости от передаваемой нагрузки, коэффициента трения и угла обхвата ведомого шкива.

Под действием переменного усилия  $F(\alpha)$  при набегании ремня на ведомый шкив происходит его постепенное заглубление в канавку шкива. На боковых поверхностях ремня возникает нормальное давление

$$q_n = \frac{-F_1 \operatorname{tg} \varphi + \sqrt{(\mu F_1)^2 + \cos^2 \varphi (\mu^2 - \operatorname{tg}^2 \varphi) \left( \frac{dF_1}{d\alpha} \right)^2}}{2hR_{2n}(\mu^2 - \operatorname{tg}^2 \varphi)}, \quad (16)$$

где  $R_{2n}$  – начальный радиус расположения нейтрального слоя ремня на ведомом шкиве.

Под действием нормального давления  $q_n$  происходит поперечная деформация ремня и его просадка в канавку шкива на величину  $dR$ . В результате изменяется радиус расположения нейтрального слоя ремня на ведомом шкиве

$$R_2 = R_{2n} + \frac{b_c F_1}{4hR_{2n} E_c} - \frac{q_n b_c}{E_c \sin 2\varphi}. \quad (17)$$

Одновременное действие нормального давления в поперечном сечении и растягивающего усилия элемента ремня по формуле (13) приводят к тому, что при перемещении ремня к центру шкива на величину  $dR$ , происходит перемещение на величину  $dU$  сечения ремня в направлении, определяемом углом наклона  $\beta_u$  (т. н. угол вдвигания). Угол вдвигания есть угол между направлением перемещения сечения ремня и касательной к окружности нейтрального слоя в центре рассматриваемого сечения. Текущее значение угла вдвигания определяется из соотношения сил

$$\beta_u = \arctan \frac{2q_n h R_{2n} \tan \varphi - F_1}{dF_1 / d\alpha}. \quad (18)$$

Из соотношения  $\frac{dR}{du} = \tan \beta_u$  легко определить отношение  $\frac{du}{d\alpha}$

$$\frac{du}{d\alpha} = \frac{dR}{d\alpha} \cdot \frac{1}{\operatorname{tg} \beta_u}.$$

Бесконечно малое перемещение  $du$  ремня относительно ведомого шкива за время поворота на угол  $d\alpha$  приводит к изменению его скорости вращения, т. е. к появлению скольжения  $\xi_2$

$$\xi_2 = 1 - \frac{1 - \frac{du/d\alpha}{R_2}}{\frac{R_2}{R_{2n}} \left( 1 - \frac{F_1 - F_2}{E_p S_p} \right)}. \quad (19)$$

Таким образом, определяя величину скольжения  $\xi_2$  по (19) для дуги скольжения  $\alpha_{s2}$  по (14), совместно с зависимостями для расчета  $\xi_y$  и  $\xi_k$  по (4) и (5), можно определить расчетное значение величины суммарного скольжения

клиноременной передачи при заданной передаваемой нагрузке, т. е. расчетном передаваемом крутящем моменте  $M_1$ , или  $M_2$ .

Для примера на рис.1 показаны зависимости величины упругого и кажущегося скольжения для клиноременной передачи кривошипного горячештамповочного прессы (КГШП) усилием 25 МН модели К 8544. Клиноременная передача прессы состоит из 6 ремней сечения  $D$ . Передаваемая мощность  $N_p = 125$  кВт, передаточное отношение 2,97. Расчетный диаметр ведущего шкива  $D_1 = 600$  мм, диаметр ведомого шкива  $D_2 = 1780$  мм. Число оборотов ведомого шкива (маховика)  $n_n = 326$  об/мин. Напряжение начального натяжения  $\sigma_0 = 1,1$  МПа. Номинальный крутящий момент двигателя относительно оси маховика составляет 3660 Н·м.

Экспериментальные данные и результаты расчетов для различных типов механических прессов показывают, что при максимальной нагрузке суммарная величина упругого и кажущегося скольжения составляет 0,6...1,2 %. Отсюда можно сделать вывод, что рекомендуемое в технической литературе [4–8] скольжение клиноременной передачи (1 %) в приводе механических прессов является максимальной величиной кинематического скольжения  $\xi_{кин}$ . При этом необходимо отметить, что доля кажущегося скольжения сильно зависит от технических параметров передачи. Если для указанного КГШП величина кажущегося скольжения  $\xi_k$  составляет примерно 20% от упругого скольжения  $\xi_y$ , то для других прессов она составляет (0,5-0,8) $\xi_y$ , а в некоторых случаях и превышает  $\xi_y$ . Как указано в [9] величина кажущегося скольжения зависит от диаметров шкивов, ширины ремней, модуля упругости при сжатии и других параметров.

Величина скольжения  $\xi_2$  для большинства механических прессов оказывается соизмеримой с величиной кинематического скольжения  $\xi_{кин}$ . При номинальном крутящем моменте двигателя относительно оси маховика 1560 Н·м для клиноременной передачи двухкривошипного обрезающего прессы К 9036 номинальным усилием 4 МН величина скольжения  $\xi_{кин}$  и  $\xi_2$  составляют соответственно 0,478% и 0,417%. Для некоторых моделей механических прессов величина скольжения достигает 3-5%. Например, экспериментально-теоретические исследования привода горизонтально-ковочной машины (ГКМ) модели В-111 номинальным усилием 1,6 МН показывают крайне неудовлетворительные характеристики клиноременной передачи. В силу технических причин клиноременная передача ГКМ В-111 выполнена со значительными отклонениями от рекомендаций по проектированию передач. Из-за относительно невысокой скорости вращения маховика (75 об/мин) передаточное отношение составляет 9,34. При наличии 8 ремней сечения  $C$  расчетный диаметр ведущего шкива принят равным 166 мм. Опыт эксплуатации показывает низкую надежность передачи, частое буксование ремней при пуске двигателя и максимальной нагрузке. В итоге при номинальном крутящем моменте на валу маховика 4050 Н·м величина кинематического скольжения составляет 1,023 %, а величина скольжения  $\xi_2$  –



1,745%. При максимальном крутящем моменте, равном критическому моменту двигателя, суммарное скольжение  $\xi_{\Sigma}$  достигает 3,343%.

Тяговая способность передачи характеризуется так называемой *кривой скольжения*, представляющей собой зависимость общего скольжения передачи от коэффициента тяги. Однако при расчете коэффициента тяги необходимо иметь в виду то, что для клиноременных передач с закрепленными валами не соблюдается зависимость Понселе и зависимости (1) для расчета коэффициента тяги требует уточнения.

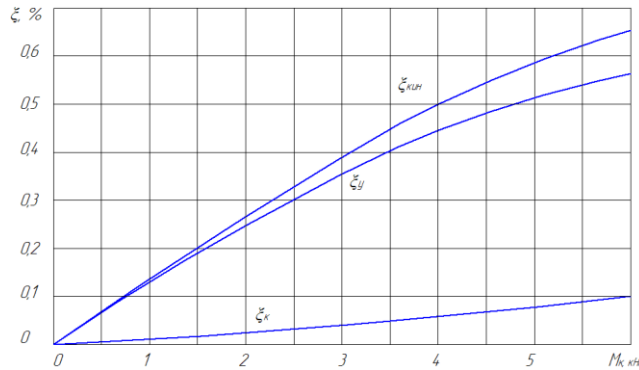


Рис. 1 – Зависимость упругого и кажущегося скольжения от передаваемой нагрузки для клиноременной передачи КГШП усилием 25 МН

Действительно, так как при увеличении нагрузки происходит увеличение натяжения ремней, фактический коэффициент тяги должен определяться по уравнению

$$\psi_f = \frac{F_t}{2F_0 + k_f \frac{F_t^2}{2F_0}} \quad (20)$$

Сравнивая с зависимостью (1), легко установить, что между фактическим коэффициентом тяги  $\psi_f$  по (20) и теоретическим коэффициентом  $\psi_m$  по (1) существует взаимосвязь

$$\psi_f = \frac{\psi_m}{1 + k_f \psi_m^2} \quad (21)$$

Указанное соотношение легко объясняет тот факт, что передача сохраняет работоспособность при значениях коэффициента тяги  $\psi_m$  больше единицы [9]. Очевидно, что при значениях коэффициента  $k_f$  больше 0,25 величина коэффициента тяги  $\psi_f$  всегда меньше единицы. При значениях  $k_f \leq 0,25$  величина фактического коэффициента тяги  $\psi_f$  при определенных значениях коэффициента  $\psi_m$  становится больше единицы, что свидетельствует о начале буксования ремней.

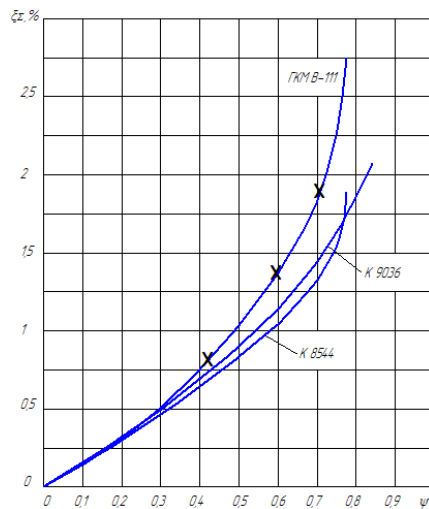


Рис. 2 – Расчетные кривые скольжения

На рис. 2 показаны расчетные кривые скольжения для ГКМ В-11, КГШП К 8544 и обрезного прессы К 9036. Для ГКМ крестиками показаны экспериментальные значения. Величина фактического коэффициента тяги составляет для ГКМ В-111 соответственно при номинальном и критическом крутящем моменте двигателя – 0,698 и 0,755, для КГШП К 8544 – 0,555 и 0,76, для обрезного прессы 0,491 и 0,785.

Кривые наглядно показывают, что для нагрузки, не превышающей величину критического скольжения двигателя, величина суммарного скольжения клиноременной передачи значительно превышает рекомендуемые значения и достигает величины 2...4 %.

#### Выводы:

1. Суммарная величина скольжения клиноременной передачи представляет собой сумму упругого, кажущегося скольжения и скольжения на ведомом шкиве при одновременном углублении ремней в канавки и тангенциальном проскальзывании.

2. Для передач с закрепленными валами предложена приближенная зависимость для определения силы натяжения ветвей.

3. Представлены аналитические зависимости для определения всех составляющих суммарного скольжения передачи.

4. Фактическое максимальное скольжение клиноременной передачи механических прессов превышает рекомендуемые значения (1 %) и достигает не менее 2...4 %, при среднем скольжении порядка 1,5...2,5 %.

5. Коэффициент тяги должен определяться с учетом увеличения усилия натяжения ремней.

6. Расчетные кривые скольжения позволяют производить оценку качества передачи по величине суммарного скольжения и определять изменение динамических параметров переходных процессов при рабочей нагрузке прессы.

**Список литературы:** 1. *Механик В.П.* Расчет электропривода одноударных автоматов / В.П. Механик // Кузнечно-штамповочное производство. – 1961. – № 11. – С. 32–37. 2. *Механик В.П.* Расчет электропривода кривошипных кузнечно-прессовых машин / В.П. Механик, И.В. Харизоменов //

Кузнечно-штамповочное производство. – 1964. – № 6. – С. 32–37. **3.** Lindner H. Die Berechnung von Schurengren-antrieben an Umformmaschinen // Werkstatt und Betrieb, 1958, Ig. 89, № 12. **4.** 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, 2006. – 560 с. **5.** Ланской Е.Н. Элементы расчета узлов и деталей кривошипных прессов / Е.Н. Ланской, А.Н. Банкетов. – М.: Машиностроение, 1966. – 380 с. **6.** Бочаров Ю.А. Кузнечно-штамповочное оборудование: Учебник для вузов / Ю.А. Бочаров. – М.: Издательский центр «Академия», 2008. – 480 с. **7.** Свистунов В.Е. Кузнечно-штамповочное оборудование. Кривошипные прессы / В.Е. Свистунов. – М.: МГИУ, 2008. – 704 с. **8.** Электрооборудование кузнечно-прессовых машин: Справочник / В.Е. Стоколов, Г.С. Усышкин, В.М. Степанов и др. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1981. – 304 с. **9.** Пронин Б.А. Бесступенчатые клиноременные и фрикционные передачи (вариаторы) / Б.А. Пронин, Г.А. Ревков. – М.: Машиностроение, 1980. – 320 с. **10.** Вирабов Р.В. Тяговые свойства фрикционных передач / Р.В. Вирабов. – М.: Машиностроение, 1982. – 263 с. **11.** Вирабов Р.В. Скольжение в плоскоремненной передаче / Р.В. Вирабов // Машиноведение. – 1967, – № 4. – С. 43–51. **12.** Вирабов Р.В. Тяговые свойства клиноременной передачи / Р.В. Вирабов, С.И. Чепурной // Вестник машиностроения. – 1981, – № 4. – С. 20–27. **13.** Буланов Э.А. Расчет ременных передач / Э.А. Буланов // Вестник машиностроения, 2001, № 12. С. 14–21. **14.** Вирабов Р.В. Экспериментальное исследование скольжения клинового ремня / Р.В. Вирабов, Р.С. Галаджев, В.А. Чаков, С.И. Чепурной // Вестник машиностроения. – 1979, – № 5. – С. 12–14. **15.** Пронин Б.А. Об определении скольжения в клиноременной передаче / Б.А. Пронин, А.Н. Шмелев // Вестник машиностроения. – 1973, – № 9. – С. 15–16. **16.** Чернов В.Л. Уравнение кривой скольжения клиноременной передачи / В.Л. Чернов // Каучук и резина. – 1971, – № 8. – С. 29–32. **17.** Пронин Б.А. Влияние изгибной жесткости ремня на силовые параметры ременной передачи / Б.А. Пронин, В.В. Верницкий // Вестник машиностроения. – 1977, – № 12. – С. 39–42. **18.** Мартынов В.К. К вопросу решения задачи Понселе для ременных передач / В.К. Мартынов // Тракторы и сельхозмашины. – 1972, – № 12. – С. 39–42.

*Надійшла до редколегії 20.10.2013*

УДК 621.852.13: 621.73: 621.979.134

**Расчет скольжения клиноременной передачи механического преса / Явтушенко А. В.** // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 42 (1015). – С. 224-235. Бібліограф.: 18 назв.

У статті представлена методика розрахунку ковзання клинопасової передачі механічного преса. Використання енергетичного методу дозволило одержати наближене рішення залежності Понселе, на основі якої отримано аналітичні залежності для розрахунку ковзання від стосовного і радіального ковзання ремня. Наведено уточнення коефіцієнта тяги передачі. Встановлено, що максимальне ковзання клинопасової передачі механічного преса досягає 2...4 %, а середнє ковзання значно перевищує рекомендоване значення.

**Ключові слова:** передача, ремінь, прес, повний привід, маховик, двигун, ковзання, коефіцієнт тяги.

The article presents a method of calculation of the slip belt transmission of mechanical presses. Using the energy method allows us to obtain an approximate solution dependence Poncelet, on the basis of which the analytical dependences for calculation of the slip from the tangential and radial slipping belt. Given the refinement of the coefficient of transmission rod. It is established that the maximum glide belt transmission of mechanical presses reaches 2...4 %, and the average slip significantly exceeds the recommended value.

**Keywords:** transmission, belt press, drive, flywheel, engine, slip coefficient of traction.

**ЗМІСТ**

<b>Автономова Л. В., Бондарь С. В., Степук А. В., Прево И. Д.</b> Особенности моделирования изгиба пластины подвижным пуансоном на основе МКЭ...	3
<b>Алиев И. С., Абхари П. Б., Жукова О. А.</b> Исследование формоизменения силового режима процесса бокового выдавливания методом конечных элементов.....	7
<b>Аралкин А. С., Неймирко С. И.</b> Совершенствование конструкции молотового штампа.....	13
<b>Берлизева Т. В.</b> Использование холоднотвердеющих смесей на жидком стекле с применением циклокарбонатов .....	21
<b>Борис Р. С., Тітов В. А.</b> Розрахунок технологічних параметрів процесу витягування двошарової заготовки з потоншенням .....	26
<b>Бруль С.Т.</b> Отдельные аспекты моделирования воздействия ударной волны на корпус боевой машины .....	32
<b>Гайкова Т. В., Пузырь Р. Г., Наумова Е. А.</b> Результаты экспериментальных исследований по деформированию слоистых заготовок	37
<b>Гапонов В. С., Музыкин Ю. Д., Татьков В. В., Путники А. Ю., Войтович А. И.</b> Характеристики режима работы зубчатых передач прокатного стана «1680» ЦППТЛ металлургического комбината ОАО «Запорожсталь» .....	42
<b>Євстратов В. О., Левченко В. М., Калита В. С.</b> Теоретичний аналіз процесу видавлювання в умовах несимметричного розташування інструмента .....	48
<b>Ершов С. В., Гаврилин С.Ю., Мельник С. Н.</b> Теоретическое исследование формоизменения металла при прокатке фасонной полосы в формирующем шпунтовом калибре .....	55
<b>Забара А. С.</b> Методика расчета калибровок валков для изготовления гнутых профилей замкнутого сечения .....	62
<b>Зайцев В. Е., Сукайло В. А., Корбач В. Г., Ходько А. А.</b> Моделирование процесса свободной растяжки трубчатой заготовки при гидродинамической штамповке .....	69
<b>Иванов И. Е., Новиков Ф. В., Дитиненко С. А.</b> Технологическое обеспечение качества упрочненных контактных поверхностей элементов засыпных аппаратов доменных печей.....	77
<b>Калюжний О. В.</b> Зменшення зусилля та підвищення продуктивності формоутворення при комбінованому витягування вісесиметричних виробів .....	84
<b>Кленов О. С., Новиков Ф. В., Крюк А. Г.</b> Повышение производительности и качества механической обработки на основе применения прогрессивных режущих инструментов .....	90

<b>Князев М. К., Ткаченко Д. Н., Жовноватюк Я. С.</b> Структурные изменения сплава АМгбМ при высокоскоростном деформировании способом электрогидравлической штамповки .....	95
<b>Кротенко Г. А.</b> Аналіз нових ресурсозберігаючих технологічних процесів видавлювання тонкостінних деталей.....	102
<b>Кузьменко В. И., Горностаев В. М., Василенко В. О.</b> Влияние контактного трения на характер течения и силовой режим процесса прямого выдавливания с уширением.....	110
<b>Кухарь В. В., Павленко В. Н., Носенко О. Г.</b> Технологические возможности формообразования при гидроформовке подвижными средами.....	115
<b>Максименко О. П., Лобойко Д. И.</b> Теоретический анализ влияния натяжений на энергозатраты и устойчивость процесса прокатки.....	119
<b>Михалевич В. М., Добрянюк Ю. В., Трач Є. А.</b> Формозміна бічної поверхні циліндричних заготовок під час вісесиметричного осадження.....	126
<b>Наумова Е. А., Лотоус В. В., Дубров Г. Л., Драгобецкий В. В., Гнатенко О. В.</b> Совершенствование технологий взрывного компактирования порошковых смесей карбидов и кобальта.....	131
<b>Пашкова Г. И.</b> Поверхностное пластическое деформирование – эффективный способ повышения долговечности деталей.....	135
<b>Плеснецов С. Ю.</b> Исследование асимметрии в очаге деформации при изгибе металла до 180° .....	139
<b>Смирнов Е. Н., Митьев А. П., Байков Е. В.</b> Уширение толстых узких листов при прокатке с кинематической асимметрией.....	144
<b>Сокуренок В. П., Степаненко А. Н., Гармашов Д. Ю., Угрюмов Ю. Д.</b> Перспективы развития процесса горячей пилигримовой прокатки труб.....	148
<b>Сосенушкин Е. Н.</b> Технологии конструкционных наноматериалов с позиций синергетического подхода....	156
<b>Тришевський О. І., Салтавец М. В.</b> Підвищення точності оцінки зусиль на валки від штаби, що прокатується .....	167
<b>Федосов А. В.</b> Применение методов цифровой обработки изображений для измерений в процессах ОМД	174
<b>Фролов Е. А., Кравченко С.И., Бондарь О. В.</b> К вопросу оптимизации нанесения износостойких покрытий для улучшения эксплуатационных свойств вырубных штампов.....	179
<b>Хоменко О. І., Баглюк Г. А.</b> Моделювання ущільнення заготовки з кінчною западиною в закритому жорсткому штампі.....	182

<b>Часов Д. П.</b> Анализ количественных и качественных показателей производительности модернизированного шнекового конвейера .....	<b>188</b>
<b>Чигиринский В. В., Шейко С. П., Дубина В. И.</b> Аналитическое решение пространственной задачи теории пластичности с использованием гармонических функций .....	<b>193</b>
<b>Чухліб В. Л., Гринкевич В. О., Олійник Д. С., Старосек А. І., Ашкелянecь А. В., Борисенко А.Ю.</b> Дослідження впливу осадки і протяжки на механічні властивості та структуру поковок .....	<b>205</b>
<b>Шаповал А. А., Маркевич А. Г., Мосьпан Д. В.</b> Комбинированные процессы бесконтейнерного прессования и вибрационного волочения при обработке малопластичных труднодеформируемых металлов .....	<b>210</b>
<b>Юхновский Ю. М., Кононенко Д. Ю., Русаков А. С.</b> Усовершенствованная методика расчета энергосиловых параметров прокатки.....	<b>217</b>
<b>Явтушенко А. В.</b> Расчет скольжения клиноременной передачи механического пресса.....	<b>224</b>

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**ВІСНИК  
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ  
«ХПІ»**

Збірник наукових праць

Серія:

Нові рішення в сучасних технологіях

№42 (1015)

Науковий редактор чл.-кор. НАН України, д-р техн. наук, проф. Є. І. Сокол  
Технічний редактор Т.Л. Коворотний, О.С Курандо  
Відповідальний за випуск: к. т. н. Г. Б. Обухова

**АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ:** 61002, Харків, вул. Фрунзе, 21, НТУ «ХПІ».  
Рада молодих учених і спеціалістів РМУС, тел. (057)707-60-40, e-mail:  
[kovotima@gmail.com](mailto:kovotima@gmail.com)

Обл.-вид. № 101-13

Підп. до друку 17.11.2013р. Формат 60x84/16. Надруковано на різнографії  
Gestetner 6123CP. Ум.-друк. арк. 9, 8. Облік.вид.арк. 10, 0.

Наклад 300 прим. Зам. №57. Ціна договірна

Видавничий центр НТУ «ХПІ».

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 от 10.07.2000 р.

61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

---

Видавництво та друк ФО-П Шейніна О.В.

61052, Україна, м. Харків, вул. Слов'янська, 3

Тел. 057 759-48-79

Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру видавців,  
виготівників і розповсюджувачів видавничої продукції  
ДК № 2779 від 28.02.2007 р.