

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ, МОЛОДІ ТА СПОРТУ УКРАЇНИ
Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут"

ВІСНИК

НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ "ХПІ"

Серія: "Нові рішення в сучасних технологіях"

№ 46 (952) 2012

Збірник наукових праць

Видання засновано в 1961 р.

Харків
НТУ «ХПІ», 2012

Вісник Національного технічного університету "ХПІ"

Збірник наукових праць. Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Х.: НТУ „ХПІ» – 2012 р. – № 46(952) – 240 с.

Державне видання

Свідоцтво Держкомітету з інформаційної політики України

КВ №5256 від 2 липня 2001 року (перереєстрація)

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.Тимофеев, 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.

З номеру 42'2012. Вісник НТУ «ХПІ» має власну подвійну нумерацію №42 (948) 2012.

Рекомендовано до друку вченою радою НТУ „ХПІ"

Протокол №:8 від 30 жовтня 2012 р.

УДК 621.777.04

Л. В. АВТОНОМОВА, канд. техн. наук, вед. науч. сотр., НТУ «ХПИ»**С. В. БОНДАРЬ**, канд. техн. наук, ст. науч. сотр., НТУ «ХПИ»**И. Д. ПРЕВО**, вед. науч. сотр., ИГ «УПЭК», Харьков**В. Л. ХАВИН**, канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПИ»**МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ХОЛОДНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ
ДЕТАЛИ ТИПА «СТАКАН» ПРИ ПОМОЩИ ПАКЕТА DEFORM**

В работе представлено решение задачи расчета напряженно-деформированного состояния заготовки и усилий на пуансоне с целью определения граничных технологических характеристик процесса холодного выдавливания.

Ключевые слова: моделирование, холодное выдавливание, метод конечных элементов, DEFORM.

Введение. Обработка материалов давлением (ОМД) является одним из самых перспективных направлений в современном машиностроении. Используемые методы объёмной штамповки обеспечивают высокую производительность при сохранении качества продукции.

Определение оптимальной технологии процесса является основополагающим фактором при разработке производства нового изделия. Для этого необходимо иметь сведения о напряженно-деформируемом состоянии материала заготовки, матрицы и штампа, а также информацию об отклике системы штамп – инструмент – деформируемая деталь на изменение технологических параметров. Такую информацию можно получить методами экспериментального исследования или математического моделирования. Недостатком экспериментальных методов является то, что для каждого шага исследования необходимо изготовление новой или модернизация старой пары штамп-заготовка. Это ведёт к дополнительным значительным затратам времени и средств и является экономически нецелесообразным при производстве небольшой партии деталей.

Анализ последних исследований. Методы математического моделирования процессов штамповки (выдавливания) не имеют данных недостатков. Наиболее распространённой реализацией этого подхода является метод конечных элементов (МКЭ). Разрешающие уравнения для обработки материалов давлением основаны на теории пластического течения или на деформационной теории пластичности и строятся на основе вариационных принципов теории пластичности и упругости.

Основной сложностью при использовании пакетов, применяющих МКЭ, является постановка задачи, адекватно отражающей физическую природу исследуемого процесса. В настоящее время существует большое количество программных продуктов, реализующих метод конечно – элементного анализа: ANSYS, LS-DYNA, NASTRAN, COSMOS, DEFORM, AutoForm, Qform. Использование того или иного пакета определяется особенностями поставленной задачи. Наиболее применяемыми программными пакетами для решения задач, связанных с ОМД являются пакеты ANSYS, LS-DYNA, DEFORM, Qform [1, 2].

Цель исследования, постановка проблемы. Цель настоящей работы – обоснование возможности применения пакетов, реализующих МКЭ (в частности пакета DEFORM), к решению задач объёмного деформирования материалов. Определение напряженно-деформируемого состояния (НДС) заготовки в каждый момент времени

© Л.В.Автономова, С.В.Бондарь, И.Д.Превос, В.Л.Хавин, 2012

позволяет решить проблемы связанные с прогнозированием возможного разрушения заготовки, определением необходимого усилия деформирования, энергопотреблением процесса и определением оптимальной технологии процесса выдавливания.

Математическое моделирование процесса одноконтурного обратного выдавливания детали типа «стакан» проводилось в расчётном комплексе Deform. Программный комплекс DEFORM является специализированным программным средством, которое позволяет решать задачи, связанные с холодной, полугорячей и горячей штамповкой материалов с учётом нелинейного поведения материалов и больших пластических деформаций.

Для упрощения расчётов использовалась следующая расчётная схема: задача решалась в осесимметричной постановке, матрица и пуансон рассматривались как абсолютно жёсткие тела, исследовалось только напряженно – деформируемое состояние заготовки (рис.1). На рис. 2 показана исходная заготовка и конечная деталь. При разбиении использовались тетраэдрические 4-х узловые элементы с 9-ю степенями свободы [3]. Материал образца – алюминиевый сплав АД1Н ГОСТ 4784-74, $\sigma_T = 150 \text{ МПа}$. Модель механических свойств материала принята вязко упруго-пластичной со степенным упрочнением и записывается в виде :

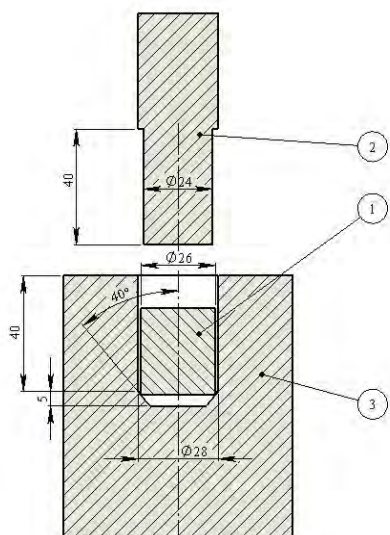


Рис. 1 – Геометрия системы

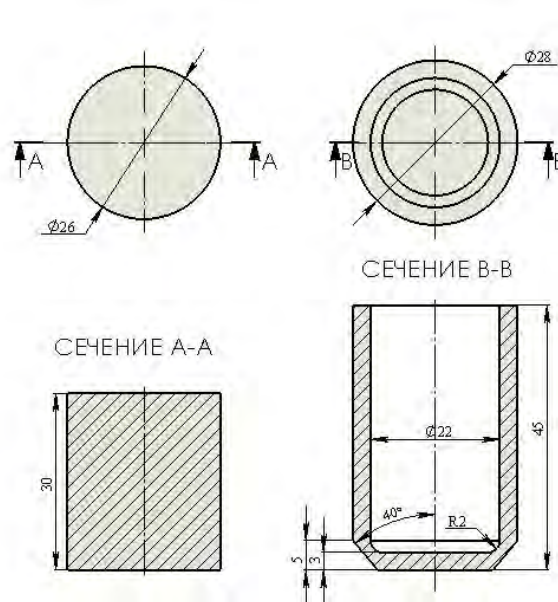


Рис. 2 – Геометрия заготовки и конечной детали

$$\bar{\sigma} = c \bar{\varepsilon}^n \dot{\bar{\varepsilon}}^m + y, \quad (1)$$

где $\bar{\sigma}$ – эквивалентные напряжения пластического течения по Мизису, $\bar{\varepsilon}$ и $\dot{\bar{\varepsilon}}$ эквивалентная деформация и скорость деформации по Мизису, c, n, m и y - константы материала, полученные экспериментально. Модель контактного взаимодействия обрабатываемого материала с матрицей и пуансоном принимается в форме закона Кулона:

$$|\tau_{nr}| = f_n \sigma_{nn}, \quad (2)$$

где τ_{nr}, σ_{nn} – контактные касательные и нормальные напряжения, f_n – коэффициент трения скольжения.

Разрешающие уравнения записываются на основе принципа минимума полной энергии системы :

$$\int_V \Pi(\varepsilon_{ij}) dV - A = \min, \quad (3)$$

где $\Pi(\varepsilon_{ij})$ – потенциал деформаций, A – работа внешних сил [4].

Решение проводилось при постоянной скорости движения пуансона $v = 5 \text{ мм/сек}$, которая выбиралась исходя из технологических рекомендаций. Шаг интегрирования выбирался исходя из размеров конечного элемента.

Материалы исследований. На каждом шаге вычислительного процесса определялось НДС заготовки и усилие на пуансоне с целью оценки наличия разрушения материала заготовки и возможности реализации соответствующего сжимающего усилия на технологическом оборудовании. В качестве иллюстрации на рис. 3 показана картина НДС в заготовке типа «стакан».

Результаты исследований. На рис. 4 показана зависимость изменения усилия на пуансоне во времени. На рисунке хорошо видна стационарная стадия выдавливания, что обуславливается стабильностью очага деформаций (в этот момент времени происходит процесс редуцирования заготовки и высота очага пластических деформаций остаётся постоянной).

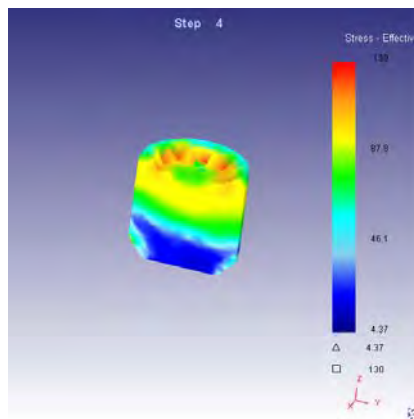


Рис. 3 – НДС заготовки типа «стакан»

Для определения граничных технологических параметров процесса выдавливания, в частности, определения минимальной толщины боковой стенки формируемой детали, которая может быть получена с помощью конкретного пресса, была построена зависимость максимального усилия на пуансоне от толщины стенки (рис. 5). На рисунке приняты следующие обозначения: F – максимальное усилие на пуансоне, d/d_0 – характеристика толщины стенки, равная отношению диаметра пуансона d к диаметру матрицы d_0 .

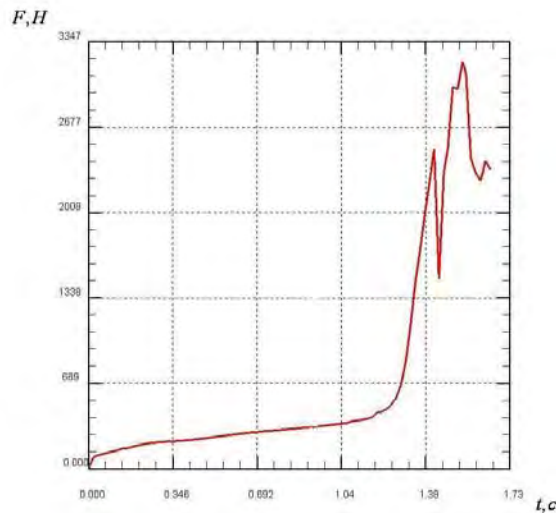


Рис. 4 – Изменение усилия, прилагаемого к на пуансону, во времени

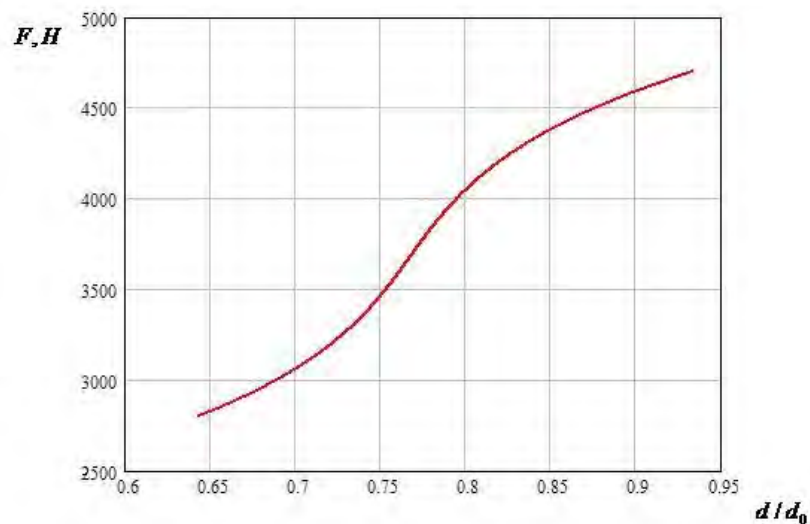


Рис. 5 – Зависимость усилия на пуансоне от толщины стенки выдавливаемой детали

Выводы. В работе при помощи пакета DEFORM осуществлено моделирование процесса холодного выдавливания детали типа «стакан». Определены компоненты напряженно-деформированного состояния заготовки и усилие, действующее на пуансон при холодном выдавливании детали типа «стакан» на всех этапах технологического процесса.

Полученные результаты позволяют из условия прочности обрабатываемого материала и характеристик оборудования получить граничные параметры процесса, например, допустимое усилие на пуансоне и минимальную толщину стенки детали, которую можно реализовать на используемом оборудовании.

Список литературы: 1. *Иванов В.Н.* Моделирование процесса выдавливания методом конечных элементов / В.Н. Иванов, К.М. Иванов, Е.А. Пригоровский, Д.В. Усманов // *Инструмент.* – 2006, №23, стр. 94-102. 2. *Биба Н.В.* Эффективное применение моделирования для разработки технологии штамповки / Н.В. Биба, А.И. Лишний, С.А. Стебунов // *Кузнечно-штамповочное производство.* – 2001, №5, стр. 22-36. 3. DEFORM 3D Version 5.03 User's manual, Scientific Forming Technologies Corporation, 2001, 286 p. 4. *Писаренко Г.С.* Уравнения и краевые задачи теории пластичности и ползучести / Г.С. Писаренко, Н.С. Можаровский // Киев, Наукова думка, 1981, 496 с.

Надійшла до редколегії 18.10.2012

УДК 621.777.04

Моделирование процесса холодного выдавливания детали типа «стакан» при помощи пакета DEFORM // Автономова Л.В., Бондарь С.В., Прево И.Д., Хавин В.Л. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С. 3–7. – Бібліогр.: 4 назв.

У роботі представлено рішення задачі визначення напружено-деформованого стану заготовки і зусиль на пуансоні з метою отримання граничних технологічних характеристик процесу холодної штамповки.

Ключові слова: моделювання, холодне витискування, метод скінченних елементів, DEFORM.

The decision of a problem of definition of the stress-strain condition of workpiece for a finding and the puansons forses boundary technical characteristics on process of cold forming is presented.

Keyword: imagineering, cold squeezing out, method of finite elements, DEFORM.

УДК 621.7

Л. И. АЛИЕВА, канд. техн. наук, доц., ДГМА, Краматорск

С. В. МАРТЫНОВ, ассистент, ДГМА, Краматорск

К. В. ГОНЧАРУК, магистрант, ДГМА, Краматорск

ИССЛЕДОВАНИЕ СИЛОВОГО РЕЖИМА ПРОЦЕССА ВЫСАДКИ ВНУТРЕННЕГО ФЛАНЦА ИЗ ТРУБНОЙ ЗАГОТОВКИ МЕТОДОМ ВЕРХНЕЙ ОЦЕНКИ

Проведено исследование силового режима процесса высадки внутреннего фланца методом верхней оценки из трубчатой заготовки с использованием оправки с острой и радиусной переходной кромкой. Оптимальным значением параметра i , характеризующего положение очага деформации, является 0,7. Установлено влияние трения, относительной высоты фланца и относительного радиуса закругления переходной кромки оправки на приведенное давление деформирования.

Ключевые слова: высадка, фланец, метод верхней оценки, давление.

Процессы точной холодной объемной штамповки позволяют получать заготовки и детали взамен обработки резанием, литья и горячей штамповки. При этом достигается значительная экономия металла (в некоторых случаях коэффициент использования металла достигает 98 %) и увеличивается прочность металла в следствии деформационного упрочнения.

В машиностроении получили распространение детали типа накидных гаек, подпятников, корпусов, стаканов с отверстием. Основные способы получения подобных втулок методами холодной штамповки – это прямое и обратное выдавливание с просечной перемычки, торцовая раскатка, высадка и радиальное выдавливание трубчатой заготовки. При прямом и обратном выдавливании критическая высота перемычки (до просечки) должна быть равна толщине стенки детали [1], что ограничивает номенклатуру штампуемых изделий и увеличивает технологические припуски под механообработку. Процесс торцовой раскатки требует специализированного оборудования [2] и менее производителен по сравнению с процессами штамповки. При радиальном выдавливании трубчатой заготовки в штампах приходится использовать узлы запираения, что усложняет конструкцию штампа [3]. Одним из распространенных методов анализа процессов выдавливания является энергетический метод верхней оценки. В работе [4] рассмотрен процесс радиального выдавливания фланца из сплошной заготовки, силовая оценка которого не учитывает коэффициент трения. В работе [5] проведена верхняя оценка силовых параметров при выдавливании инструментом с криволинейным профилем, в которой нарушается принцип равенства внешних и внутренних сил за счет деления не на активную длину линии контакта заготовки и инструмента. Также дважды учитывается граница

© Л.И.Алиева, С.В.Мартынов, К.В.Гончарук, 2012

среза между блоками при суммировании модульных оценок. Поэтому задача исследования силового режима высадки внутреннего фланца из трубчатой заготовки является актуальной.

Цель данного исследования – исследование силового режима процесса высадки внутреннего фланца методом верхней оценки из трубчатой заготовки с использованием оправки с острой и радиусной переходной кромкой. Оценка влияния трения и геометрических параметров на приведенное давления деформирования.

Рассмотрим задачу высадки фланца из трубчатой заготовки. При решении задачи энергетическим методом верхней оценки (рис.1.) объемная осесимметричная задача сводится к плоскому деформированному состоянию. Очаг деформации разбивается на ряд жестких зон. Деформация сводится к перемещению этих зон относительно друг друга. Соблюдение кинематических граничных условий проверяется построением годографа скоростей. Зоны 1 и 0 являются жесткими недеформируемыми.

Приведенное давление \bar{p} рассчитывается по формуле (1):

$$\bar{p} = \frac{1}{2 \cdot b \cdot V_0} \left[\sum l_{ij} \cdot V_{ij} + 2 \cdot \mu_s \cdot \sum l_{ik} \cdot V_{ik} \right], \quad (1)$$

где b – длина линии контакта заготовки и инструмента (по сечению);

l_{ij}, V_{ij} – длина границы контакта и скорость относительного движения блоков, между которыми происходит срез. Величины l_{ij}, V_{ij} определяются из принятого поля скоростей и соответствующего ему годографа скоростей;

l_{ik}, V_{ik} – длина границы контакта и скорость относительного движения инструмента и заготовки.

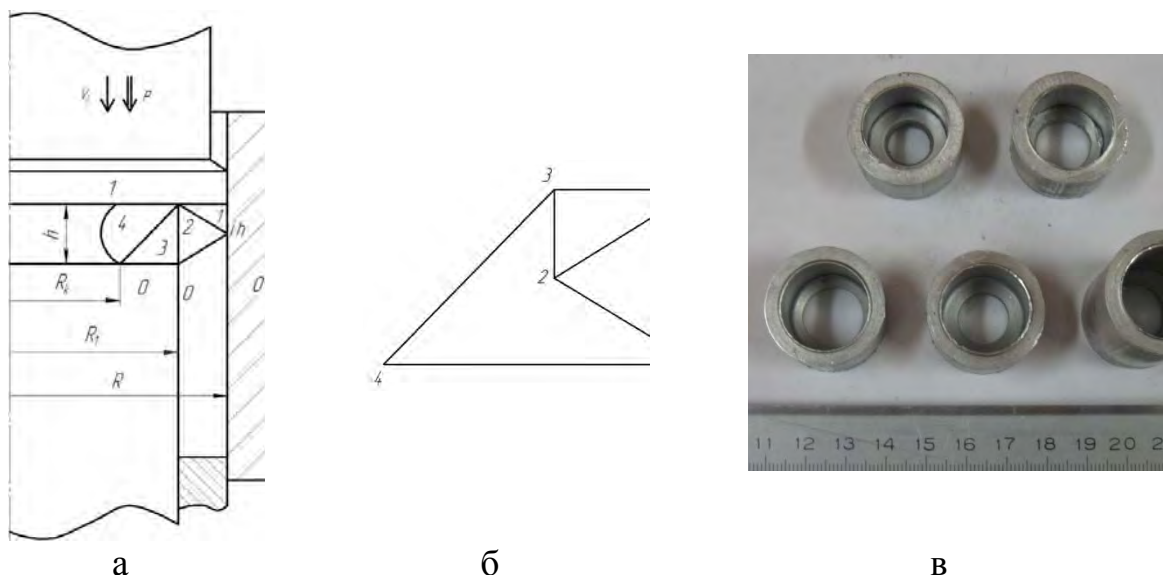


Рис. 1. – Решение задачи методом верхней оценки:
а - схема процесса высадки; б - годограф скоростей; в - полученные детали

Для процесса высадки уравнение энергетического баланса выглядит (2):

$$\bar{p} = \frac{1}{2BV_0} \cdot (l_{12} \cdot V_{12} + l_{02} \cdot V_{02} + l_{23} \cdot V_{23} + l_{34} \cdot V_{34} + 2 \cdot \mu_s \cdot [l_{10} \cdot V_{10} + l_{30} \cdot V_{30} + l_{41} \cdot V_{41}]). \quad (2)$$

Определим длины границ контакта и скорости относительного движения блоков, между которыми происходит срез, длины границ контакта и скорости относительного движения инструмента и заготовки (табл. 1), принимая, что $V_0 = h_1$.

Таблица 1. – Определение длин границ и скоростей перемещения.

ij	l_{ij}	V_{ij}
1.2	$\sqrt{(1-\bar{R})^2 + (i \cdot \bar{h})^2}$	$\sqrt{(1-\bar{R})^2 + (i \cdot \bar{h})^2}$
0.2	$\sqrt{(1-\bar{R})^2 + (\bar{h} - i \cdot \bar{h})^2}$	$\sqrt{(1-\bar{R})^2 + (\bar{h} - i \cdot \bar{h})^2}$
2.3	\bar{h}	$\bar{h} - i \cdot \bar{h}$
3.4	$\sqrt{(1-\bar{R}_k)^2 + \bar{h}^2}$	$\sqrt{(1-\bar{R}_k)^2 + \bar{h}^2}$
1.0	$i \cdot \bar{h}$	\bar{h}
3.0	$\bar{R} - \bar{R}_k$	$1 - \bar{R}$
4.1	$\bar{R} - \bar{R}_k$	$1 - \bar{R}_k$

Примечание: $\bar{R} = \frac{R}{R_1}$; $\bar{R}_k = \frac{R_k}{R_1}$; $\bar{h} = \frac{h}{R_1}$; $i = 0, 0.1 \dots 1$.

Подставляя в уравнение энергетического баланса полученные длины границ контакта и скорости относительного движения блоков, между которыми происходит срез, а также длины границ контакта и скорости относительного движения инструмента и заготовки получим (3):

$$\bar{p} = \frac{1}{2 \cdot (1 - \bar{R}_k) \cdot \bar{h}} \cdot \left[\begin{aligned} & \left(\sqrt{(1 - \bar{R})^2 + (i \cdot \bar{h})^2} \right)^2 + \left(\sqrt{(1 - \bar{R})^2 + (\bar{h} - i \cdot \bar{h})^2} \right)^2 + \\ & + \bar{h} \cdot (\bar{h} - i \cdot \bar{h}) + \left(\sqrt{(1 - \bar{R}_k)^2 + \bar{h}^2} \right)^2 + \\ & + 2 \cdot \mu_s \cdot \left[\begin{aligned} & i \cdot \bar{h}^2 + (\bar{R} - \bar{R}_k) \cdot (1 - \bar{R}) + \\ & + (\bar{R} - \bar{R}_k) \cdot (1 - \bar{R}_k) \end{aligned} \right] \end{aligned} \right] \quad (3)$$

Критерием оптимизации является минимум приведенного давления. Оптимальные значения параметров для высадки: $i = 0.7$, тогда приведенное давление будет равняться (4):

$$\bar{p} = \frac{1}{2 \cdot (1 - \bar{R}_k) \cdot \bar{h}} \cdot \left[\begin{aligned} & \left(\sqrt{(1 - \bar{R})^2 + (0.7 \cdot \bar{h})^2} \right)^2 + \left(\sqrt{(1 - \bar{R})^2 + (\bar{h} - 0.7 \cdot \bar{h})^2} \right)^2 + \\ & + (\bar{h}^2 - 0.7 \cdot \bar{h}^2) + \left(\sqrt{(1 - \bar{R}_k)^2 + \bar{h}^2} \right)^2 + \\ & + 2 \cdot \mu_s \cdot \left[\begin{aligned} & 0.7 \cdot \bar{h}^2 + (\bar{R} - \bar{R}_k) \cdot (1 - \bar{R}) + \\ & + (\bar{R} - \bar{R}_k) \cdot (1 - \bar{R}_k) \end{aligned} \right] \end{aligned} \right] \quad (4)$$

Полученный график зависимости приведенного давления от относительной высоты фланца (рис. 2, а) показывает, что увеличение высоты фланца до величины $\bar{h}_1 = 0.35$, приводит к снижению приведенного давления, что объясняется уменьшением степени деформации, а при дальнейшем увеличении высоты фланца наблюдается незначительное повышение приведенного давления. При увеличении относительной величины радиуса оправки (рис. 2, б) величина приведенного давления деформирования уменьшается. Для трения $\mu_s = 0.02$ наблюдается точка минимума давления.

В процессах высадки с целью улучшения условий течения металла, снижения градиента деформации используют радиусные переходные кромки. Также выраженные радиусные переходные кромки характерны для деталей типа подпятников. Поэтому рассмотрим плоскую задачу высадки на оправке со скругленной кромкой. Разрывное поле скоростей представлено жесткими треугольными и криволинейными трехузловыми элементами (рис. 3).

Используем модульный подход для проведения анализа энергосиловых параметров [6]. Примем, что жесткие треугольные модули с прямолинейными границами 1, 2 и 5 представляют собой отдельный блок А, а криволинейные элементы 3,4 – блок В. В таком случае приведенное давление деформирования определяется по формуле 5. Для определения приведенного давления в блоке А воспользуемся формулой 4 без компоненты $l_{23} \cdot V_{23}$. Следует учитывать, что при расчете схемы состоящей из двух блоков А и Б для совпадений вершин линий разрывного поля значение длины линии трения блока А следует рассчитывать как $l_{03} = \bar{R} - \bar{R}_{k1} - \bar{R}_m$.

$$\bar{p} = \bar{p}_A + \bar{p}_B, \tag{5}$$

где \bar{p}_A и \bar{p}_B – приведенное давление соответственно в блоках А и В.

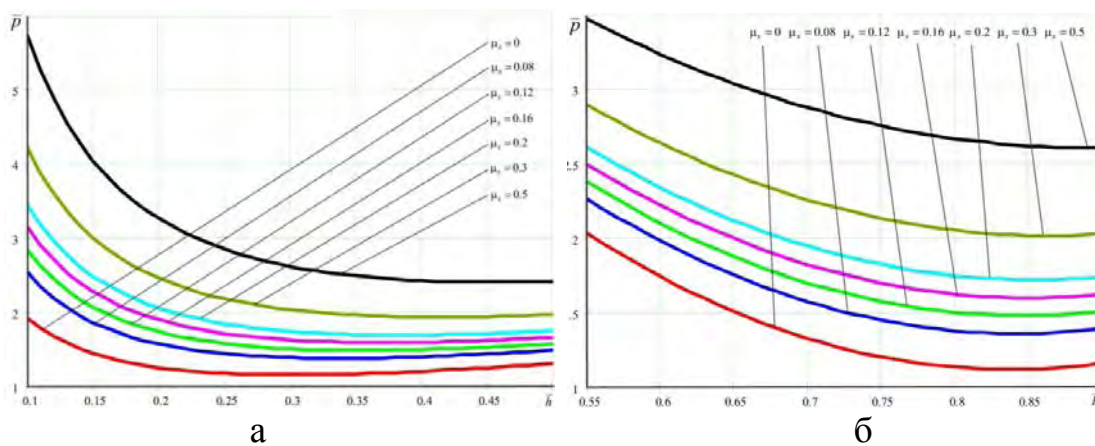


Рис. 2. – Графики зависимости приведенного давления: а - от относительной высоты фланца; б - от относительного радиуса оправки при различных коэффициентах трения

Подставляя полученные выражения (табл. 2) в (1) получаем выражение (6). Графический анализ полученной зависимости представлен на (рис. 4).

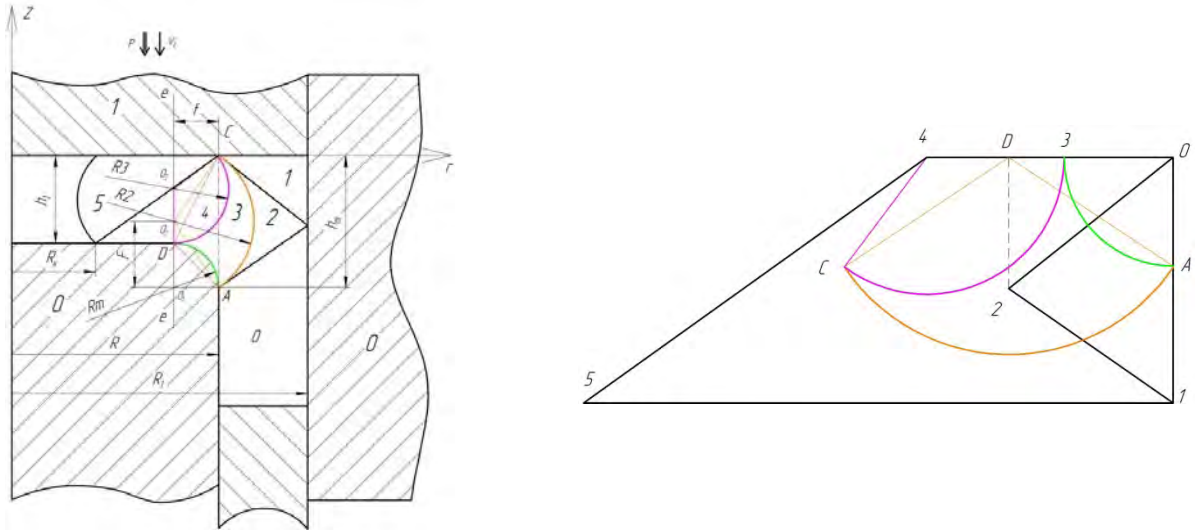
Из полученного графика зависимости приведенного давления от относительной высоты фланца (рис. 4, а) видно, что увеличение высоты фланца до величины $\bar{h}_1 = 0.35$, приводит к снижению приведенного давления, что объясняется уменьшением степени деформации, а при дальнейшем увеличении высоты фланца наблюдается незначительное повышение приведенного давления.

Таблица 2. – Значения длин линий разрыва блоков и скоростей годографа

ij	l_{ij}	V_{ij}
1	2	3
0-3	$\frac{\pi}{2} \cdot R_m$	$R_m \cdot \frac{R_1 - R}{F}$
2-3	$\left(\pi - \arctan \frac{R_m}{F} - \arcsin \frac{f}{R_2} \right) \cdot R_2$	$R_2 \cdot \frac{R_1 - R}{F}$

Продолжение таблицы 2

1	2	3
3-4	$\arccos\left(\frac{2 \cdot R_3^2 - f^2 - h_1^2}{2 \cdot R_3^4}\right) \cdot R_3$	$R_3 \cdot \frac{R_1 - R}{F}$



а

б

Рис. 3. – Плоская задача высадки на оправке со скругленной кромкой:
а - схема процесса высадки с радиусной переходной кромкой; б - годограф скоростей

$$\begin{aligned} \bar{P}_B &= \frac{1}{2 \cdot V_0 \cdot b} \cdot (l_{23} \cdot V_{23} + l_{34} \cdot V_{34} + 2 \cdot \mu \cdot l_{03} \cdot V_{03}) = \\ &= \frac{1}{2 \cdot (R_m + h_1) \cdot (R_1 - R_k)} \cdot \left(\left(\pi - \arctan \frac{R_m}{F} - \arcsin \frac{f}{R_2} \right) \cdot R_2^2 \cdot \frac{R_1 - R}{F} + \right. \\ &\quad \left. + \arccos \left(\frac{2 \cdot R_3^2 - f^2 - h_1^2}{2 \cdot R_3^4} \right) \cdot R_3^2 \cdot \frac{R_1 - R}{F} + \right. \\ &\quad \left. + 2\mu \cdot \frac{\pi}{2} \cdot R_m^2 \cdot \frac{R_1 - R}{F} \right) \end{aligned} \quad (6)$$

При увеличении величины относительного внутреннего радиуса оправки (рис. 4, б) величина приведенного давления деформирования уменьшается, что объясняется уменьшением приведенного давления для блока А, в следствии уменьшения длин среза 1–2, 0–2 (см. рис. 3).

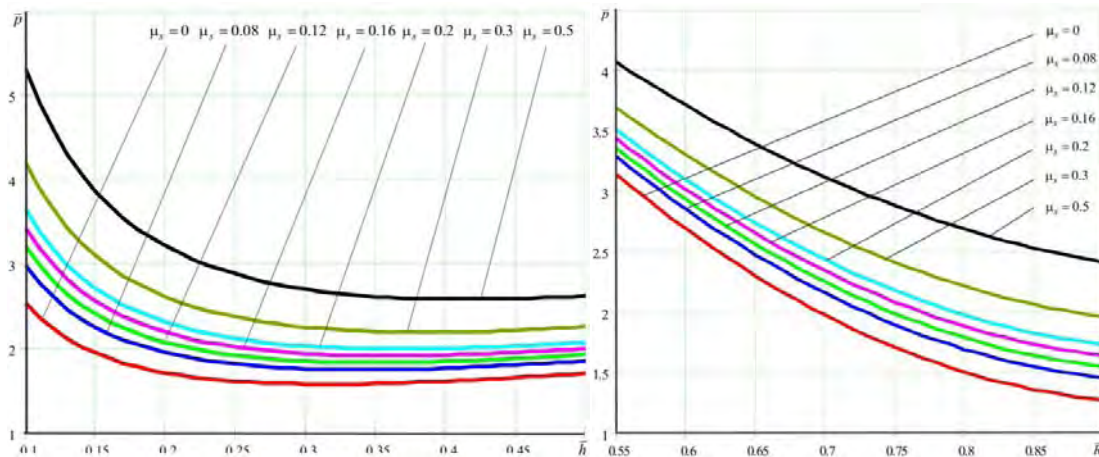


Рис. 4. – Графический анализ полученных зависимостей: а - график зависимости приведенного давления от относительной высоты фланца; б - график зависимости приведенного давления относительного радиуса оправки при различных коэффициентах трения

Выводы. Проведено исследование силового режима процесса высадки внутреннего фланца методом верхней оценки из трубчатой заготовки с использованием оправки с острой и радиусной переходной кромкой. Оптимальным значением параметра i , характеризующего положение очага деформации, является 0,7. Установлено влияние трения, относительной высоты фланца и относительного радиуса закругления переходной кромки оправки на приведенное давление деформирования. Полученные теоретические зависимости превышают экспериментальные не более чем на 15 %.

Список литературы: 1. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке металлов давлением / В.А. Огородников – Киев: Вища школа, 1983. – 175 с. 2. Матвійчук В. А. Розробка процесів штампування порожнистих виробів методами видавлювання та обкочування / В. А. Матвійчук, В. М. Михалевич, В. О. Краєвський, Л. І. Алієва // Совершенствование процессов и оборудования обработки в металлургии и машиностроении. – Тем. сб. научн. тр., Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорськ. – 2003. С. 359–363. 3. Пат. 51884 Україна, В21J13/02. Штмп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем / Л.І. Алієва, С.В. Мартинов, Н.С. Грудкіна; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія.. – № 200913740; Заявл. 28.12.2009; Опубл. 10.08.2010, Бюл. № 15. 4. Алюшин Ю.А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов обработки металлов давлением: Учебное пособие / Ю.А. Алюшин, С.А. Еленев – РИСХМ. Ростов н/Д., 1987. – 106 с. 5. Алиева Л.И. Верхняя оценка силовых параметров при выдавливании инструментом с криволинейным профилем / Л.И. Алиева, Р.С. Борисов, А.И. Лобанов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Зб. наук. пр. – ДДМА Краматорськ, 2004 – С. 340 – 344. 6. Алиев И.С. Методика анализа процессов точной объемной штамповки с помощью модульных полей скоростей / И.С. Алиев // Разработка и исследование высокоэффективных технологических процессов, оснастки и оборудования. Обработка металлов давлением. Тематический сборник научных трудов. – Киев: УМК ВО, 1990. – С. 7–17.

Надійшла до редколегії 12.10.2012

УДК 621.7

Исследование силового режима процесса высадки внутреннего фланца из трубной заготовки методом верхней оценки / Алиева Л.И., Мартинов С.В., Гончарук К.В.// Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2012. – №46(952). – С. 7–13. – Бібліогр.: 6 назв.

Проведено дослідження силового режиму процесу висадки внутрішнього фланца методом верхньої оцінки з трубчастої заготовки з використанням оправки з гострою і радіусною перехідною кромкою. Оптимальним значенням параметра i , що характеризує положення осередку деформації, є 0,7. Встановлено вплив тертя, відносної висоти фланца і відносного радіуса заокруглення перехідною кромки оправки на приведений тиск деформування.

Ключові слова: висадка, фланець, метод верхньої оцінки, тиск.

A study of the power mode of the process by draught the inner flange of the upper bound of the tubular workpiece using a mandrel with a sharp edge and the radiused transition. Optimal value of the parameter i that characterizes the position of the deformation zone is 0.7. The effect of friction, flange height and relative radius of curvature at the transition edge mandrel reduced pressure deformation..

Keywords: draught, flange, the upper bound method, pressure.

УДК 621.7.044

Р. Г. АРГАТ, ст. преп., КрНУ, Кременчуг

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

АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНО ТОЛСТОЛИСТОВЫХ ЗАГОТОВОК С ЦЕЛЬЮ РАСШИРЕНИЯ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ПРОЦЕССА ДЕФОРМИРОВАНИЯ

В статье проанализированы возможности формоизменения листовых заготовок операцией вытяжки без прижима фланца. Показано, что коэффициент вытяжки зависит от геометрических параметров заготовки и получаемого изделия и геометрии инструмента. Теоретически обосновано, что на величину приращения меридиональных напряжений от изгиба заготовки на кромке матрицы большое влияние оказывает радиус закругления кромки и угол между образующей конуса и осью симметрии.

Ключевые слова: формоизменение, матрица, способ вытяжки, складкообразование, штамп.

Вступление. Производство деталей листовой штамповкой считается достаточно эффективным и экономичным способом, о чем свидетельствует высокое качество получаемой продукции, малоотходность технологий, а значит и конкурентоспособность. Особое место среди множества операций листовой штамповки занимает вытяжка, с помощью которой получают изделия осесимметричной, коробчатой и сложной несимметричной форм.

Анализ последних исследований и литературы. Теоретическому и экспериментальному изучению операций вытяжки, определению напряженно-деформированного состояния, предельных коэффициентов вытяжки, условий прочности опасного сечения посвящено значительное количество работ В.П. Романовского [1], Ю.А. Аверкиева [3], Л.А. Шофмана [4], М.В. Сторожева [5], Е.А. Попова [6] и других исследователей, откуда следует, что процесс вытяжки листовых деталей изучен достаточно полно. Однако в этих исследованиях имеются некоторые расхождения, которые для совершенствования процесса требуют уточнения.

Цель исследований, постановка проблемы. Целью работы является теоретическое определение условий и параметров устойчивого формоизменения при вытяжке осесимметричных деталей без прижима фланца заготовки.

Материалы исследований. Вытяжка без прижима нашла применение при изготовлении цилиндрических, конических и даже квадратных изделий без фланца из относительно толстого металла.

Возможность вытяжки без прижима регламентируется двумя факторами: при относительно малой толщине заготовки – складкообразованием конического фланца от воздействия окружных сжимающих напряжений или при относительно большой толщине локальной деформацией по толщине стенки, завершающейся разрывом в зоне сопряжения дна и стенки вытягиваемой детали.

Образование гофров (складкообразование) возможно за счет развитых сжимающих тангенциальных напряжений. Применение прижима при выполнении вытяжки исключает возможность образования гофров. Однако для процесса вытяжки прижим заготовки нежелателен, так как он значительно увеличивает вредное сопротивление трения,

© Р.Г.Аргат, Р.Г. Пузырь, 2012

а, следовательно, растягивающие напряжения в опасном сечении, и ухудшает условия вытяжки. Кроме того, складкодержатель усложняет конструкцию штампа и удорожает его [1].

Таким образом, необходимость применения прижима-складкодержателя зависит от потери устойчивости заготовки при вытяжке, которая, в свою очередь, зависит от степени деформации (коэффициента вытяжки), относительной толщины заготовки и геометрии вытяжной матрицы.

Приближенное условие потери устойчивости заготовки [1]

$$\frac{s}{D}100 \leq 4,5(1 - m_1),$$

где s – толщина заготовки;

D – диаметр заготовки;

m_1 – коэффициент вытяжки.

В табл. 1 приведены приближенные данные, характеризующие возможности применения вытяжки без прижима [1].

Таблица 1. – Пределы применения вытяжки с прижимом и без прижима заготовки.

Способ вытяжки	Относительная толщина (S/D) 100%	Коэффициенты вытяжки	
		m_1	m_2
Вытяжка с прижимом	2–0,05	0,46–0,6	0,70–0,8 0,78–0,9
Вытяжка без прижима	> 3–1,0	0,60–0,8	

По данным Е. Н. Мошнина [3] возможность складкообразования при вытяжке в матрице со скругленной рабочей кромкой может быть установлена с помощью граничных кривых, построенных по результатам использования уравнений теории устойчивости и теории пластического течения при различных радиусах скругления матрицы z_m (кривые 1 и 2 на рис. 1), с увеличением которых предельная степень деформации, характеризуемая коэффициентом K , увеличивается. Кривая 3 построена по результатам теоретических исследований Л.А. Шофмана.

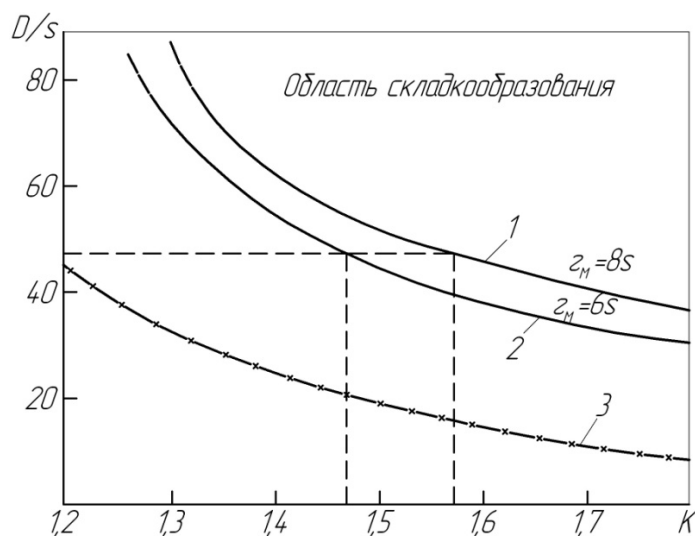


Рис. 1 – Кривые, устанавливающие область вытяжки без прижима и область складкообразования

Как видно из приведенных графиков существуют вполне определенные зоны штамповки без образования гофров, но данные исследователей существенно расходятся.

В начальный момент вытяжки без прижима заготовки в радиальной матрице наблюдается изгиб фланца относительно рабочей кромки на некоторый угол α (рис. 2). Поворот фланца происходит под действием изгибающего момента, который возникает вследствие смещения сил, приложенных к заготовке со стороны пуансона и матрицы. В связи с подъемом фланца над плоскостью матрицы он принимает коническую форму.

Напряженное состояние при деформировании принимаем плоским – поверхности заготовки свободны от напряжений и толщина заготовки мала по сравнению с ее диаметром (рис. 2). Для определения поля напряжений во фланцевой части заготовки необходимо решить совместно уравнения равновесия для осесимметричного деформирования совместно с уравнением пластичности по гипотезе максимальных касательных напряжений [6]

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho - \sigma_\theta = 0; \quad (1)$$

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \sigma_s, \quad (2)$$

где σ_ρ и σ_θ – нормальные напряжения, действующие в меридиональном и широтном направлениях.

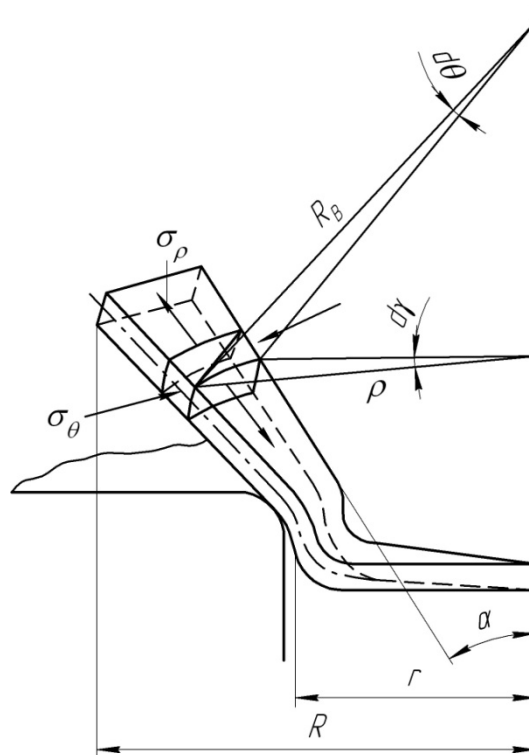


Рис. 2. – Схема вытяжки без прижима

Совместное решение уравнений (1) и (2) дает дифференциальное уравнение

$$d\sigma_\rho = -\sigma_s \frac{d\rho}{\rho}. \quad (3)$$

Используя граничные условия при $\rho = R, \sigma_\rho = 0$ получим

$$\sigma_\rho = \sigma_s \ln \frac{R}{\rho}; \quad (4)$$

$$\sigma_{\theta} = -\sigma_s \left(1 - \ln \frac{R}{\rho} \right). \quad (5)$$

Таким образом, получены выражения для расчета нормальных напряжений, действующих по толщине заготовки в зависимости от переменного радиуса [6].

Из приведенных зависимостей видно, что для уменьшения тангенциальных напряжений во фланце заготовки нужно увеличивать меридиональные растягивающие напряжения.

Как правило, вытяжку без прижима заготовки ведут в матрице с конической заходной частью [3], так как вероятность складкообразования в таких матрицах меньше, чем в цилиндрических с радиальной заходной частью. Складкообразование при вытяжке в конической матрице зависит не только от относительной ширины фланца и радиуса скругления матрицы, но и от угла наклона ее образующей, который принимают равным $30-45^\circ$ при вытяжке относительно тонкостенных стаканов ($d/s > 30$) и $15-20^\circ$ при вытяжке относительно толстостенных стаканов ($d/s < 30$).

Диаметр заходной части конической матрицы D_B должен быть немногим менее диаметра заготовки $D_g \approx 0,9D_0$ [3].

Вытяжку без прижима заготовки можно проводить в матрице, у которой образующая рабочей полости имеет форму трактрисы [3]. Деформируясь в такой матрице, фланец заготовки приобретает двоякую кривизну, что, вероятно, способствует повышению его несущей способности. При этом повышается критическая степень деформации при одновременном увеличении износостойкости матрицы.

Экспериментально установлено, что предельно допустимая степень деформации при вытяжке в конической матрице ($\varphi = 30^\circ$) выше, чем в радиальной, а при вытяжке в трактрисной матрице – выше, чем в конической. Однако, несмотря на преимущества, трактрисные матрицы широкого практического применения не получили в связи с более высокой стоимостью их изготовления по сравнению со стоимостью изготовления конических матриц.

В табл. 2 приведены предельно допустимые коэффициенты вытяжки без складкодержателя в матрице конической формой с углом 60° при различной относительной толщине заготовки и различном отношении d_2/d_1 .

На последующих операциях вытяжка без прижима применяется значительно чаще. Этому способствует повышенная жесткость и устойчивость заготовки цилиндрической формы, получившей упрочнение на первой операции вытяжки. Точные пределы вытяжки без прижима на последующих операциях еще не установлены.

Таблица 2. – Предельная величина коэффициентов вытяжки без складкодержателя в штампе с конической матрицей

Отношение d_2/d_1	Коэффициенты при относительной толщине заготовки (S/D) 100 %				
	3,0	2,5	2,0	1,5	1,0
0,6	0,50	0,52	0,54	0,56	0,58
0,7	0,58	0,60	0,62	0,64	0,66
0,8	0,66	0,68	0,70	0,72	0,75

Примечание. d_2/d_1 – отношение нижнего диаметра конуса матрицы к верхнему.

Напряжения σ_{θ} , действующие в широтных направлениях по конической поверхности заготовки, образуют относительно кромки матрицы момент, уравнивающий изгибающий момент, изменяющий кривизну срединной поверхности элементов при их переходе на скругленную кромку матрицы. Рассматривая равновесие секторного элемен-

та (рис. 2) Е.А. Попов [6] установил, что элементарный момент, образованный силами от напряжений σ_θ может быть записан так

$$dM_\theta = 2\sigma_\theta s \frac{d\rho}{\sin \alpha} \frac{d\theta}{2} \frac{\rho - r}{\sin \alpha}, \quad (6)$$

где α – угол между образующей конуса и осью симметрии.

Интегрируя (6) в пределах от $\rho = R$ до $\rho = r$ и приняв в первом приближении, что угол α постоянен по радиусу, а σ_s и $d\gamma$ не зависят от радиуса была определена величина момента, созданного действием σ_θ

$$M_\theta = \int_r^R dM_\theta = \frac{\sigma_s s d\gamma}{2 \operatorname{tg} \alpha \sin \alpha} \int_r^R (1 - \ln R + \ln \rho)(\rho - r) d\rho = \frac{\sigma_s s d\gamma}{2 \operatorname{tg} \alpha \sin \alpha} \left(\frac{R^2 - r^2}{2} - r^2 \ln \frac{R}{r} \right). \quad (7)$$

Момент, отнесенный к единице длины равен

$$M_1 = \frac{M_\theta}{rd\gamma} = \frac{\sigma_s s}{2 \operatorname{tg} \alpha \sin \alpha} \left(\frac{R^2 - r^2}{2} - r^2 \ln \frac{R}{r} \right). \quad (8)$$

Результаты исследований. Можно принять, что $M = \frac{1}{4} \sigma_s s^2$ и $M = M_1$ [6], тогда получим следующее выражение для приращения $\Delta \sigma_\rho$ от изгиба и спрямления

$$\Delta \sigma_\rho = \frac{M_1}{sR_\rho}, \quad (9)$$

и в развернутом виде

$$\Delta \sigma_\rho = \frac{\sigma_s}{(2r_m + s) \operatorname{tg} \alpha \sin \alpha} \left(\frac{R^2 - r^2}{2} - r^2 \ln \frac{R}{r} \right), \quad (10)$$

где r_m - радиус закругления матрицы.

Анализ полученной зависимости показал, что увеличение коэффициента вытяжки, т.е. разности диаметральных размеров заготовки и полуфабриката способствует росту приращения меридиональных напряжений (выражение в скобках увеличивается), увеличение радиуса закругления вытяжного ребра матрицы уменьшает приращения растягивающих напряжений и с ростом угла α происходит быстрое уменьшение приращения меридиональных напряжений.

Данная зависимость показывает, что увеличение толщины заготовки не оказывает значительного влияния на приращение меридиональных напряжений, но это только потому, что отношение $\frac{s}{D}$, от которого зависят коэффициенты вытяжки, не входит в явном виде в полученное выражение.

Выводы. Таким образом, обзор литературных источников совместно с теоретическим анализом полученных аналитических зависимостей показал, что для устойчивого деформирования заготовок операцией вытяжки без прижима в радиальной матрице необходимо при заданном коэффициенте вытяжки и толщине заготовки применять матрицы с малым радиусом закругления вытяжного ребра (что увеличивает растягивающие меридиональные напряжения) и стремится к уменьшению угла α между образующей конуса и осью симметрии. Выполнение этого требования входит в противоречие, так как, хотя на данный момент не существует зависимостей для изменяющегося в процессе деформации

угла конусности от радиуса закругления ребра матрицы, но можно предположить, что с увеличением радиуса вытяжной кромки матрицы угол конусности на начальном этапе деформирования уменьшается, что обеспечивает вытяжку без гофрообразования.

Список литературы: 1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке / В.П. Романовский. – Л.: Машиностроение, 1979. – 520 с. 2. Справочник конструктора штампов. Листовая штамповка / [В.Л.Марченко, Л.И. Рудман, А.И. Зайчук и др.]; под ред. Л. И. Рудмана. – М.: Машиностроение, 1988. – 496 с. 3. Аверкиев Ю. А. Технология холодной штамповки / Ю.А. Аверкиев, А.Ю Аверкиев – М.: Машиностроение, 1989. – 304 с. 4. Шофман Л. А. Элементы теории холодной штамповки / Л. А. Шофман – М.: Оборонгиз, 1952. – 335 с. 5. Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с. 6. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки / Е.А. Попов. – М.: Машиностроение, 1977. – 278 с.

Надійшла до редколегії 19.10.2012

УДК 621.7.044

Анализ условий формоизменений относительно толстолистовых заготовок с целью расширения возможностей процесса деформирования/ Аргат Р.Г., Пузырь Р.Г.// Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків НТУ «ХПІ». – 2012. – № 46(952). – С. 13-18. – Бібліогр.:6.

У статті проаналізовані можливості формозмін листових заготовок операцією витягування без притиску фланця. Показано, що коефіцієнт витягування залежить від геометричних параметрів заготовки, виробу, що отримується і геометрії інструменту. Теоретично обґрунтовано, що на величину приросту меридіонального напруження від вигину заготовки на кромці матриці великий вплив чинить радіус закруглення кромки і кут між утворюючою конуса і віссю симетрії.

Ключові слова: формозміна, матриця, спосіб витягування, складкоутворення, штамп.

In the article possibilities changes of form of sheet purveyances are analysed by the operation of extraction without the clamp of flanc. It is shown that the coefficient of extraction depends on the geometrical parameters of purveyance and got good and geometry of instrument. It is reasonable in theory, that on an increment of meridional tensions size from the bend of purveyance on the edge of matrix large influence renders the radius of rounding of edge and corner between the generatrix of cone and axis of symmetry.

Keywords: changes of form, matrix, method of extraction, formation of folds, stamp.

УДК 621.979.1

Е. М. ВАНЮШЕНКО, студентка, НТУ «ХПІ»

К. В. ГРЕБЕННИК, студент, НТУ «ХПІ»

В. Я. ДАНИЛЕНКО, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПІ»

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСА РАБОЧИХ ОРГАНОВ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНОГО МЕХАНИЗМА ШТАМПОВОЧНОГО МОЛОТА

В статье выполнен анализ работы паровоздушного штамповочного молота (ПШМ), работающего на воздухе, и влияние износа золотника и золотниковой втулки на энергосиловые параметры и производительность молота. Выполненные исследования позволяют скорректировать работу ПШМ в производственных условиях, и сделать вывод о необходимости в процессе эксплуатации ПШМ своевременно осуществлять смазку сопрягаемых деталей распределительного механизма и не допускать чрезмерного их износа.

Ключевые слова: паровоздушный штамповочный молот, распределительный механизм молота, мятая пара или воздуха, нижняя и верхняя полости цилиндра.

© Е.М. Ванюшенко, К.В. Гребенник, В.Я. Даниленко, 2012

Актуальность темы. Уменьшение серийности производства на заводах, привело к нецелесообразности использования отработанного пара с теплоэлектростанций, т.к. такой энергоноситель невыгодно использовать при малой загрузке оборудования. В таких условиях способы и приемы эксплуатации молотов, к которым привыкли технологи, и механики кузнечных цехов устарели и стали приводить к убыточности производства. Поэтому некоторые предприятия переходят на сжатый воздух, модернизируя заводскую воздушную систему. Замена влажного пара на сжатый воздух, который обладает другим коэффициентом адиабаты и отличается некоторыми другими свойствами, отразилась на режимах работы кузнечных молотов, например, наблюдалось падение производительности и снижения энергии полного удара. Таким образом, в данной работе, используя ранее выполненные исследования, производится исследование распределительного механизма штамповочного молота. Основное внимание уделяется изучению газодинамических процессов, происходящих в распределительном механизме, с целью выявления недостатков в работе, конструкции и нахождения путей их устранения. Актуальность этого направления объясняется тем, что в настоящее время наблюдается тенденция к усовершенствованию систем управления кузнечными молотами так, чтобы эти системы могли бы точно дозировать объемы энергоносителя, поступающего в рабочий цилиндр и получать заданную ГОСТом энергию удара.

Учитывая то, что в настоящее время, служба механика в цехе практически отсутствует и не проводятся профилактические и ремонтно-восстановительные работы то данное исследование поможет производителям.

В процессе эксплуатации молотов, даже при хорошем уходе, имеет место износ сопрягаемых поверхностей трущихся деталей. Из литературы известно, что износ деталей молота, может достигать нескольких миллиметров. Этот износ неравномерен как по периметру сопрягаемых деталей, так и на пути их перемещения. Как известно износ приводит к увеличению зазора и как следствие нарушению герметичности в сопрягаемых поверхностях. Нарушение герметичности в распределительном механизме молота приводит к утечкам энергоносителя, что в свою очередь влияет на процесс его работы в приводе, т.е. в цилиндре молота.

Так как учесть неравномерность износа довольно сложно то в работе зазор принимали по периметру равномерным, учитывая то обстоятельство, что любой неравномерный зазор сравнительно просто можно привести к равномерному по равноценной площади.

Относительная приведенная площадь показывает зависимость между величиной площади зазора между золотником и втулкой к площади поршня данного молота.

$$F_{np} = \frac{\pi \cdot (d^2 - d_1^2)}{4 \cdot 0,1F}$$

где d и d_1 – соответственно диаметр золотниковой втулки, золотника m ;

F – площадь поршня, m^2 .

Величина F_{np} может принимать значения от нуля до единицы. В данном случае выражение представляет собой функцию двух переменных, независимые переменные здесь: d_1 и F . Результаты расчетов показаны в виде числовых данных, а также в виде трехмерного графика изображенного на рис. 1

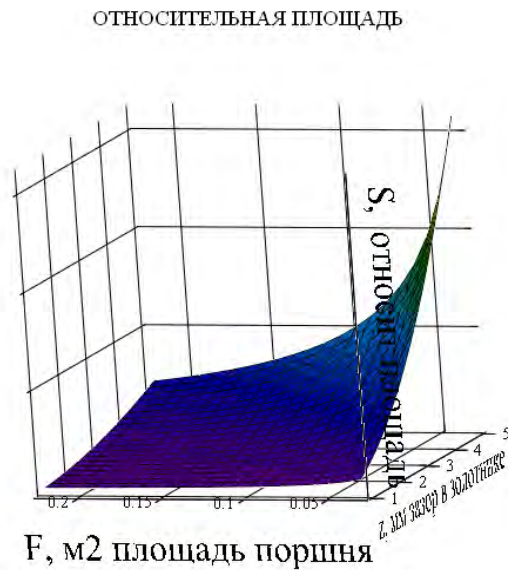


Рис. 1 – График относительной площади в зависимости от площади поршня (тоннажа молота) и величины зазора между золотником и втулкой

Из графика следует, что с увеличением величины тоннажа молота размер зазора меньше влияет на утечку энергоносителя из золотникового распределителя, т.к. общие расходы воздуха, затрачиваемые на работу оборудования, резко возрастают с увеличением диаметра рабочего цилиндра.

В кольцевой зазор, образовавшийся в процессе эксплуатации молота, происходит нежелательные перетекания сжатого воздуха, как в рабочем цилиндре, так и в золотниковом распределителе. Эти потери, хотя и не приводят к прямым утечкам в атмосферу, но тем не менее могут исказить циклы работы молота, что приведет к снижению энергии удара и производительности оборудования. Аналогичный процесс происходит в рабочем цилиндре в зазор между уплотнительными кольцами поршня и рубашкой (втулкой) цилиндра, эта тема подробно рассматривалась в работе [6].

Зависимости площади кольцевого и относительной площади зазора показаны на рис.2. и 3 и имеют как видно из графиков примерно линейную зависимость

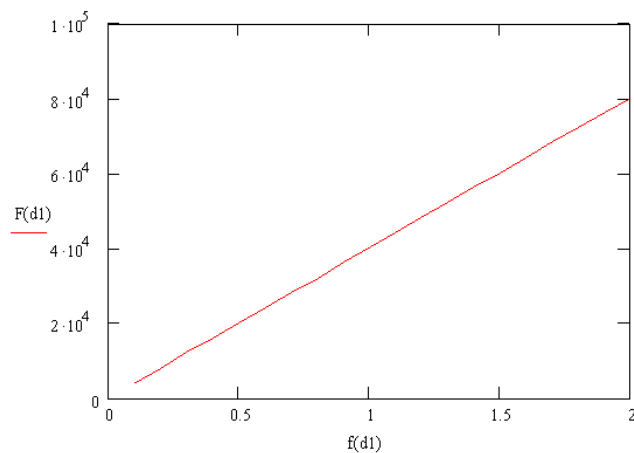


Рис. 2 – График зависимости площади кольцевого отверстия между полкой золотника и стенкой втулки от величины зазора между ними

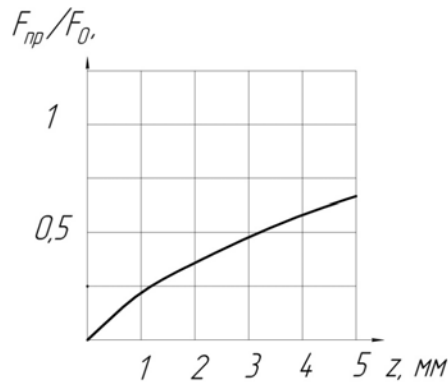
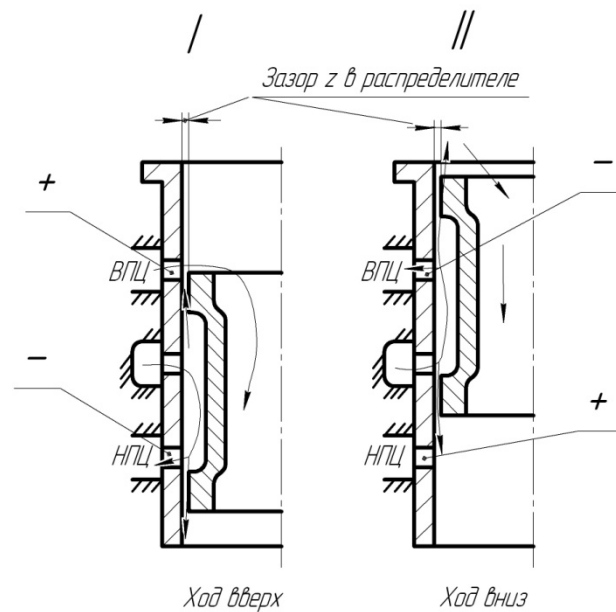


Рис. 3 – График относительной площади в зависимости от площади поршня (тоннажа молота) и величины зазора между золотником и втулкой

На рис. 4 показано, каким образом, происходит изменение давление в верхней (ВПЦ) и нижней полостях цилиндра (НПЦ). При ходе вверх воздуха, который вытекает из ВПЦ, встречается с энергоносителем, перетекающим через изношенный зазор. Этот воздух, создавая избыточное давление, препятствует выходу энергоносителя из ВПЦ, вследствие чего наблюдается повышение давления в этой полости. В свою очередь, в НПЦ происходит падение давления за счет того, что часть воздуха, которая из средних окон через нижние окна должна попасть в НПЦ, выходит через зазор между нижней полкой золотника и втулкой в выпускной трубопровод. Аналогичное явление происходит при ходе вниз.



(+) – повышение давления в полости цилиндра; (-) – падение давления в полости цилиндра

Рис. 4 – Влияние перетекания энергоносителя в зазор золотниковой втулке на давления в полостях рабочего цилиндра

Расчет объема газа, вытекающего через зазор, определяли по зависимостям Сен-Венана-Ванцеля. С помощью этой формулы можно вычислить объем газа, если известны давление и плотность газа перед отверстием и давление в пространстве, куда вытекает газ [1, 2, 5].

$$V = f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot k}{k-1} g p_0 \gamma_0 \left[\left(\frac{p_1}{p_0} \right)^{\frac{2}{k}} - \left(\frac{p_1}{p_0} \right)^{\frac{k+1}{k}} \right]}$$

где f – площадь кольцевого отверстия, $f = \varphi(z)$;

z – зазор между золотником и втулкой;

p_0 – давление в выпускном трубопроводе, Па;

γ_0 – удельный объем, м³/кг;

p_1 – давление между полками золотника, Па.

Результаты расчёта, приведенные на рис. 5, говорят о больших объемах газа, проходящих через кольцевой зазор и их пропорциональном увеличении с увеличением зазора.

Изменение объема энергоносителя в ВПЦ и НПЦ молота приводит к изменению давления в соответствующих полостях, следовательно, приводит к изменению энергетики привода (цилиндра молота) в разные периоды работы. Работа определяется по индикаторным диаграммам соответствующего цикла штамповочного молота. Сумма индикаторных работ верхней и нижней полостей равна работе расширения энергоносителя за время подъема бабы и опускания ее вниз при ударе [3].

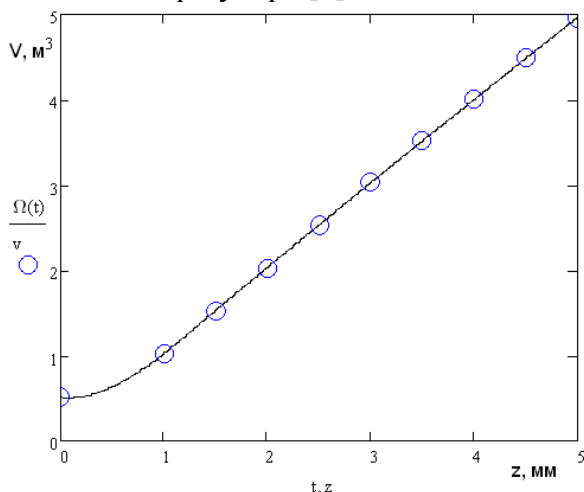


Рис. 5 – Объем воздуха V , вытекающий через кольцевой зазор, в зависимости от величины зазора z

Для определения давления в полостях цилиндра воспользовались уравнениями энергетического баланса для периода наполнения и опораживания переменного объема цилиндра.

$$x_g = (1 + \varphi_u + \varphi_0) H_m - x \quad \dot{x}_g = -\dot{x} \quad \ddot{x}_g = -\ddot{x}$$

где φ_u , φ_0 – коэффициенты нижнего и верхнего соответственно вредного пространства в цилиндре;

H_m – полный ход поршня.

Эти уравнения представляют собой обыкновенные дифференциальные уравнения первого порядка, где неизвестной функцией есть давление в зависимости от времени. Решением этих уравнений являются функции, показанные в выражениях соответственно.

$$y = p(t) = \frac{1}{t^A} \left(\frac{B}{A-1} \cdot t^{(1-A)} + C \right) = \frac{B}{A-1} \cdot t^{(1-2A)} + \frac{C}{t^A}$$

$$y = p(t) = \frac{1}{t^A} \left(-\frac{B}{A-1} \cdot t^{(1-A)} + C \right) = -\frac{B}{A-1} \cdot t^{(1-2A)} + \frac{C}{t^A}$$

где: $A = k \cdot V$, $B = k \cdot R \cdot T \cdot \Theta$ – коэффициенты, определяющие параметры математической модели, в состав которых входят следующие величины:

k – коэффициент адиабаты для воздуха, $k = 1,4$;

V – переменный объем цилиндра, m^3 ;

R – газовая постоянная, $R = 293 \text{ нм}/(\text{кг} \cdot \text{град})$;

T – абсолютная температура воздуха, $T = 293 \text{ К}$;

Θ – весовой расход воздуха, который считается по формуле.

$$\Theta = 0,396 \cdot \xi \cdot f \cdot \frac{P}{\sqrt{T}}$$

где: ξ – коэффициент расхода $\xi = 0,2$;

f – площадь сечения окон золотниковой втулки, m^2 ;

p – давление энергоносителя во впускном трубопроводе, $Па$.

Для проверки адекватности результата выполнен расчет давления энергоносителя в функции хода поршня по упрощенным зависимостям термодинамики:

$$\text{для полости наполнения, } p_{\text{ос}} = \frac{p \cdot t_{\text{ос}} \cdot \xi \cdot f}{5,09 \cdot 10^{-5} \cdot V}$$

$$\text{полости опораживания } p_{\text{ос}} = \frac{t_{\text{ос}} \cdot (p_n + 20 \cdot p_0)}{V} + p_n$$

где: V – объем рабочей полости цилиндра в функции во времени, m^3 ;

p_n – давление, развиваемое в полости противодействия в период движения поршня, $Па$;

$t_{\text{ос}}$ – время движения поршня, c .

Таким образом, по данным зависимостям произведен расчет и по его результатам построены индикаторные диаграммы для периодов работы молота: полного удара -- ход вниз и холостого хода вверх. Графики зависимости давления от хода поршня, рассчитанные по дифференциальному уравнению показаны на рис. 7, 8 и 9, а по упрощенным формулам – на рис. 6.

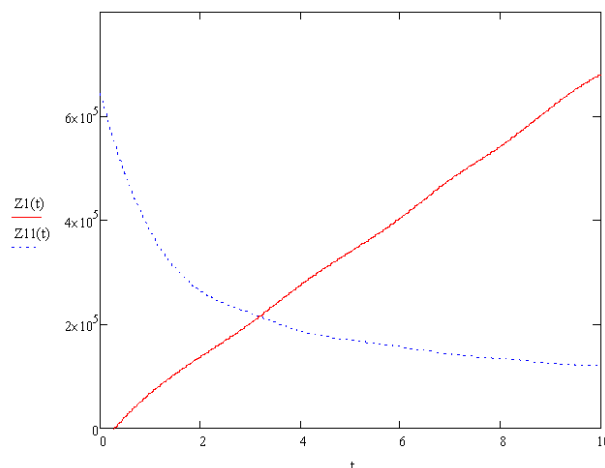


Рис. 6 – График зависимости давлений в верхней полости цилиндра $Z1(t)$ и в нижней полости цилиндра $Z11(t)$ полостях в зависимости от хода поршня для полного удара по упрощенным формулам

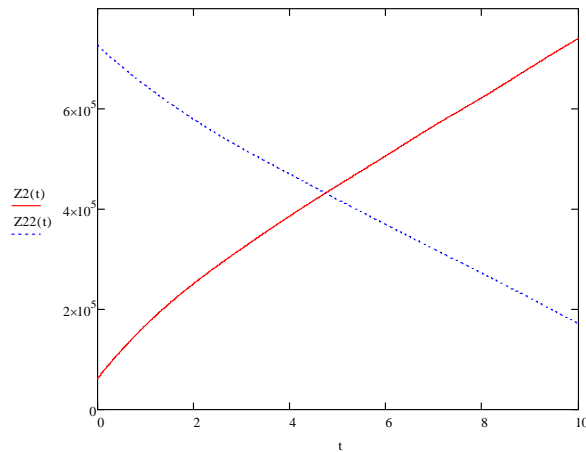


Рис. 7 – График зависимости давлений в верхней полости цилиндра $Z22(t)$ и в нижней полости цилиндра $Z2(t)$ в зависимости от хода поршня для полного удара по решению дифференциального уравнения

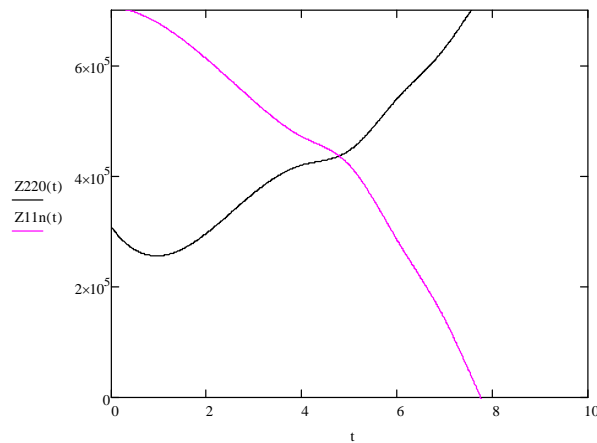


Рис. 8 – График зависимости давлений в верхней полости цилиндра $Z220(t)$ и в нижней полости цилиндра $Z11n(t)$ в зависимости от хода поршня для хода вниз по решению дифференциального уравнения

По результатам расчетов построены индикаторные диаграммы для холостого хода вверх и хода вниз -- полного единичного удара. Для анализа кривые сопоставлены с аналогичными предположительными индикаторными диаграммами и действительными индикаторными диаграммами, полученными экспериментально [3] для молота с массой падающих частей 1т. На рис. 10 и 11 видно, что расчетные кривые приблизительно совпадают, что подтверждает правильность полученных данных.

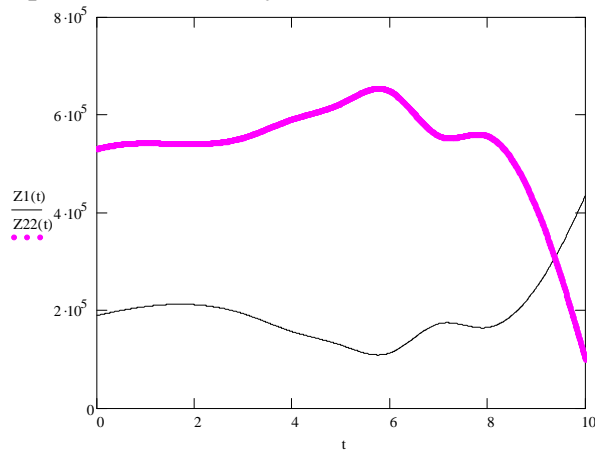
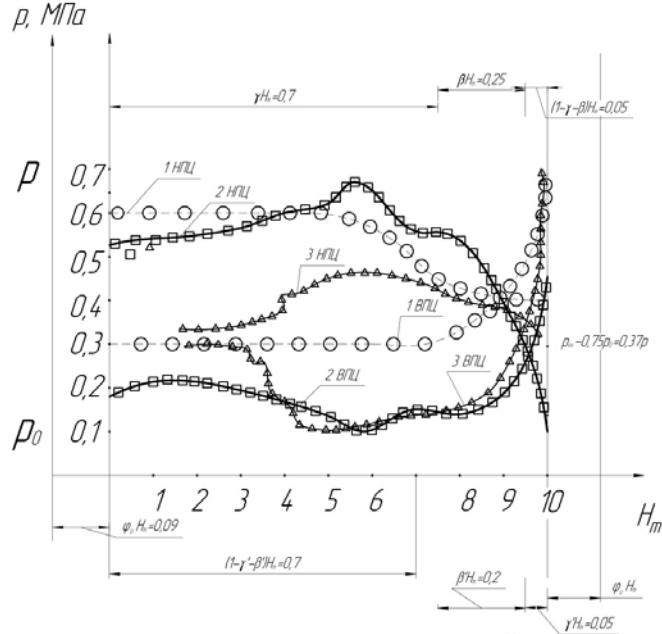


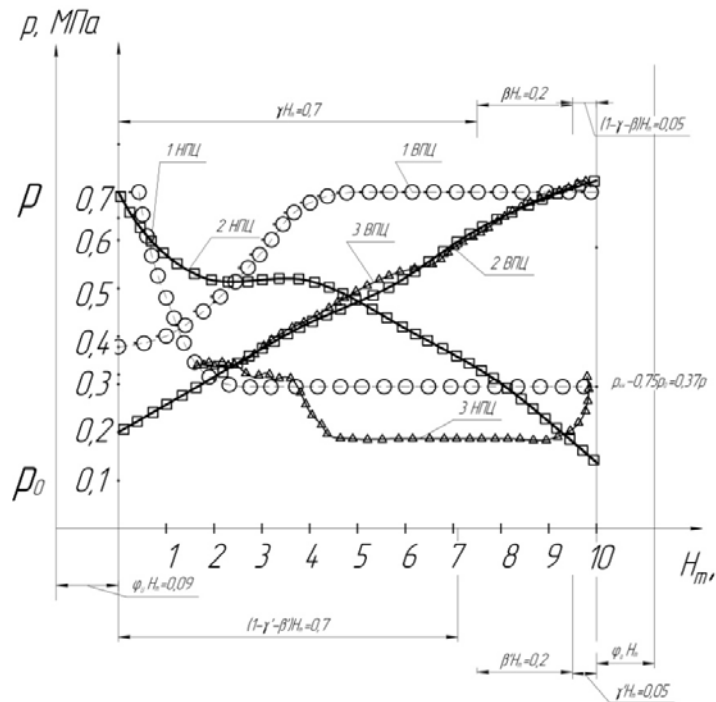
Рис 9 – График зависимости давлений в верхней полости цилиндра $Z1(t)$ и в нижней полости цилиндра $Z22(t)$ в зависимости от хода поршня

для холостого хода вверх по решению дифференциального уравнения



1 O – предположительная; 2 □ – расчетная; 3 Δ – действительная

Рис. 10 – Индикаторные диаграммы для цикла холостого хода вверх



1 O – предположительная; 2 □ – расчетная; 3 Δ – действительная

Рис. 11 – Индикаторные диаграммы для цикла полного удара

Выводы: В статье показано, что в результате износа сопрягаемых деталей распределительного механизма молота в образовавшийся увеличенный зазор перетекает достаточный объём энергоносителя, позволяющий повлиять на процесс его работы, в цилиндре молота. Для экономного расходования энергоносителя, увеличение мощности молота и улучшение энергетических показателей необходимо, прежде всего, содержать молот в хорошем состоянии, ремонтировать по мере износа деталей, а также контролировать минимальные зазоры между поршнем и цилиндром и между золотником и втулкой. Необходимо обеспечивать смазку молотов, особенно цилиндров и золотников, для снижения

износа, надлежащим способом выбирать сопрягаемые подвижные пары. на полках золотника сделать лабиринтные уплотнения, т.е кольцевые канавки – это обеспечит надежную смазку трущихся пар и уменьшит утечки энергоносителя.

Список литературы: 1. *Карабин А. И.* Энергетика паровых и воздушных молотов. – М. Машгиз. 1955. 2. *Казанцев Е.И.* Промышленные печи: Справочное руководство для расчета и проектирования. М.: Металлургия, 1975, – 367 с. 3. *Щеглов В.Ф.* Совершенствование кузнечного оборудования. – М.: Машиностроение, 1968. – 224 с. 4. *Норицын И.А., Власов В.И.* Автоматизация и механизация технологических процессовковки и штамповки. – М.: Машиностроение, 1967. – 386 с. 5. *Амосов А.А., Дубинский Ю.А., Копченова Н.В.* Вычислительные методы для инженеров: Учеб. пособие. – М.: Высш. шк., 1994. – 544 с. 6. *Золотопуп К. Н. Даниленко В.Я.* Анализ работы паровоздушного штамповочного молота в зависимости от используемого энергоносителя. Обработка металлов давлением №1 (19) 2008г – 313...315 с. 7 *Климов И.В.* Основы теории и теплового расчета паровоздушных молотов. – М.: Машиностроение, 1979. – 134 с.

Надійшла до редколегії 25.10.2012

УДК 621.979.1

Исследование износа рабочих органов распределительного механизма штамповального молота / Ванюшенко Е.М., Гребенник К.В., Даниленко В.Я. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків НТУ «ХП». – 2012. – № 46(952). – С. 18-26. – Бібліогр.: 7 назв.

У статті виконано аналіз роботи пароповітряного штампувального молота (ПШМ), працюючого на повітрі, і вплив зносу золотника і золотникової втулки на енергосилові параметри та продуктивність молота. Виконані дослідження дозволяють скорегувати роботу ПШМ у виробничих умовах. і зробити висновок про необхідність в процесі експлуатації ПШМ своєчасно здійснювати мастило деталей, що сполучаються розподільного механізму і не допускати значного їх зносу.

Ключові слова: пароповітряний штампувальний молот, розподільний механізм молота, м'яття пара чи повітря, нижня і верхня порожнини циліндра.

In this paper the analysis of parovozdushnoho swage (PSHM), working in the air, and the impact of wear spool and spool bushings for enerhosylovi parameters and performance hammer. The investigations can adjust PSHM work in a production environment. and conclude that the need for the operation PSHM timely lubrication of parts, combining the distribution mechanism and avoid cherezmernoho of wear. П.: 11.DBMS is drawn is developed.

Keywords: vapor swage, servo mechanism hammer myati steam or air, the lower and upper cavity of the cylinder

УДК 621.7

В. Н. ДАНЧЕНКО, докт. техн. наук, проф., НМетАУ, Днепропетровск
Х. ДЫЯ, проф., Politechnika Czestochowska, Ченстахова, Польша;
А. В. ШРАМКО, канд. техн. наук, ОАО “ИНТЕРПАЙП–НТЗ”, Днепропетровск
В. Л. ЧУХЛЕБ, канд. техн. наук, доц., НМетАУ, Днепропетровск
А. В. АШКЕЛЯНЕЦ, канд. техн. наук, доц., НМетАУ, Днепропетровск

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ФОРМОВОЧНЫХ ШТАМПОВ И УСЛОВИЙ КОНТАКТНОГО ТРЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРИ ШТАМПОВКЕ ЗАГОТОВОК ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОЛЕС

В работе рассмотрено влияние величины и распределения контактного давления, скорости перемещения частиц металла относительно поверхности штампа и температурного режима на абразивный износ поверхности штампа. Также с использованием компьютерного моделирования исследовано влияние этих факторов на величину абразивного износа штампов предназначенных для горячей пластической деформации сталей, в частности для формовочных штампов прессы силой 100 МН.

Ключевые слова: штамп, давление, сила, штамповка, формоизменение, износ.

Введение. Современное производство железнодорожных колес предъявляет строгие требования к стойкости технологической штамповой оснастки, в частности к

© В.Н. Данченко, Х. Дыя, А.В. Шрамко, В.Л. Чухлеб, А.В. Ашкелянец, 2012

формовочным штампом. Вместе с тем придание штампам повышенной стойкости и работоспособности является трудной задачей.

Известно, что на износостойкость штампов, предназначенных для горячей пластической деформации сталей, существенное влияние оказывают несколько факторов, основными из которых являются: прочностные характеристики материала штампа; температурный режим работы штампа; наличие и качество смазки на рабочей поверхности штампа и параметры деформации стали в штампах, обусловленные технологической схемой процесса штамповки.

На абразивный износ поверхности штампа существенное влияние оказывают величина и распределение по поверхности штампа контактного давления, скорость перемещения частиц металла относительно поверхности штампа и температурный режим поверхностных слоев штампа.

В настоящее время в колесопрокатном цехе ОАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» проводятся работы, направленные на увеличение стойкости формовочных штампов прессы силой 100 МН за счет использования для изготовления штампов новых марок сталей и новых смазочных материалов.

В свою очередь вопросы влияния величины и распределения удельного контактного давления по рабочей поверхности штампов и условий контактного трения на их износостойкость исследованы не достаточно. В связи с этим исследование, анализ и поиск путей снижения влияния указанных факторов на величину износа штампов приобретает особую актуальность.

Исследование и анализ силовых параметров работы штампов. Степень силового воздействия на штамп в процессе горячей штамповки поковки оказывает существенное влияние на напряженное состояние штампа, вызывает упругопластическую деформацию отдельных участков гравюры штампов, износ, появление трещин и разрушение штампов. Кроме этого, от силовых параметров процесса горячей штамповки зависят теплопередача от поковки к телу штампа, условия контактного трения, особенности образования и развития разгарных трещин, характер фазовых и структурных превращений в поверхностных слоях штампа.

Контактное давления на штамп. Напряженное состояние штампа, условия и величину внешнего трения в значительной степени определяет контактное давление на штамп (g). Контактное давление деформирования определяется, как частное от деления силы штамповки (P) на площадь (F) проекции поковки после деформирования на плоскость перпендикулярную действующей силе:

$$g = P / F.$$

Используя для определения коэффициента напряженного состояния формулы А.П. Чекмарева и Э. Зибеля, величину контактного давления можно представить в виде:

$$g = \sigma_T (1 + \mu d / 3h) n_\Phi,$$

где σ_T – напряжение текучести при определенных температурно-скоростных параметрах;

n_Φ – коэффициент формы поковки;

d и h – диаметр и высота осаженой поковки;

μ – коэффициент трения [1].

Из приведенного выражения следует, что при штамповке заготовок постоянной формы из одной марки стали при одинаковой температуре на величину контактного давления оказывают влияние условия контактного трения, учитываемые коэффициентом трения μ , а также скорость и степень деформации, которые определяют величину напряжения текучести стали σ_T .

Известно, что при горячей объемной штамповке заготовок железнодорожных колес на величину степени и скорости деформации их материала можно оказывать влияние путем изменения схемы деформирования поковок [2]. В связи с этим, с точки зрения увеличения стойкости формовочных штампов, особый интерес представляют исследования, направленные на изучение напряженного состояния штампов и условий контактного трения при штамповке колесных заготовок в зависимости от схемы их деформирования.

Напряженное состояние формовочных штампов прессы силой 100 МН. Исследования напряженного состояния формовочных штампов прессы силой 100 МН проводились путем компьютерного моделирования процесса штамповки заготовок железнодорожных колес ϕ 957 мм ГОСТ 10791 – 2011 по трем различным технологическим схемам (рис. 1).

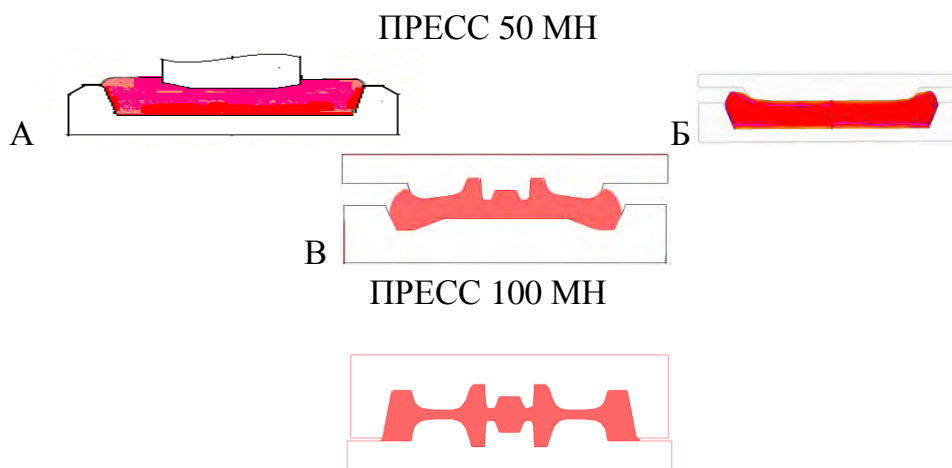


Рис. 1 – Технологические схемы штамповки заготовок железнодорожных колес: А - штамповка колесной заготовки на формовочном прессе силой 100 МН после предварительной разгонки; Б - разгонка заготовки на прессе силой 50 МН; В - штамповка колесной заготовки на прессе силой 100 МН из поковки

Схема “А” предусматривает штамповку полнопрофильной колесной заготовки на формовочном прессе силой 100 МН после предварительной разгонки плоской плюшки пуансоном ϕ 500 мм на прессе силой 50 МН.

В случае использования схемы “Б” разгонка заготовки на прессе силой 50 МН производится пуансоном с диаметром соизмеримым с наружным диаметром формовочных штампов прессы силой 100 МН.

При использовании схемы “В” штамповка полнопрофильной колесной заготовки на прессе силой 100 МН производится из поковки, предварительно фасонированной на прессе силой 50 МН.

Моделирование процесса штамповки заготовок на прессе силой 100 МН проводилось с использованием программы Forge 3.

Напряженное состояние штампов исследовалось на последнем этапе штамповки заготовки. Для этого на поверхности “М” формовочного штампа в восьми точках равноудаленных друг от друга по оси X определялась величина нормальных и касательных контактных напряжений, а также суммарные контактные напряжения (рис. 2).

На рис. 3 приведены значения суммарных контактных напряжений и их распределение по поверхности формовочных штампов.

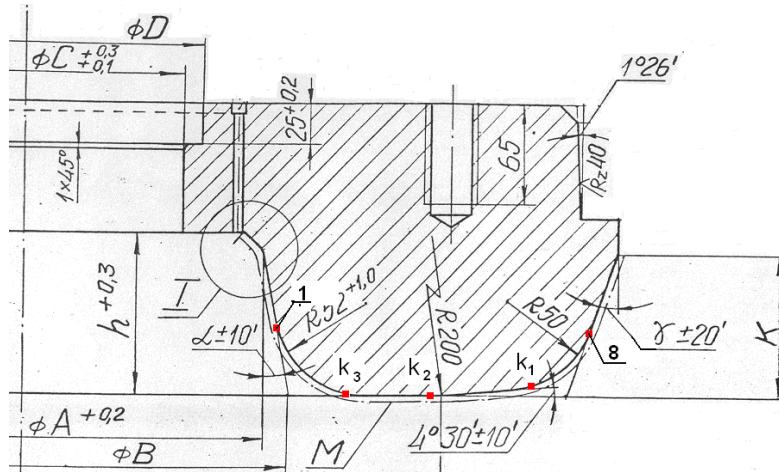


Рис. 2 – Верхний формовочный штамп прессы силой 100 МН

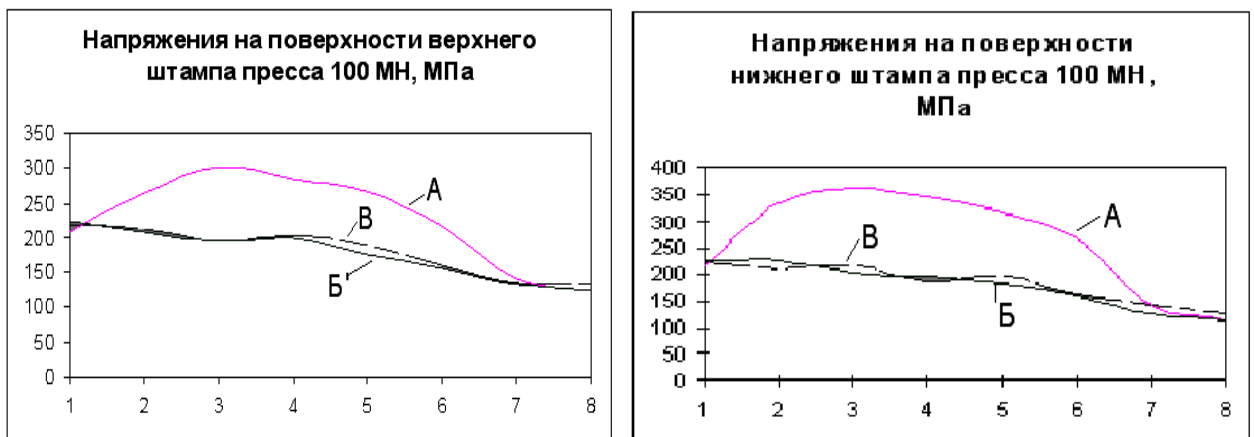


Рис. 3 – Характер распределения суммарных контактных напряжений на поверхности формовочных штампов прессы силой 100 МН

Как видно на рис. 3, в случае использования при штамповке колесных заготовок схемы “А” величина суммарных контактных напряжений на поверхности штампов значительно выше величины напряжений при использовании схем “Б” и “В”. При этом величина напряжений на поверхности верхнего штампа ниже величины напряжений на поверхности нижнего штампа.

Следует отметить, что практика изготовления железнодорожных колес с использованием технологической схемы штамповки заготовок по варианту “А” показывает стойкость верхних штампов прессы силой 100 МН выше на 15-20 % в сравнении со стойкостью нижних штампов.

Таким образом, при использовании схем “Б” и “В” для изготовления заготовок железнодорожных колес следует ожидать повышения стойкости штампов за счет снижения вероятности образования трещин и сетки разгара.

Исследование условий контактного трения. Анализ причин вывода из эксплуатации формовочных штампов при изготовления заготовок железнодорожных колес в условиях ОАО “ИНТЕРПАЙП НТЗ” показывает, что примерно на 60% нижних штампов и на 80% верхних штампов прессы силой 100 МН присутствуют признаки абразивного износа браковочного характера (рис. 4).

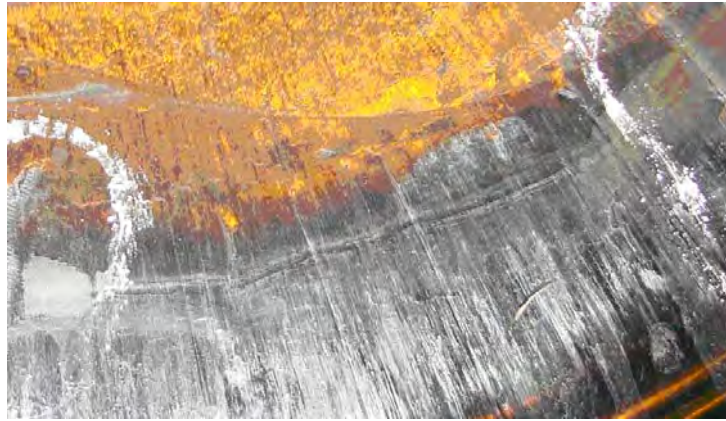


Рис. 4. – Нижний штамп прессы силой 100 МН со следами абразивного износа

Характер абразивного износа на различных участках гравюры штампа зависит от условий контактного трения и определяется величиной контактного давления, скоростью течения металла и температурным режимом поверхностного слоя. В частности, ученые Харьковского Национального технического университета (ХПИ) на основе экспериментальных данных показали зависимость величины контактного трения от величины нормального контактного напряжения и скорости перемещения металла поковки по штампу [3].

В случае штамповки заготовок железнодорожных колес величина напряжений на поверхности формовочных штампов а, следовательно, и нормальных контактных напряжений имеет максимальное значение при штамповке заготовок по семе “А”.

Исследования с помощью компьютерной программы Forge 3 значений скорости течения металла относительно точек k_1, k_2 и k_3 на поверхности штампа (рис. 2) в процессе штамповки колесной заготовки с шагом 0,5 сек по схемам А, Б и В на прессы силой 100 МН выявили различие средних значений скорости течения металла в указанных точках для различных схем деформирования заготовки (рис. 5).

Как видно на рис. 5, во всех случаях средняя скорость течения металла имеет максимальное значение на внешнем скруглении полотна штампа (точка k_1) В результате такого распределения значений средних скоростей течения металла относительно поверхности штампа и с учетом распределения уровня суммарных контактных напряжений на поверхности штампа можно предположить, что наиболее интенсивному абразивному износу в процессе штамповки будут подвергаться участки эпюры, расположенные с внешней стороны штампа (рис. 4).

Следует отметить, что при использовании схемы А и В в точке k_1 средняя скорость течения металла относительно верхнего штампа значительно выше средней скорости течения металла относительно поверхности нижнего и наоборот в точке k_3 .

В связи с этим в первую очередь должны заполняться металлом нижняя полость штампа, формирующая обод колеса и верхняя полость штампа, формирующая ступицу колеса, что и наблюдается на практике при использовании схемы А. Аналогично этому, в случае использования схемы Б в виду соизмеримости средних скоростей течения металла все полости штампа должны заполняться практически одновременно.

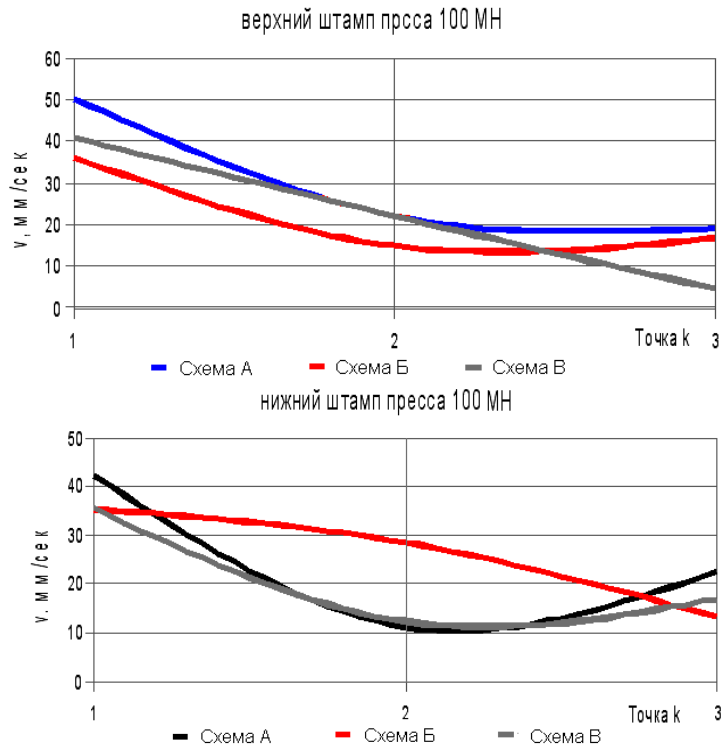


Рис. 5 – Средняя скорость течения металла относительно точек $k_1 \dots k_3$ при использовании различных схем штамповки заготовки

При сравнении схем деформирования заготовок с примерно одинаковым напряженным состоянием штампов (схемы Б и В) можно прогнозировать для схемы В некоторое снижение степени абразивного износа верхнего штампа за счет более низкого значения средней скорости течения металла в точке k_3 .

Для сравнения схем деформирования заготовок у которых штампы имеют различный уровень суммарных контактных напряжений (схемы А со схемами Б и В) и различные средние скорости течения металла был использован показатель – путь трения, оказывающий влияние на степень абразивного износа штампа.

В.А. Евстратов предлагает определять путь трения, как функцию координаты некоторой точки на контактной поверхности штампа, которая определяется суммарным перемещением частиц деформированной заготовки относительно рассмотренной точки в заданном направлении [4].

С достаточной для сравнения различных схем деформирования заготовки точностью путь трения можно представить, как произведение средней скорости течения металла относительно точки на поверхности штампа (точка k_1) на продолжительность деформирования металла в плоскости, проходящей через эту точку и перпендикулярной поверхности штампа:

$$L_{k1} = V_{cp. k1} * t,$$

где $V_{cp. k1}$, мм/сек – средняя скорость течения металла относительно точки k в период деформирования заготовки;

t , сек – время деформирования заготовки.

Вычисленные таким образом в точке k_1 значения пути трения при различных схемах деформирования заготовки представлены в табл.

Таблиця. – Величина пути трения L_k в точке k_1 при различных схемах деформирования заготовки

Схема деформирования заготовки	L_k , мм	
	Верхний штамп	Нижний штамп
А	226,8	211,8
Б	217,3	178
В	184,4	211,7

Как следует из приведенных в табл. данных штамповка колесных заготовок с использованием технологической схемы А приводит к максимально возможному абразивному износу (истиранию) верхнего и нижнего формовочных штампов прессы силой 100 МН. Использование схемы Б предполагает снижение величины абразивного износа нижнего штампа, а схемы В – верхнего.

Выводы:

1. Проведенное моделирование процесса объемной горячей штамповки заготовок железнодорожных колес показало зависимость напряженного состояния формовочных штампов и условий контактного трения от технологической схемы штамповки.

2. Исходя из уровня контактных напряжений, возникающих в процессе работы на поверхности формовочных штампов и условий контактного трения определены оптимальные схемы штамповки колесных заготовок.

Список литературы: 1. Данченко В.Н., Дыя Х., Шрамко А.В., Тубольцев А.Г., Ашкелянец А.В. К вопросу о силе горячей объемной штамповки заготовок железнодорожных колес на гидравлических прессах // *New technologies and achievements. A collective monograph edited by Anna Kawalek. Czestohowa, 2012. С/ 108 – 117.* 2. Шрамко А.В. Обоснование и разработка рациональной технологии изготовления железнодорожных колес повышенного качества с учетом истории деформирования. Автореф. дис. канд. тех. наук 05.03.05./ НМетАУ. Днепропетровск., 2007.- 19 с. 3. Даниленко В.Я., Евстратов В.А., Кузьменко В.И. Исследование трения при холодной пластической деформации // *Новые решения в современных технологиях.- Харьков: Вестник Национального технического университета «ХПИ», 2009.- №32.- С. 96 – 107.* 4. Евстратов В.А. Путь трения как важный фактор износа штампов // *Кузнечно–штамповочное производство, 2009. №11. С.29 -33.*

Надійшла до редколегії 22.10.2012

УДК 621.7

Исследование напряженного состояния формовочных штампов и условий контактного трения с помощью компьютерного моделирования при штамповке заготовок железнодорожных колес / Данченко В.М., Дыя Х., Шрамко О.В., В.Л. Чухлеб, А.В. Ашкелянец// Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». 2012. – №46(952). – С. 28-32. - Бібліогр.: 4 назв.

В роботі розглянуто вплив величини і розподілу контактного тиску, швидкості переміщення часток металу відносно поверхні штампа і температурного режиму на абразивний знос поверхні штампа. Також з використанням комп'ютерного моделювання досліджено вплив цих факторів на величину абразивного зносу штампів призначених для гарячої пластичної деформації сталей, зокрема для формувальних штампів преса силою 100 МН.

Ключові слова: штамп, тиск, сила, штампування, формозмінення, знос.

The paper considers the influence of the size and distribution of the contact pressure, velocity of the particles of the metal relative to the surface temperature of the stamp and the abrasion of the piston surface, also using computer simulations investigated the effects of these factors on the abrasive wear of stamps designed for hot plastic deformation of steels, particularly for forming dies 100 MN press force.

Keywords: stamp, pressure, force, punching, forming, wear.

УДК 621.73

В. О. ЄВСТРАТОВ, докт. техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»**СУЧАСНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ**

Статтю присвячено порівнянню та оцінюванню технологічних процесів точного об'ємного штампування. Показані протиріччя у визначеннях понять «точне об'ємне штампування» (ТОШ). Розглянуті важливі аспекти точності виготовлення деталей гарячим об'ємним штампуванням та холодним видавлюванням. Обговорене питання про класифікацію точних методів об'ємного штампування.

Ключові слова: технологія, штампування, об'ємне штампування, точне об'ємне штампування, видавлювання, п'ять видів розмірів деталей, які виготовляють видавлюванням.

Вступ. Суперечності у визначенні понять точного об'ємного штампування (ТОШ). Під точним штампуванням В.Т. Мецгерін розумів наближення розмірів штампів до розмірів деталі [1]. Він стверджував, що ТОШ дозволяє отримати такі штампівки, які не потребують навіть шліфування робочих поверхонь та поверхонь з'єднання, тобто, отримувати штампівки, які є готовими деталями, що не потребують подальшого механічного оброблення. Це означає, що припуски на штампування мають бути нульовими, а допуски на зношення інструменту – мінімальними. На жаль, практично це неможливо.

Аналіз останніх досліджень і літератури.. Точність виготовлення деталей **гарячим об'ємним штампуванням** характеризується двома параметрами: припусками та допусками. Держстандарт 7505 регламентує припуски та допуски у таких межах (для прикладу візьмемо деталь вагою 0,63–1,6 кг. та розмірами від 50 до 120 мм).

Таблиця 1. – Припуски та допуски на штампівки, які виготовляють гарячим об'ємним штампуванням на пароповітряних молотах (ГОСТ 7505) [2]

Група точності	Припуск на оброблення (на один бік), мм	Допуск на гаряче штампування, мм (на зношення рівчака)
1	0,9	+0,63 -0,32
2	1,4	+1,2 -0,5
3	1,9	+2,0 -1,0

Треба зважати на те, що допуск залежить від норми стійкості. В роботі [3] показано, що стійкість сталевих матриць C_m (штук, деталей) і допуск на виготовлення стаканів ΔD (мм) зв'язані співвідношенням

$$C_m = \Delta D / w_g, \quad (1)$$

де w_g – відносне зношення матриці, мм/дет.

Наприклад, для матриць зі сталі Х12М при видавлюванні деталей типу стаканів зі сталі 20Х маємо відносне зношення матриці $w_g = (1,3 \dots 6,3) \cdot 10^{-7}$ мм/дет.

Зі співвідношення (1) витікає, що стійкість лінійно залежить від допуску на виготовлення деталі. Але зношення не може відбуватись безкінечно: є зношення інструмента, яке ми називаємо «критичним». Воно обумовлене такою зміною поверхні інструмента, яке призводить до схоплювання матеріалу заготовки і матеріалу штампа. «Критичне» зношення вимагає заміни інструмента. Отже, в загальному випадку маємо залежність, яка показана на рис. 1.

Припуски на виготовлення деталей не впливають на стійкість. Тому при гарячому точному об'ємному штампуванні припуски визначаються лише товщиною шару металу, який знеуглецьований (якщо це має суттєве значення для якості деталі),

а також товщиною шару металу, який необхідний для отримання заданої у кресленнику шорсткості та точності виготовлення деталі. Тому в загальному випадку залежність стійкості від припусків на оброблення деталей має вигляд, який показаний на рис. 2

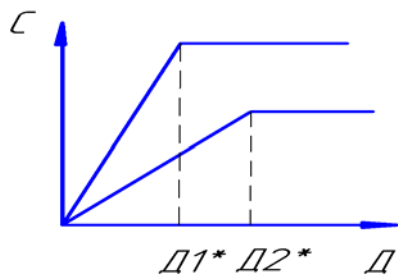


Рис. 1 – Графік залежності стійкості C від допусків на виготовлення D

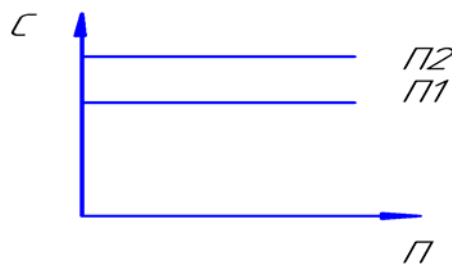


Рис. 2 – Графік залежності стійкості C від припусків на виготовлення P

Для гарячого об'ємного штампування на ПШМ, КГШП, ГKM припуски та допуски регламентовані Державним стандартом 7505, який діє з 1955 року. У стандарті передбачено виготовлення деталей трьох груп точності, але для збільшення точності передбачена четверта група точності – пласке холодне карбування.

Холодне карбування здійснюється лише по окремих поверхнях штампованки за допомогою спеціальних штампів на карбувальному пресі, як це показано на рис. 3. Воно забезпечує зменшення припусків на оброблення (або навчить повністю їх ліквідує), а допуски на виготовлення деталей доводить до рівня, який забезпечує нормальне функціонування карбованої деталі у вузлі.

Точність виготовлення деталей **холодним об'ємним штампуванням** стандартами не регламентовано. Навіть в роботі [6], де детально розглядається конструювання штампованок, мови про припуски й допуски немає. Тому припуски та допуски можна встановлювати у відповідності із вимогами замовника.

Мета досліджень, постановка проблеми. В нашій роботі [3] обґрунтована й запропонована система допусків, яка базується на таких основних положеннях.

1. Передбачено три ступеня точності деталей, які виготовляють холодним видавлюванням на пресах або холодновисаджувальних автоматах: 1) підвищену (П); 2) нормальну (Н) та 3) оптимальну (О).

2. Підвищену точність (П) слід використовувати лише в тому випадку, коли це призводить до зменшення загальної трудомісткості виготовлення деталі і дозволяє використати високопродуктивні процеси фінішного оброблення. Наприклад, при виготовленні толокових (поршньових) пальців двигунів внутрішнього згоряння на зовнішній діаметр пальця можна призначати мінімальний допуск (у відповідності з ступенем точності П, хоч це й призведе до зменшення стійкості штампа для видавлювання), а для чистового механічного оброблення використовувати високопродуктивне безцентрове шліфування. Для ступеня точності П допуски призначають за згодою із замовником.

3. Нормальну точність Н бажано використовувати в тому випадку, коли елемент поверхні, яка отримана видавлюванням, не піддається наступному обробленню, а працює в поєднанні з іншою деталлю. Для ступеня точності Н діаметральні допуски встановлюють по таблиці 2. Вони приблизно відповідають 11-му квалітету для d і D та 12-му квалітету для d_c .

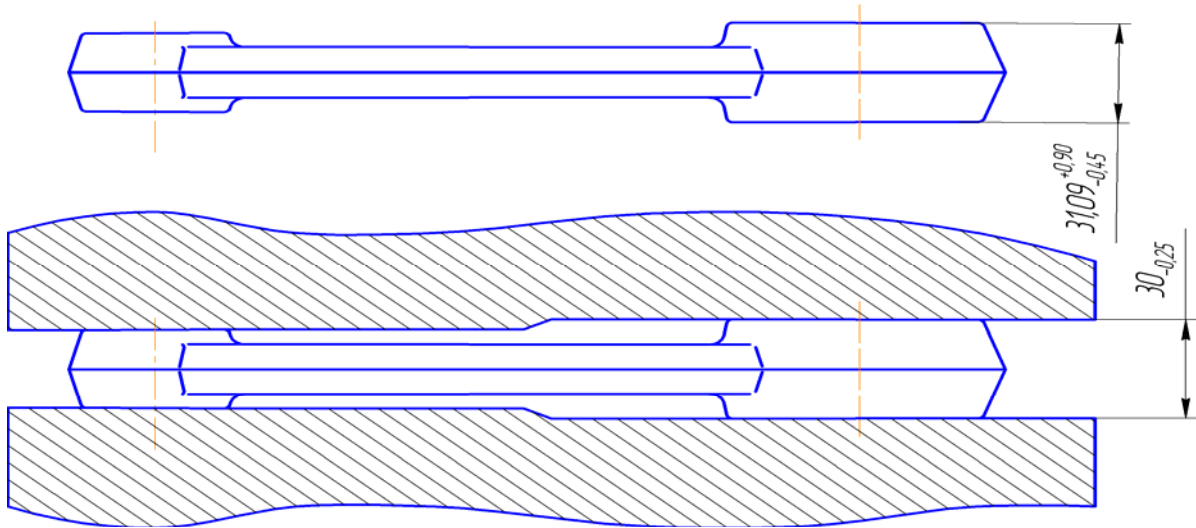


Рис. 3 – Схема карбування плоских поверхонь гонка (шатуну)

Зазначимо, що застосування допусків по табл.2 також не дозволяє повністю використати ресурс стійкості інструмента. В серійному та масовому виробництві це призводить до зниження економічної ефективності штампування. Тому допуски ступеня точності Н (особливо в масовому виробництві, коли стійкість вища за розмір партії) непридатні.

Таблиця 2 – Діаметральні допуски на деталі нормальної точності (Н)

Діаметр деталі, мм	Допуски на діаметр, мм		
	d	D	d_c
До 10 (включно)	+0,03...- 0,12	+ 0,12...-0,03	+0,19...-0,04
Від 10 до 18	+0,04...- 0,15	+ 0,15...-0,04	+0,20...-0,05
Від 18 до 30	+0,05...- 0,18	+ 0,18...-0,05	+ 0,22...-0,06
Від 30 до 50	+0,06...- 0,22	+ 0,22...-0,06	+ 0,25...-0,08
Від 50 до 80	+0,08...- 0,27	+ 0,27...-0,08	+ 0,30...-0,10
Від 80 до 120	+0,10...- 0,32	+ 0,32...-0,10	+ 0,35...-0,12

Примітки: d – діаметр отвору в деталі; D – зовнішній діаметр деталі;
 d_c – діаметр стрижня (позначення дані на рис. 4).

4. Оптимальну точність доцільно використовувати в тих випадках, коли елементи поверхонь, які видавлюються, підлягають подальшому механічному обробленню різанням, тобто, на ці елементи поверхні призначають певні припуски на механічне оброблення.

Детальний аналіз діаграм зношення та кривих щільності розподілу розмірів інструмента, а також математичних моделей зношення матриць та пуансонів показав, що поле допуску на видавлену деталь можна поділити на дві чітко визначені складові: симетричну частину ($\pm A$ для матриць і $\pm a$ для пуансонів), яка обумовлена дією випадкових чинників (неточність виготовлення інструмента, його пружна деформація, овальність тощо) та несиметричну частину ($+3$ для матриць і -3 для пуансонів), яка визначає напрямки зношення робочої поверхні інструмента [3].

Зважаючи на це, допуски на відповідні поверхні штампованки, яка виготовлена в штампі, де для пуансонів і матриць використана сталь Х12М, доцільно вибрати так

$$\Delta d = \pm 0,42d^{0,36} - w_n N; \Delta D = \pm 0,42D^{0,36} + w_n N; \Delta d_c = \pm 0,67d_c^{0,36} + w_c N \quad (2)$$

Тут Δd – допуск на розмір отвору, мм; ΔD – допуск на зовнішній розмір, мм;

Δd_c – допуск на розмір стрижня, мм; (розміри d , D , d_c показані на рис. 4)

w_n, w_m, w_c – зношення пуансона, матриці та отвору в матриці для стрижня, мм/шт;

N – норма стійкості штампа, штук (деталей).

Для масового виробництва значення N треба брати якомога більшим. Для цього треба побудувати діаграму стійкості пуансонів та матриць [3] і визначити максимальні значення стійкості.

В першому наближенні значення відносних зношень робочих частин штампа можна приймати у такому вигляді (мм/шт): $w_n = (2,0 \pm 1,4) \cdot 10^{-7}$; $w_m = (1,85 \pm 0,65) \cdot 10^{-7}$; $w_c = (4,8 \pm 2,5) \cdot 10^{-7}$.

Припуски на механічне оброблення можна розраховувати, виходячи із співвідношень

$$P_d = (0,05 \dots 0,15) \sqrt{d}; \quad P_D = (0,05 \dots 0,15) \sqrt{D}; \quad P_L = (0,01 \dots 0,05) \sqrt{L}.$$

Ще раз підкреслимо, що розраховані припуски мають бути погоджені із замовником. Це має бути відображено на кресленіку деталі, який підписують обидві сторони (виконавець і замовник). Кресленік є юридичним документом, на підставі якого регулюються усі взаємини між сторонами.

Важливо зазначити, що усі розміри деталей, які виготовляють видавлюванням, можна розділити на п'ять видів (рис. 4).

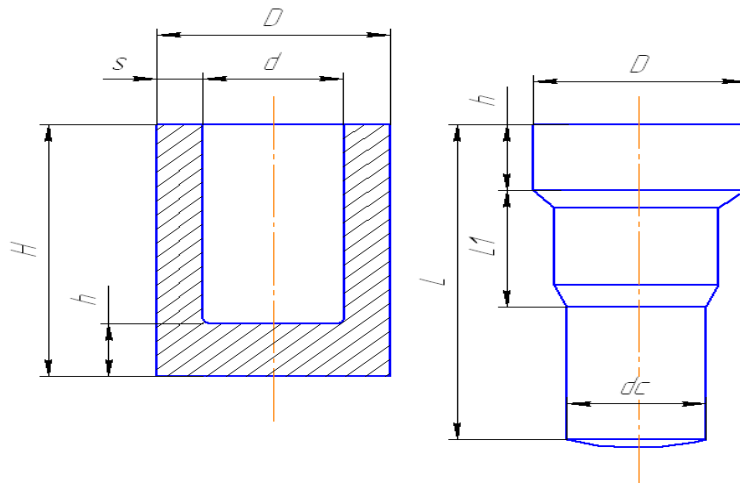


Рис. 4 – Класифікація видів розмірів штампованок [3]

Діаметральні розміри отворів (d) та зовнішніх поверхонь (D , d_c) досить стабільні. Вони визначаються пружно-пластичною деформацією та зношенням інструмента (пуансонів або матриць). Оскільки умови змащення внутрішніх поверхонь деталей значно гірші (на них коефіцієнти суцільності екрануючого та мастильного покриття значно нижчі), зношення пуансонів відбувається інтенсивніше, ніж зношення зовнішніх поверхонь. Тому допуски на розміри першого виду (Δd) більші за допуски на розміри другого виду (ΔD , Δd_c). Рекомендації з вибору допусків на перший та другий вид розмірів дано в табл. 2 або за формулами (1), залежно від того, яку групу точності ми використовуватимемо.

Розміри третього виду, які характеризують товщину донця h (фланця, або інших елементів штампованки, що визначаються закритою висотою преса), є менш стабільними, але достатньо точними. Відхилення цих розмірів (допуски) визначаються лише пружною деформацією системи прес-штамп у напрямку осі z . У зв'язку із розкидом твердості, а також коливаннями умов тертя для різних заготовок (в межах певної партії) зусилля деформації F_δ можуть змінюватись на ΔF_δ . Тому допуски на розміри третього виду складають

$$\Delta h = \Delta F_{\delta} / C_{ни}$$

Тут ΔF_{δ} – коливання зусилля деформації, H ;

$C_{ни}$ – жорсткість системи прес-штамп, $H/мм$.

Зазвичай коливання зусилля складає $\Delta F_{\delta} = \pm (0,08...0,14)F_{\delta}$. Вертикальна жорсткість системи прес-штамп складає $0,3...0,5$ від вертикальної жорсткості преса. Для пресів, які призначені для видавлювання, Л.І. Живов дає $C_{пр} = (2,9...8,3) Мн/мм$. Отже, жорсткість системи прес-штамп складає $C_{ни} = (1,2...3,3) Мн/мм$. Низька жорсткість штампа для холодного об'ємного штампування передусім визначається значною пружною деформацією пуансонів. Наприклад, пуансон довжиною 100 мм під навантаженням, яке характерне для холодного видавлювання (≈ 1 ГПа), деформується аж на 1 мм. Таким чином, коливання механічних властивостей заготовок та умов тертя на їхніх поверхнях призводять до різної пружної деформації системи прес-штамп в процесі видавлювання різних деталей, а через це й до різних розмірів третього виду.

Розміри четвертого та п'ятого видів (висота стакану H або довжина стрижня L , які показані на рис. 4, визначаються точністю об'єму заготовки. Чим більші відхилення об'єму заготовки ΔV від номінального, тим більші відхилення розмірів H або L від номінальних. Розраховуючи допуски на ці розміри, треба враховувати й відхилення розмірів третього виду Δh .

Для деталей типу стаканів маємо $\Delta H = (4\Delta V + \Delta h\pi d^2) / \pi(D^2 - d^2)$.

Для деталей типу стрижнів маємо $\Delta L = (4\Delta V + \Delta h\pi D^2) / \pi d_c^2$.

Відхилення цих розмірів (четвертого та п'ятого виду) можуть бути дуже значними (до міліметрів), якщо заготовки виготовлені із значними коливаннями об'єму. Щоб зменшити відхилення цих розмірів від номінальних, треба підвищити точність вихідних заготовок. Це можна зробити, наприклад, за допомогою додаткової операції калібрування заготовки [4,5].

Для деталей типу стаканів маємо ще один (шостий) дуже важливий показник точності штампування: ексцентричність внутрішньої поверхні відносно зовнішньої, яка однозначно визначається різностінністю $\Delta s = s^{max} - s^{min}$. Цей показник є дуже важливим, оскільки він визначає необхідність припусків на оброблення або отвору, або зовнішньої поверхні деталі.

Якщо маємо деталь типу стакану (яка має тільки одну зовнішню поверхню), особливо у випадку фігурної форми внутрішньої поверхні (овальну або багатогранну) за умов жорстких вимог до різностінності припуск призначають на зовнішню поверхню, бо в цьому випадку значно полегшується механічне оброблення. Але, якщо маємо деталь із східчастою зовнішньою поверхнею (кілька ступінчастих елементів), то припуск призначають виключно на внутрішню поверхню, бо це мінімізує втрати металу в стружку та об'єм механічного оброблення.

Зазначене вище свідчить про те, що точність штампованих виробів треба визначати, як мінімум, двома критеріями: допусками та припусками на виготовлення деталей.

Проте в обробленні металів тиском широкого використання набув показник КВМ – коефіцієнт використання металу. Він визначається, як відношення маси обробленої деталі до норми витрати металу на виготовлення цієї деталі. На жаль, через погане знайомство інженерів-конструкторів з сучасними ефективними методами штампування, деякі деталі видаються дуже нетехнологічними з точки зору оброблення металів тиском: сьогодні конструктори, як і колись, орієнтуються на технологію оброблення деталей різанням, а не штампуванням чи видавлюванням. Тому в деяких деталях передбачаються дуже великі напуски. Прикладів можна навести багато.

Результати досліджень щодо класифікації точних методів об'ємного штампування. Отже, загальну класифікацію точних методів об'ємного штампування розробити

практично неможливо, бо є три класифікаційні ознаки, які визначають точність штамповки: 1) критерій мінімуму припусків на виготовлення штамповок; 2) критерій мінімуму допусків на виготовлення штамповок; 3) критерій мінімуму витрат металу на виготовлення штамповок.

Цілком очевидно, що для гарячого видавлювання та усіх інших процесів оброблення металів тиском в гарячому стані, допуски на виготовлення завжди більші, ніж для холодного видавлювання, бо на пружні деформації деталі та інструмента при гарячому видавлюванні накладаються ще й термічні деформації, які пов'язані з коливаннями температури закінчення штампування.

Наш досвід показав, що суттєве підвищення точності за рахунок зменшення допусків цілком можливе шляхом використання таких заходів: 1) використання дистанцерів для гідравлічних пресів; 2) використання блоків штампів з чотирма плитами; 3) раціонального конструювання пуансонотримача; 4) зворотного розташування напрямних колонок; 5) застосування компенсаторів непаралельності плит штампа. Рис. 5 дає уявлення про зазначені заходи.

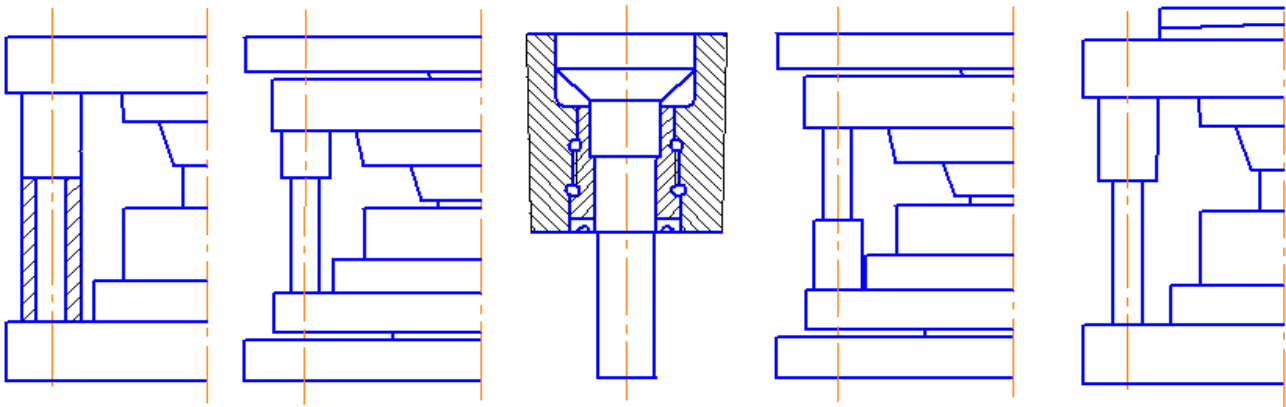


Рис. 5 – Схеми штампів, які дозволяють зменшити допусків на видавлювання

Гідравлічні преси (навіть у тому разі коли вони мають регулятори тиску) не можуть забезпечити точного положення поковзня у крайньому нижньому положенні. Тому використання дистанцерів у вигляді чотирьох втулок (рис. 5, а), які шліфовані по довжині комплектно, забезпечує точну і стабільну закриту висоту преса, що забезпечує сталість розмірів третього виду (Δh).

Блоки штампів з чотирма плитами (рис. 5, б) дозволяють практично повністю виключити пружну деформацію внутрішніх плит та колонок, чим значно підвищується точність видавлювання (зокрема, показник Δs). Але це стає можливим лише в тому випадку, коли між опорними плитами та плитами, в яких розташовані напрямні колонки та втулки, передбачені проміжки 2...5 мм. В цьому випадку деформація столу та поковзня преса не призводить до деформації внутрішніх плит із напрямними вузлами.

В результаті аналізу результатів вимірювань горизонтальної деформації пуансонів визначено, що найкращою конструкцією пуансонотримача слід вважати конструкцію, яка показана на рис. 5, в. Пуансон закріплюється в пуансонотримачі по перехідному садінню (переважно по $H7/n6$ або $H7/k6$). Це забезпечує, з одного боку, точне центрування пуансона у пуансонотримачі, а з другого – можливість легкої заміни зношеного пуансона. Пуансонотримач центрується у верхній плиті штампа по двом циліндричним поверхням D_1 та D_2 по садіннях $H7/h6$, а закріплюється за допомогою різі, яка розташована між центруючими поверхнями. Щоб різь можна було не шліфувати після остаточного виготовлення пуансонотримача, а нарізати її різцем перед термічним обробленням, треба зроби-

ти різь на 0,3...0,6 мм слабшою, ніж це передбачено стандартом на різь. Довжина нарізаної частини пуансонотримача має бути довшою за довжину поверхонь D_1 та D_2 .

Зворотне розташування напрямних колонок (рис. 5, з) дозволяє значно підвищити точність деталей типу стаканів [3], зокрема зменшити Δs .

Застосування компенсаторів непаралельності плит штампа (рис. 5, д) можна використати у тому разі, коли технологічна точність преса недостатньо висока. В цьому разі треба виміряти непаралельність плити поковзня відносно підштампової плити преса і розрахувати клинуватість компенсатора.

Крім того, для зменшення допусків на виготовлення деталей холодним видавлюванням треба дбати про точність вихідних заготовок. Якщо діаметр заготовки менший за діаметр матриці, то значно збільшуватиметься допуск Δs . Якщо об'єм заготовки матиме значні коливання, то допуски на розміри H та L також матимуть значні коливання, що призведе до необхідності введення додаткових операцій різання (знімати припуски по довжині).

Щоб зменшити напуски, треба використовувати відомі методи [8,9]: 1) штампування без штампувальних нахилів; 2) комбіноване штампування; 3) розкочування.

Щоб зменшити витрату металу на виготовлення тієї чи іншої штампованки, треба орієнтуватись не на різання, а сучасні методи оброблення металів тиском.

Висновки.

1. Термін «Точне об'ємне штампування», на жаль, не є визначеним.

2. Для порівняння технологічних процесів штампування і видавлювання термін «Точне об'ємне штампування» необхідно розглядати з трьох різних сторін: як точність припусків, точність допусків та як коефіцієнт використання металу.

3. Для холодного об'ємного штампування на пресах та холодновисаджувальних автоматах допуски на виготовлення деталей не регламентовані жодним стандартом. Автор рекомендує передбачити три ступеня точності деталей: 1) підвищену (П); 2) нормальну (Н) та 3) оптимальну (О).

4. Щоб підвищити точність штампованок, рекомендується кілька конкретних шляхів (див. рис. 5).

Список літератури: 1. Прогрессивные методы точной объемной штамповки в закрытых штампах. – М.: НИИМАШ, 1971. 2. Ковка и объемная штамповка стали. Справочник в двух томах. Под ред. М. В. Сторожева. – М.: Машиностроение, 1967. 3. Евстратов В. А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов. – Харьков, Выща школа, 1987. 4. Евстратов В. А., Рудь В. И., Иванов О. М. Матрица для объемного деформирования. – АС СССР №1386347. – БИ №13, 07.04.1988. 5. Евстратов В. А., Подгорная В. А. Штамп для изготовления точных заготовок // Оборудование и инструмент для профессионалов. – 2008, №2. 6. Ковка и штамповка: Справочник в 4-х томах. Том 3. Холодная объемная штамповка / Под ред. Г. А. Навроцкого. – М.: Машиностроение, 1987. 7. Живов Л. И., Овчинников А. Г. Кузнечно-штамповочное оборудование. Прессы. – Харьков, Выща школа, 1966. 8. Лобанов В. К. Штамповка поковок без штамповочных уклонов. 9. Ковка и штамповка: Справочник в 4-х томах. Том 2. Горячая объемная штамповка / Под ред. Е. И. Семенова. – М.: Машиностроение, 1986.

Надійшла до редколегії 23.10.2012

УДК 621.73

Сучасні технології точного об'ємного штампування / Євстратов В. О. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С. 33-40 – Библиогр.: 9 назв.

Стаття посвящена сравнению и оценке технологических процессов точной объемной штамповки. Показаны противоречия в определении понятия «точная объемная штамповка» (ТОШ). Рассмотрены важные аспекты точности изготовления деталей горячей объемной штамповкой и холодным выдавливанием. Приведены рекомендации по повышению точности штамповок.

Ключевые слова: технология, штамповка, объемная штамповка, точная объемная штамповка, выдавливание, пять видов размеров деталей, изготавливаемых выдавливанием.

The paper is devoted to the modern technologies of precision volumetric die forging comparison and estimation. There are shown the contradictions in interpretation of the term “precision volumetric die forging”. The author examined important aspects of precision volumetric hot die forging und cold extrusion and leads to recommendations, witch gives possibility to raise the exactness.

Keywords: technologies, mechanical working, volumetric die forging, precision volumetric die forging, five kinds of the parts dimensions of cold extruded details.

УДК.621.771.63

А. С. ЗАБАРА, аспирант, НТУ «ХПІ»;

Ю. А. ПЛЕСНЕЦОВ, канд. техн. наук, зав. кафедрой, НТУ «ХПІ».

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ СПЕЦИАЛЬНЫХ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ ЗАМКНУТОГО СЕЧЕНИЯ

В работе проведено моделирования процесса осадки заготовки с помощью метода конечных элементов. Полученные поверхностные деформации сопоставили с экспериментальными исследованиями. Сделан вывод о целесообразности моделирования процесса осадки заготовки с использованием метода конечных элементов.

Ключевые слова: специальный гнутый профиль замкнутого сечения, моделирование, технология, осадка трубы.

Введение. В условиях создания в Украине основ рыночной экономики, возникновения и обострения конкурентных отношений, проблема материалоемкости промышленной продукции и выведения ее по этому показателю на уровень, достигнутый в промышленно развитых странах, становится первоочередной.

Один из эффективных путей экономии металла – увеличение производства и поиск новых областей применения гнутых профилей. Гнутые профили проката – высокоэкономичный вид металлопродукции, изготавливаемой методом непрерывного профилирования листового материала на профилегибочных агрегатах различного типа.

Вопросом разработки сортамента специальных гнутых профилей замкнутого сечения (СППЗС) и освоение их производства в Украине уделяется значительное внимание в связи с эффективностью их применения. Наибольшее количество разработок в этом направлении выполнено в Украинском научно-исследовательском институте металлов (УкрНИИМете). В то же время, выполненный в УкрНИИМете комплекс работ направлен на реализацию технологий производства СППЗС из заготовки 3 мм и более.

Анализ последних исследований и литературы. В последние годы в обрабатывающей промышленности сохраняется устойчивая тенденция к автоматизации производственных процессов, требующей автоматизированного разветвленного складского хозяйства на основе стеллажных конструкций [1]. Высокоэкономичные гнутые профили находят все более широкое применение в складском хозяйстве, благодаря чему, не только обеспечивается экономия металла, но и значительно снижается трудоемкость изготовления, а также облегчается унификация узлов и элементов. Одним из основных элементов стеллажных конструкций является траверса (см. рис. 1).

В настоящее время в Украине траверсу изготавливают из двух с-образных профилей и уголка, для получения которой требуются их формовка и последующая сварка. Снижение трудоемкости изготовления, а также соответствие повышенным требованиям к экспортному исполнению стеллажных конструкций (технологичность сборки, надежность в эксплуатации, товарный вид) может быть обеспечено при замене сварных с-образных профилей с уголком специальным гнутым профилем замкнутого сечения (рис. 2).

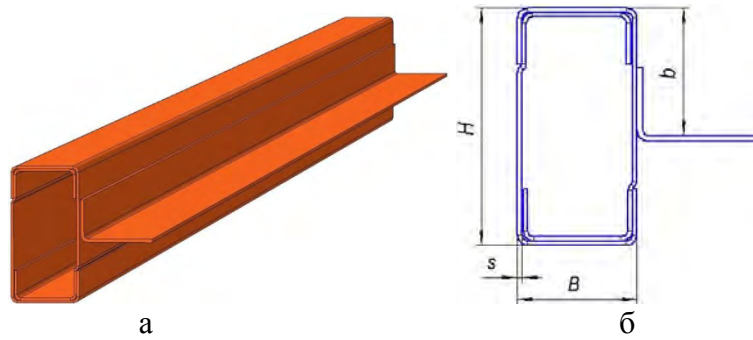


Рис. 1 – Профиль траверсы: а – общий вид; б – сечение

Существенным ограничением в применении таких СГПЗС является отсутствие технологий их производства, что связано в первую очередь с мелкосерийным характером производства СГПЗС и большими капитальными затратами на разработку технологии и оборудования, а также на изготовление последнего. Окупаемость капитальных затрат может быть достигнута при создании технологии, позволяющей изготавливать СГПЗС на существующем оборудовании предприятия-изготовителя.

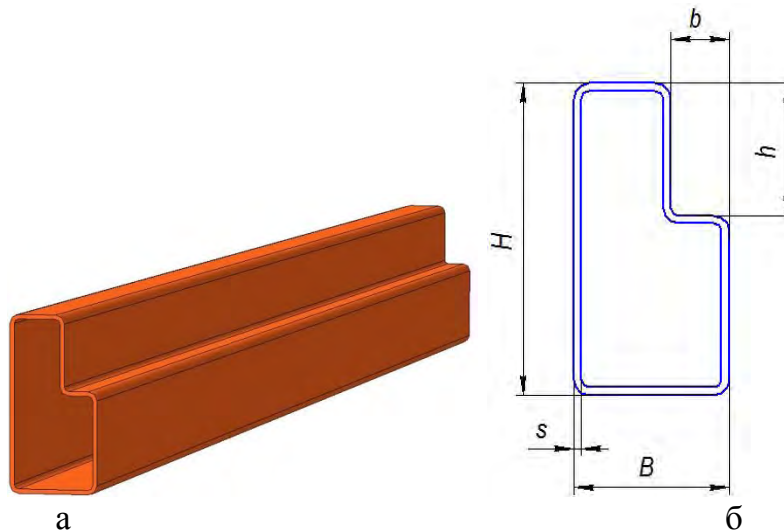


Рис. 2 – СГПЗС: а – общий вид; б – сечение

В Украине производство СГПЗС развито недостаточно, в литературе отсутствуют данные, позволяющие разработать технологию их производства, имеет место значительное количество импортной продукции, в связи с чем, работы направленные на создание научных и технологических основ их производства, являются важными и актуальными.

Цель исследований, постановка проблемы. Цель работы – разработка научно обоснованной модели валковой формовки профильных труб.

В соответствии с поставленной целью в работе выполнены исследования деформированного состояния металла при осадке круглой трубной исходной заготовки.

Материалы исследований. Особенностью СГПЗС является расположение прямоугольного продольного желоба по сечению. Разработана технология изготовления этих профилей из стали 08 кп (ГОСТ 1050).

Общей схемой технологического процесса выбрана предварительная формовка круглой трубной заготовки с продольной сваркой кромок в потоке и последующая ее переформовка в прямоугольный профиль с желобом.

Переформовка круглого сечения в овальное обеспечивает первое приближение конфигурации трубной заготовки к форме профиля (рис. 3) [2]. В следующих по схеме

формующих клетях поперечное сечение постепенно приближается к конечной форме при заданных размерах. Окончательная правка и калибровка профилей выполняется в последних двух технологических переходах.

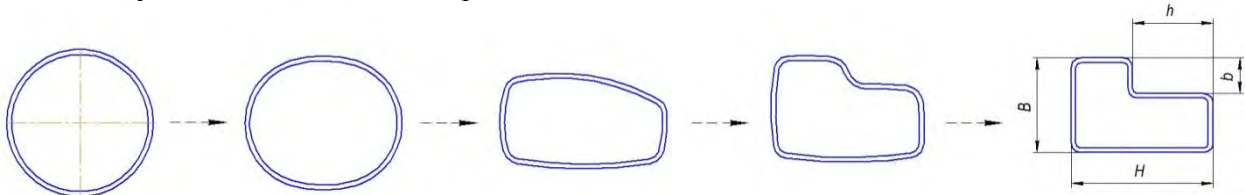


Рис. 3 – Схема формовки СГПЗС

Расчету калибровки валков предшествовал расчет ширины заготовки, проводимый в два этапа:

1. Определение периметра профилей и соответствующего ему диаметра трубной заготовки;

2. Расчет ширины полосовой заготовки с учетом припуска на оплавление кромок.

Периметр сечений профилей определялся как сумма длин их прямолинейных и криволинейных элементов (по средней линии), согласно рис. 2. Для профиля размерами $H=60$ мм, $B=40$ мм, $b=15$ мм, $h=34$ мм периметр равен 194,64 мм.

Указанным размерам соответствует развертка (по средней линии) трубы диаметром 62 мм, имеющая ширину 188,5, при этом длина по наружному периметру составляет 194,77 мм.

Конструкция СГПЗС содержит проблемные участки для формовки: желоб, угловые зоны. Формовка желоба представляют существенные трудности в части обеспечения размерной точности элементов и минимизации утонения. Утонение по условиям технического задания не должно превышать 0,1 мм. Такое требование связано с эксплуатационной нагрузкой профиля в стеллажной конструкции. В этой связи был выполнен комплекс теоретических исследований процесса формообразования упомянутого профиля.

Типоразмер профиля и параметры осадки во многом определяют возможность появления того или иного рода дефектов (потеря устойчивости полок, утонение угловых зон и др.) [3]. Зависимость появления этих дефектов от параметров оборудования, числа переходов, конфигурации калибров роликов и настроечных параметров технологического процесса предполагает построение математических моделей с целью оптимизации процесса профилирования. Применение математического моделирования процесса формообразования профиля позволяет сократить затраты на создание технологии.

Величина осадки задается шириной заготовки и конструкцией формующих роликов. Поэтому создание модели, позволяющей прогнозировать геометрию зоны изгиба, является весьма важной задачей для технологии в части назначения параметров заготовки и роликового калибра.

Разработка аналитических моделей процесса осадки осложняется тем, что необходимо решать задачу теории пластического течения с учетом перемещений материальных частиц при неопределенности задания условий на границе раздела прямолинейного и радиусного участков заготовки. Кроме того, при высвобождении угловых зон роликового калибра заранее невозможно прогнозировать кривизну свободных от нагрузки контуров зоны изгиба заготовки, в связи с чем, использование моделирования процесса осадки заготовки с помощью метода конечных элементов, безусловно, целесообразно. С этой целью в работе использовали программные продукты, как DEFORM 3D v 10.2 и «Компас v 13». Программа «Компас v 13» использована в качестве препроцессора, обработка результатов произведена встроенными средствами программы DEFORM. Моделирование процесса осадки профиля проводили на стали 08кп толщиной 2,0 мм.

Для характерних шагов изучали напружено-деформированное состояние в угловой зоне. В качестве иллюстрации на рис. 4 представлены результаты для промежуточного шага нагружения.

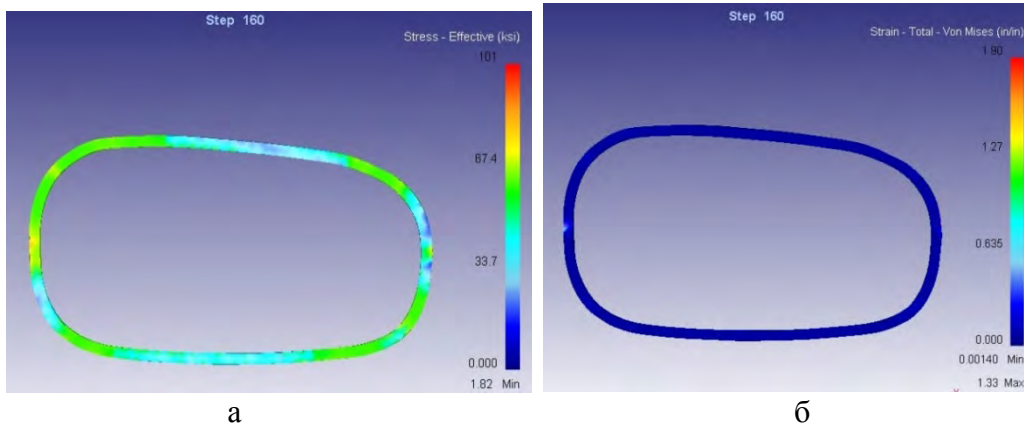


Рис. 4 – Модель 160-го шага нагружения: а – напряжение, б – деформация

Схема угловых зон профиля представлена на рис. 5.

Результаты моделирования, отражающие распределение суммарных деформаций в поверхностных слоях по всем технологическим переходам, представлены на рис. 6.

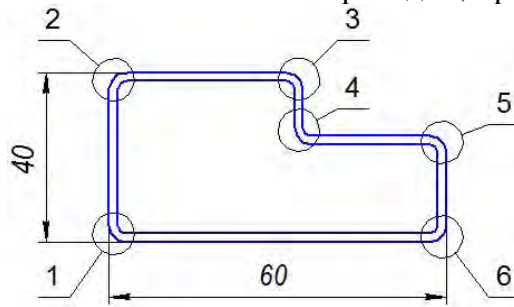


Рис. 5 – Схема угловых зон профиля

Результаты, полученные моделированием, сопоставлены с результатами ранее выполненных с использованием метода сеток исследований [4]. Результаты представлены в табл.

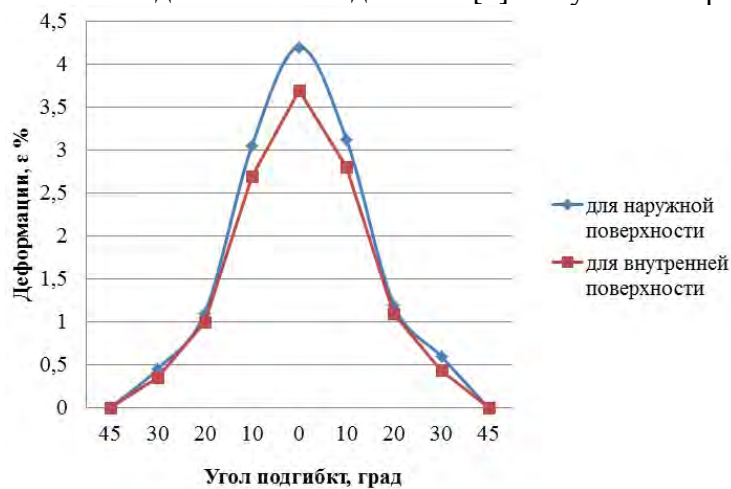


Рис. 6 – Суммарная деформация в поверхностных слоях по всем технологическим переходам

Таблица – Сравнительный анализ поверхностных деформаций.

Угол подгибки	Поверхностные деформации на наружной поверхности, %	
	расчетные	экспериментальные
0°	4,23	3,78
10°	3,12	2,84
20°	1,13	1,02
30°	0,67	0,55
45°	0	0

Полученные расхождения не превышают 12% что позволяет рекомендовать моделирование в среде DEFORM для дальнейших исследований сложных технологических процессов профилирования.

Выводы. СГПЗС широко применяются в области складского и производственного оборудования.

В Украине отсутствует технология производства СГПЗС методом переформовки круглой трубной заготовки в прямоугольный профиль с желобом.

Параметры деформированного состояния металла при формовке СГПЗС осадкой определяли с помощью метода конечных элементов.

Полученные поверхностные деформации при формовке профилей с осадкой сопоставили с полученными экспериментальными данными. Расхождения значений деформаций не превышают 12%.

Установлено, что использование моделирования процесса осадки заготовки с помощью метода конечных элементов целесообразно при разработке сложных технологических процессов.

Список литературы. 1. *www.ipris-profil.com*. 2. Плеснецов Ю.О., Забара О.С., Коворотний Т.Л., Любимов М.С. Аналіз сучасного стану виробництва гнутих профілів замкнутого перетину. В сб. «Вестник Национального технического университета «ХПИ». Харьков, 2010, вып. №43, с. 146-157. 3. Докторов М.Е., Ахлестин В.Л., Кузьмис Э.В. и др. Исследование процесса формообразования замкнутых и полузамкнутых профилей. – В кн.: Разработка и исследование технологии производства гнутых профилей проката: Отрасл. сб. научн. тр. Харьков: УкрНИИМет, 1984, с. 28-34. 4. Пацка И.Е., Горбач Е.Н., Самарин С.И., Темников Э.М. Технология изготовления замкнутых сварных профилей сложной конфигурации. – В кн.: Разработка и исследование технологии производства гнутых профилей проката: Отрасл. сб. научн. тр. Харьков: УкрНИИМет, 1986, с. 35-40.

Надійшла до редколегії 20.10.2012

УДК.621.771.63

Моделирование процесса формообразования специальных гнутых профилей замкнутого сечения / Забара А.С., Плеснецов Ю.А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С. 40-44. – Бібліогр.: 4 назв.

В роботі проведено моделювання процесу осідання заготовки за допомогою метода кінцевих елементів. Отримані поверхневі деформації зіставили з експериментально дослідженими. Зроблено висновок про доцільність моделювання процесу осідання заготовки з використанням методу кінцевих елементів.

Ключові слова: спеціальний гнутий профіль замкнутого перетину, моделювання, технологія, осаду труби.

The work carried out modeling of workpiece sedimentation using finite element method. Obtained surface deformations were compared with experimental studies. The conclusion about the feasibility of modeling the process of settling the workpiece using finite element method.

Keywords: closed section special bent profile, modeling, technology, sludge pipe.

УДК 539.375: 621.791.13

В. Г. ЗАГОРЯНСКИЙ, канд. техн. наук, доц., КрНУ им. М. Остроградского, Кременчуг

РАСЧЕТНАЯ МЕТОДИКА ОЦЕНКИ ДЕФОРМАЦИОННОЙ СПОСОБНОСТИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОЛОС ПО ИХ ПРЕДЕЛЬНОМУ ИЗГИБУ

Статья посвящена созданию уточненной расчетной методики, позволяющей оценивать по значению предельного радиуса изгиба деформационную способность биметаллических полос, полученных сваркой взрывом. На основании этой методики для основных пар соединенных в биметалл материалов рассчитана матрица коэффициентов, позволяющая автоматизировать расчет значений предельно допустимого радиуса изгиба.

Ключевые слова: биметаллическая полоса, предельно допустимый радиус изгиба, расчетная методика.

Вступление. В настоящее время многие изделия и элементы конструкций из биметаллов изготавливают с помощью сварки. Биметаллы в ряде случаев используют для изготовления переходных элементов плоской или цилиндрической конфигурации для сварки конструкций из разнородных металлов и сплавов, что успешно решает проблему создания таких конструкций [1].

Анализ последних исследований и литературы. Отмечается [1, 2], что применение сваренных взрывом биметаллических и композиционных переходников снижает металлоемкость конструкций из разнородных металлов и сплавов при одновременном улучшении технических характеристик и повышении их эксплуатационной надежности.

Так, например, в КБ "Южное" разработана технология получения переходников расходных магистралей систем питания ракетных двигателей, заготовки для которых с сочетанием слоев нержавеющей сталь 12Х18Н10Т+алюминий А6+алюминиевый сплав АМг6 с толщиной слоев 40-2-40 мм; 15-2-20 мм; 10-2-10 мм получают сваркой взрывом. Прочность соединения слоев не менее 80 МПа. Диаметр переходников – 20...1500 мм.

Полученные сваркой взрывом биметаллические полосы подвергаются гибке для получения переходников определенного радиуса. Известно [1], что слоистые металлы достаточно хорошо поддаются пластической деформации при гибке как в горячем, так и в холодном состоянии. Минимально допустимые радиусы гибки, зависящие от механических свойств металла, его толщины, а также расположения плакирующего слоя (в сжатой или растянутой зонегиба), можно определить опытным путем или с помощью аналитических расчетов с использованием положений теории пластичности [2, 3].

Цель исследования, постановка проблемы. Ставилась задача разработать расчетную методику оценки предельных деформаций биметаллических полос (при получении биметаллических переходников заданного радиуса) для предотвращения их разрушения по границе разнородных металлов слоистой композиции в процессе гибки, вальцовки или штамповки.

Материалы исследований. При решении задачи о предельно допустимом радиусе загиба биметаллической полосы будем использовать схему, приведенную на рисунке [2].

© В. Г. Загорянский, 2012

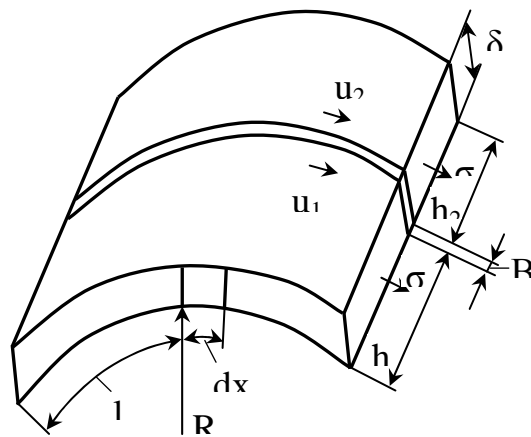


Рис. – Расчетная схема изгиба биметаллической полосы

На рисунке обозначены: u_1, u_2 – радиальные перемещения элементов полосы первого и второго металла в биметаллической полосе соответственно; σ_1, σ_2 – нормальные напряжения; h_1, h_2 – ширина полос первого и второго металла соответственно; B – ширина зоны соединения первого и второго металла соответственно; δ – толщина биметаллической полосы; R – радиус загиба биметаллической полосы.

Интенсивность угловых деформаций Γ совпадает с величиной наибольшей угловой деформации при чистом сдвиге γ . С учетом принятых обозначений интенсивность угловых деформаций Γ определяется как [3]:

$$\Gamma = \frac{u_1 - u_2}{B} \quad (1)$$

Известно, что напряженному состоянию чистого сдвига, при котором по двум взаимно ортогональным площадкам действуют только касательные напряжения τ , соответствует модуль сдвига G . По величине он равен отношению касательного напряжения τ к величине угла сдвига γ , определяющего искажение прямого угла между плоскостями, по которым действуют касательные напряжения: $G = \tau / \gamma$ и представляет способность материала сопротивляться изменению формы при сохранении его объема.

С учетом этого величина касательных напряжений

$$\tau = G\Gamma = \frac{G(u_1 - u_2)}{B}, \quad (2)$$

где G – модуль сдвига зоны соединения первого и второго металла в биметаллической полосе [4].

Приравняв нулю одно из радиальных перемещений (например, u_2) и применяя принцип независимости действия сил, получим выражения для действующих в соединении касательных напряжений:

$$\tau_1 = \frac{u_1 G}{B}, \quad (3)$$

$$\tau = \tau_1 - \tau_2 \quad (4)$$

Условия равновесия элементарного участка dx биметаллической полосы при изгибе (рис. 1) определяются взаимосвязью касательных напряжений сдвига τ и нормальных напряжений σ :

$$d\sigma\delta h = dx\delta\tau, \quad (5)$$

где $h = h_1 + h_2$ – ширина биметаллической полосы. Откуда

$$\frac{d\sigma}{dx} = \frac{\tau}{h}, \quad (6)$$

При отсутствии площадки текучести ($\varepsilon_{iT}^* = \varepsilon_{iT}$) для несжимаемого материала ($H_T = E_T$) имеем при $\varepsilon_i \geq \varepsilon_{iT}$ [3]

$$\sigma_i = \lambda \sigma_T + E_T \varepsilon_i, \quad (7)$$

где ε_{iT}^* – интенсивность деформаций, при которой на диаграмме деформирования кончается площадка текучести и начинается область упрочнения; ε_{iT} – интенсивность деформаций, при которой в материале возникают пластические деформации; H_T – модуль упрочнения; E_T – модуль текучести материала; $\lambda = 1 - E_T/E$ – параметр упрочнения; σ_T – предел текучести материала.

Продифференцировав (7) по x и подставив в (6) и учитывая (3), получим:

$$\frac{d^2 u_1}{dx^2} E_{T1} = \frac{u_1 G}{Bh} \quad (8)$$

Обозначив

$$\frac{G}{BhE} = \lambda^2, \quad (9)$$

получим:

$$\frac{d^2 u}{dx^2} - \lambda^2 u = 0 \quad (10)$$

Решение этого уравнения имеет вид:

$$u_1 = A \operatorname{sh} \lambda x + B \operatorname{ch} \lambda x \quad (11)$$

Постоянные A и B определяем из граничных условий:

- 1) $x = 0, \sigma = 0$;
- 2) $x = 1, \sigma = \sigma_1$.

Полагая $u_1 = 0$, находим подобные решения для u_2 и τ_2 .

Общее решение будет иметь вид:

$$\tau = \tau_1 - \tau_2 = \frac{\sigma_1 h}{l} \frac{\lambda_1 l}{\operatorname{sh} \lambda_1 l} \operatorname{ch} \lambda_1 x - \frac{\sigma_2 h}{l} \frac{\lambda_2 l}{\operatorname{sh} \lambda_2 l} \operatorname{ch} \lambda_2 x \quad (12)$$

Упростим выражение (12), рассмотрев два крайних случая:

- 1) λ велико ($\lambda = 1$ или немного меньше);
- 2) λ мало.

В первом случае касательные напряжения растут от середины полосы к краям по закону гиперболического косинуса, а их максимальная величина достигается при $x = 1$.

$$\tau_{\max} = h(\sigma_1 \lambda_1 - \sigma_2 \lambda_2) \quad (13)$$

Поскольку при больших λ $\operatorname{ch} \lambda l = \operatorname{sh} \lambda l$, то, полагая $hl \approx 1$, имеем $\tau_{\max} = \sigma_1 - \sigma_2 \leq \sigma_{\text{omp}}$ ($G \approx E, h^2 \approx Bh$).

Принимая линейный закон упрочнения и считая $\varepsilon = \delta/2R$ (см. рисунок), получаем расчетную формулу:

$$R \geq \frac{\delta E_{T1} \left(1 - \frac{E_{T2}}{E_{T1}} \right)}{2 \left[\sigma_{OTP} - \sigma_T \left(\frac{E_{T2}}{E_2} - \frac{E_{T1}}{E_1} \right) \right]} \quad (14)$$

Во втором случае, когда λ мало, $sh\lambda_1 l \approx \lambda_1 l$; $sh\lambda_2 l \approx \lambda_2 l$; $ch\lambda x \approx 1$.
Таким образом

$$\tau = \frac{h}{l} (\sigma_1 - \sigma_2) \quad (15)$$

Расчетная формула в этом случае:

$$R \geq \frac{\delta h E_{T1}}{2 \sigma_{OTP} l} \quad (16)$$

В табл. 1 приведены необходимые для расчетов механические свойства некоторых сталей и сплавов, применяемых в биметаллах, и прочность на отрыв слоев биметаллов (в скобках со знаком плюс – материал плакирующего слоя в соответствии с колонкой "№") [5-8].

Таблица 1. – Механические свойства некоторых сталей и сплавов, применяемых в биметаллах, и прочность на отрыв слоев биметаллов

№	Материал	σ_T , МПа	σ_{OTP} , МПа	E, ГПа	E_T , ГПа
1	Сталь Ст3	210...240	330...350 (+2) 300...400 (+3) 250...350 (+4) 350...550 (+5) 90...110 (+6)	200...210	14
2	12X18H10T	200...220	250...350 (+4) 350...550 (+5) 90...110 (+6) 250...350 (+7)	147...198	12
3	BT1-1	350...500	-	110...120	7
4	Медь	70	-	110...130	9
5	Латунь	170	-	102...105	8
6	Алюминий	35	-	69...72	5,5
7	Алюм. сплав	170	110...130 (+6)	70...72,5	5,6

В табл. 2 приведены рассчитанные автором коэффициенты, представляющие собой правые части зависимости (14) без величины толщины биметалла, необходимые для расчетов радиуса R. В строках таблицы 2 приведены материалы основного слоя, в столбцах – материалы плакирующего слоя.

Таблица 2. – Матрица коэффициентов для вычисления радиуса R

	Сталь Ст3	12X18H10T	BT1-1	Медь	Латунь	Алюминий	Алюм. сплав
Сталь Ст3		2,94	9,96	8,36	6,69	43,3	нет данных
12X18H10T	-		нет данных	5,02	4,46	33,1	10,7
BT1-1	-	-		-	-	нет данных	нет данных
Медь	-	-	-		-	-	-
Латунь	-	-	-	-		-	-
Алюминий	-	-	-	-	-		-
Алюм. сплав	-	-	-	-	-	0,42	

Результаты исследований. Проверкой полученных значений может служить полученный в работе [2] результат расчета предельно допустимого радиуса R для биметаллической полосы СтЗ+ВТ1 толщиной 5 мм. Механические характеристики приведены следующие: $E_1 = 2 \cdot 10^5$ МПа, $E_{T1} = 0,07E_1 = 1,4 \cdot 10^4$ МПа, $E_{T2}/E_{T1} = 0,5$, $E_{T2} = 7 \cdot 10^3$ МПа. В результате расчета по формуле (14) получено, что $R \geq 88$ мм. Проведенные авторами работы [2] опыты подтвердили удовлетворительную сходимость расчетных и опытных значений.

Используя результаты, полученные в данной работе (табл. 1), для данной толщины биметалла рассчитываем R : коэффициент, приведенный в табл. 2 для данного биметалла (9,96), умножаем на толщину биметаллической полосы (0,005 м). Получаем 0,05 м. Таким образом, $R \geq 50$ мм. Некоторая разница в результатах в работе [2] (88 мм) и в данной работе (50 мм) связана с разницей в принятых значениях прочности на отрыв слоев – $\sigma_{отр} = 200$ МПа в работе [2] и 350 МПа [5] в данной работе (табл. 1).

Выводы. 1. Для определения деформационной способности сваренного взрывом биметалла разработана уточненная расчетная методика оценки предельного радиуса загиба с учетом прочности соединения, геометрических размеров и механических свойств соединяемых металлов.

2. Рассчитана матрица коэффициентов, позволяющая для пар соединенных в биметалл материалов получать значения предельно допустимого радиуса загиба путем умножения этих коэффициентов на толщины соответствующих биметаллических полос.

Список литературы: 1. Технология слоистых металлов: Учебн. пособие / А.Г. Кобелев, И.Н. Потапов, Е.В. Кузнецов. – М.: Металлургия, 1991. – 248 с. 2. Особенности изготовления изделий из сваренных взрывом слоистых композиций / Ю.П.Трыков, А.С.Краев, В.А.Сурков и др. // Сварка взрывом и свойства сварных соединений: Сб. науч. тр. ВПИ. – Волгоград: ВПИ, 1985. – С. 100-111. 3. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. Учебник для студентов вузов. – М.: Машиностроение, 1975. – 400 с. 4. Ржаницын А.Р. Строительная механика: Учеб. пособие для вузов. – М.: Высш. школа, 1982. – 400 с. 5. Обработка металлов взрывом / А.В. Крупин, В.Я. Соловьев, Г.С. Попов, М.Р. Кръстев. – М.: Металлургия, 1991. – 496 с. 6. Физические величины: Справочник/А. П. Бабищев, Н. А. Бабушкина, А. М. Братковский и др.; Под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 1232 с. 7. Осинцев О.Е., Федоров В.Н. Медь и медные сплавы. Отечественные и зарубежные марки: Справочник. – М.: Машиностроение, 2004. – 336 с. 8. Свойства сталь-алюминиевого биметалла, полученного сваркой взрывом / Б.С. Злобин, И.Д. Захаренко, А.И. Котляр // Автоматическая сварка. – 1985. – № 3. – С. 11-14.

Надійшла до редколегії 25.09.2012

УДК 539.375: 621.791.13

Расчетная методика оценки деформационной способности биметаллических полос по их предельному изгибу / Загорянский В. Г. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2012.-№46(952). – С. 45-49. . Бібліогр.: 8 назв.

Стаття присвячена створенню уточненої розрахункової методики, що дозволяє оцінювати за значенням граничного радіусу вигину деформаційну здатність биметалічних стрічок, отриманих зварюванням вибухом. На підставі цієї методики для основних пар сполучених у биметал матеріалів розрахована матриця коефіцієнтів, що дозволяє автоматизувати розрахунок значень гранично допустимого радіусу вигину

Ключові слова: биметалічна стрічка, гранично допустимий радіус вигину, розрахункова методика.

Article is devoted creating of specified calculation methodology, allowing to estimate by value maximum radius of bend deformation ability of the bimetallic stripes got by explosion welding, is created. On the basis of this methodology for the basic pairs of the materials united in a bimetal the matrix of coefficients, allowing to automatize the calculation of values maximum of possible radius of bend, is calculated..

Keywords: bimetallic stripe, maximum possible radius of bend, calculation methodology.

УДК 621.9

В. Л. КАЛЮЖНИЙ, докт. техн. наук, проф., НТУУ “КПІ”, Київ
І. П. КУЛІКОВ, магістрант, НТУУ “КПІ”, Київ

ВПЛИВ ГЕОМЕТРИЧНОЇ ФОРМИ ПУАНСОНУ НА ВІДБОРТУВАННЯ КРУГЛИХ ОТВОРІВ У ЗПРОФІЛЬОВАНІЙ ЗАГОТОВЦІ

Методом скінченних елементів вивчений вплив форми пуансонів на відбортування круглого отвору в зпрофільованій заготовці із маловуглецевої сталі. Для відбортування плоским, конічним, сферичним та параболічним пуансонами визначені енергосилові режими, напруження при максимальному зусиллі відбортування, форма і розміри деталей, які отримані відбортуванням. Встановлені розподіли інтенсивності деформацій та ресурс пластичності в металі після деформації. Для відбортування отворів у зпрофільованій заготовці рекомендовано використовувати сферичний пуансон.

Ключові слова: відбортування круглих отворів, форма пуансона, енергосилові режими деформування, кінцеві форма і розміри виробів.

Вступ. На формоутворення виробів відбортуванням значний вплив здійснюють геометрична форма пуансону і радіус заокруглення матриці. В джерелах [1-3] для виконання процесів відбортування рекомендують плоскі, конічні, сферичні та параболічні пуансони. Приводяться дані по граничних коефіцієнтах відбортування, силових режимах формоутворення. Практично відсутні дані по впливу форми пуансонів на кінцеву форму і розміри здеформованої частини заготовки та зміцнення металу після деформування. В роботі [4] вивчений вплив радіусу заокруглення матриці на кінцеву форму і розміри при відбортуванні отворів у традиційній листовій заготовці (заготовці постійної товщини). Показано, що при відбортуванні мають місце викривлення та суттєве потоншення стінки здеформованої частини заготовки. Усунути вказані недоліки дозволяє розроблений спосіб відбортування [5], в якому при попередньому формоутворенні отвору видавлюванням виконується профілювання частини заготовки, що підлягає відбортуванню. Сутність профілювання полягає в отриманні найбільшого значення товщини заготовки навколо отвору з поступовим зменшенням товщини до вихідного значення на радіусі де починається заокруглення матриці. Відбортування зпрофільованої заготовки дозволяє отримати здеформовану частину з постійною товщиною стінки. Тому актуальною задачею при відбортуванні отворів у зпрофільованій заготовці є визначення впливу форми пуансону на енергосилові режими деформування, формозміну металу та кінцеву форму і розміри здеформованої частини заготовки.

Мета роботи. Постановка задачі. Метою роботи є визначення розрахунковим шляхом впливу геометричної форми пуансонів на відбортування круглих отворів у зпрофільованій заготовці. Розміри половини пуансонів з плоским, конусним, сферичним та параболічним торцем показані на рис. 1. Для параболічного пуансону рівняння параболи А наступне: $y=(1/16)x^2$ Розрахункова схема відбортування параболічним пуансоном наведена на рис. 2. Задача вісеметрична, тому показана половина схеми. На матриці 1 розміщена заготовка 2 і зафіксована притискачем 3. Відбортування виконується за допомогою пуансону 4.

Матеріал заготовки – маловуглецева сталь. В заготовці попередньо виконані отвір радіусом $R_0=15,075$ мм та профіль частини, що відбортовується. Розміри профілю: товщина $S_p=4,15$ мм з лінійним зменшенням до вихідної товщини $S_0=3$ мм до радіусу $R_p=43$ мм. Такий профіль забезпечує отримання постійну товщину 3 мм відбортованої частини. Радіус отвору матриці $R_m=35$ мм, радіус заокруглення $r_m=10$ мм. Для всіх пуансонів коефіцієнт відбортування, як відношення радіуса відбортованої частини по середині стінки до радіусу отвору, складає $k=15,075/33,5=0,45$.

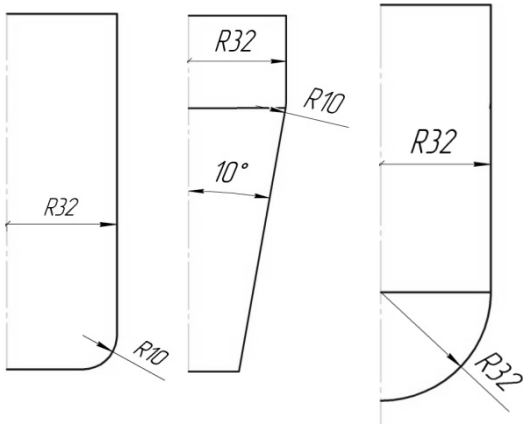


Рис. 1 – Розміри половин пуансонів для відбортування

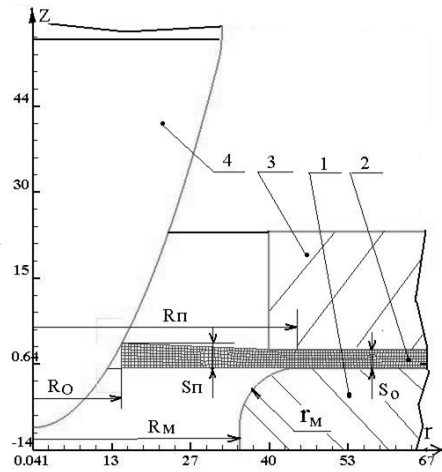


Рис. 2 – Розрахункова схема відбортування параболічним пуансоном

Результати досліджень. Розрахунковий аналіз проведений методом скінченних елементів (МСЕ). Метал вважався пружно-пластичним зі зміцненням. В МСЕ використаний спосіб початкових напружень для врахування розвантаження після формоутворення і встановлення кінцевих розмірів виробу. Враховано тертя на контактуючих поверхнях. Процес відбортування від вихідного стану заготовки до отримання виробу розподілявся на певну кількість кроків навантаження для виявлення ступеню використання ресурсу пластичності zdeформованого металу і оцінки можливості руйнування металу при формоутворенні. На рис. 3 показані залежності зусилля відбортування від переміщення пуансону, які отримані при відбортуванні пуансонами різної конфігурації. Найбільше значення зусилля відбортування (143 КН) має місце при відбортуванні плоским пуансоном, найменше (76 КН) – при відбортуванні параболічним пуансоном. Розрахункові дані підтверджуються результатами експериментів по традиційному відбортуванню, які наведені в роботі [3]. По наведених графіках можна визначити роботу деформації.

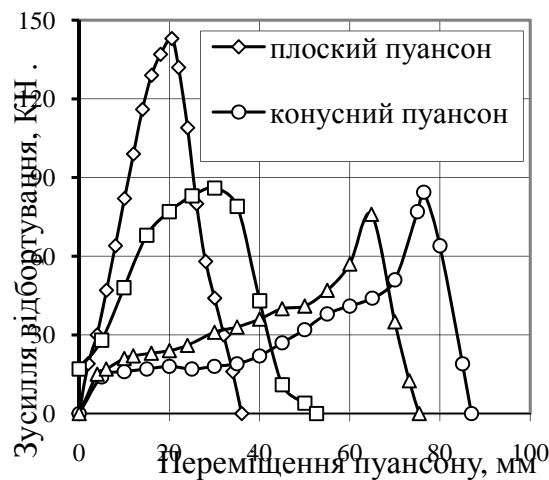


Рис. 3 – Залежність зусилля відбортування від переміщення пуансону

Моделюванням встановлений напружено-деформований стан заготовки, який виникає при максимальному зусиллі відбортування. На рис. 5 зображені розподіли осьових напружень σ_z при вказаному зусиллі для відбортування плоским, конусним і сферичним

пуансонами. Деформування конусним і сферичним пуансонами приводить до виникнення розтягувальних напружень σ_z по всій товщині zdeформованої стінки. В першому випадку у внутрішніх шарах металу стінки $\sigma_z=450$ МПа, у зовнішніх – 150 МПа, в другому – по всій ширині стінки $\sigma_z=300$ МПа. При відбортуванні конусним пуансоном на поверхні заготовки в місці радіуса заокруглення конічної частини пуансону в циліндричну виникають найбільші стискаючі напруження $\sigma_z=-600$ МПа. Розмір по осі абсцис в міліметрах.

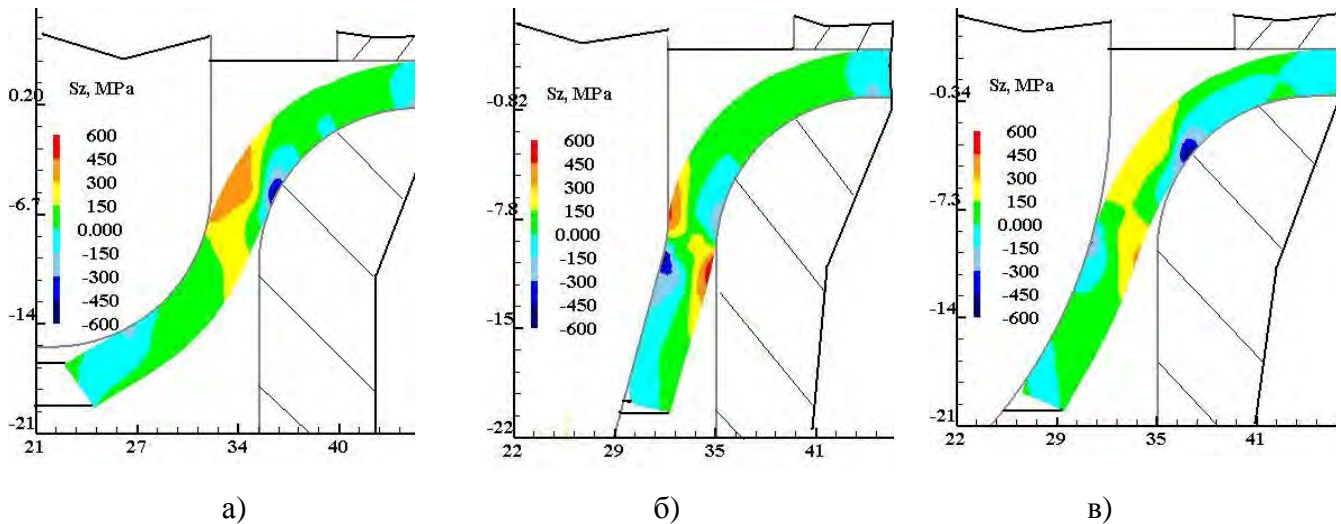


Рис. 5 – Розподіл осьових напружень σ_z (S_z) в МПа в zdeформованій заготовці при максимальному зусиллі відбортування: а – відбортування плоским пуансоном, б – відбортування конусним пуансоном в – відбортування сферичним пуансоном.

Ще більші розтягувальні напруження виникають при відбортуванні зпрофільованої заготовки в окружному напрямку. На рис. 6 приведені розподіли тангенційних напружень σ_θ , які виникають при максимальному зусиллі відбортування для формування плоским, конічним і сферичним пуансонами. Відбортування плоским і сферичним пуансонами приводить до виникнення напружень $\sigma_\theta=625$ МПа в половині zdeформованої заготовки. При конусному пуансоні об'єм металу з такими напруженнями займає третину заготовки. В частинах заготовок, які розташовані на радіусі заокруглення матриці значення розтягувальних напружень знаходяться в межах 50-100 МПа. Розмір по осі абсцис в міліметрах.

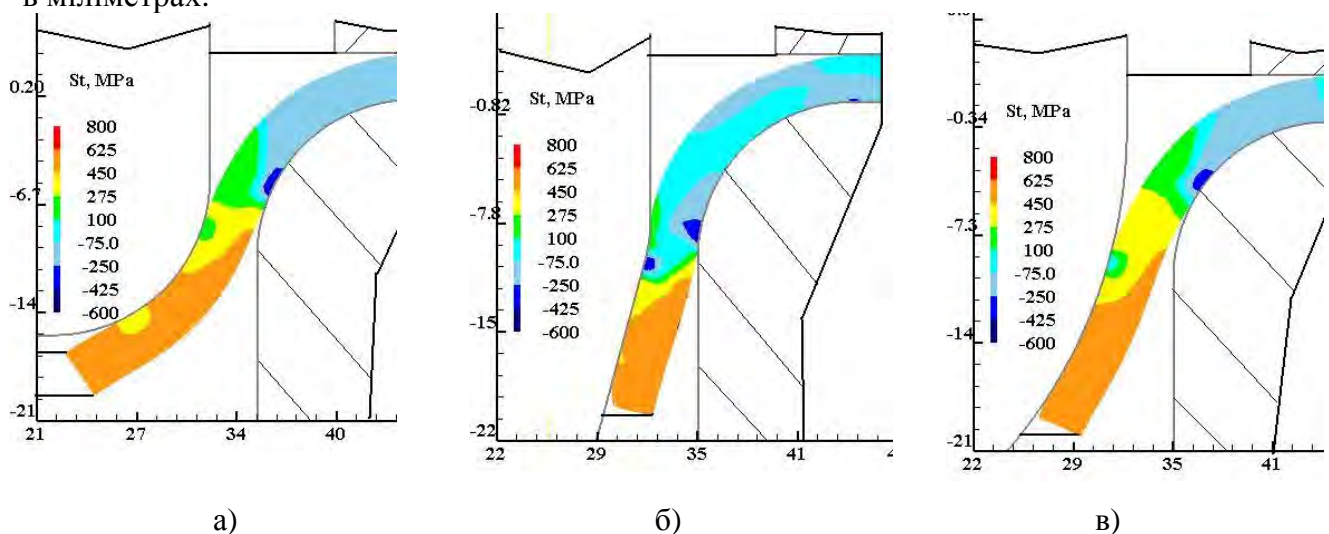


Рис. 6. – Розподіл тангенційних напружень σ_θ (St) в МПа в zdeформованій заготовці при максимальному зусиллі відбортування: а – відбортування плоским пуансоном, б – відбортування конусним пуансоном, в – відбортування сферичним пуансоном

Комп'ютерним моделюванням встановлені кінцеві форма і розміри (L) здеформованої частини заготовки, які наведені на рис. 7. При відсортунні конусним пуансоном (рис. 7 а) проходить потоншення і збільшення довжини здеформованої частини заготовки, що обумовлено виникненням найбільших розтягувальних осьових і тангенційних напружень в стінці при максимальному зусиллі відсортуння в порівнянні з іншими пуансонами. Прийнятий профіль заготовки не забезпечує отримання стінки постійної товщини. Товщина 3,04 мм має місце в заготовці на радіусі заокруглення матриці з подальшим зменшенням до величини 2,78 мм в циліндричній частині. В цій частині має місце викривлення стінки, яке досягає 0,22 мм. При відсортунні конусним, сферичним і параболічним пуансонами вказаного потоншення не виникає. Товщина циліндричної частини здеформованої заготовки знаходиться в межах 2,96-2,98 мм. Також має місце викривлення торця здеформованої частини від 0,12 до 0,17 мм. По результатах розрахунків встановлено, що для отримання постійної товщини стінки 3 мм після відсортуння необхідно збільшити величину Sp профілю (див. рис. 2) до значення 4,17 мм.

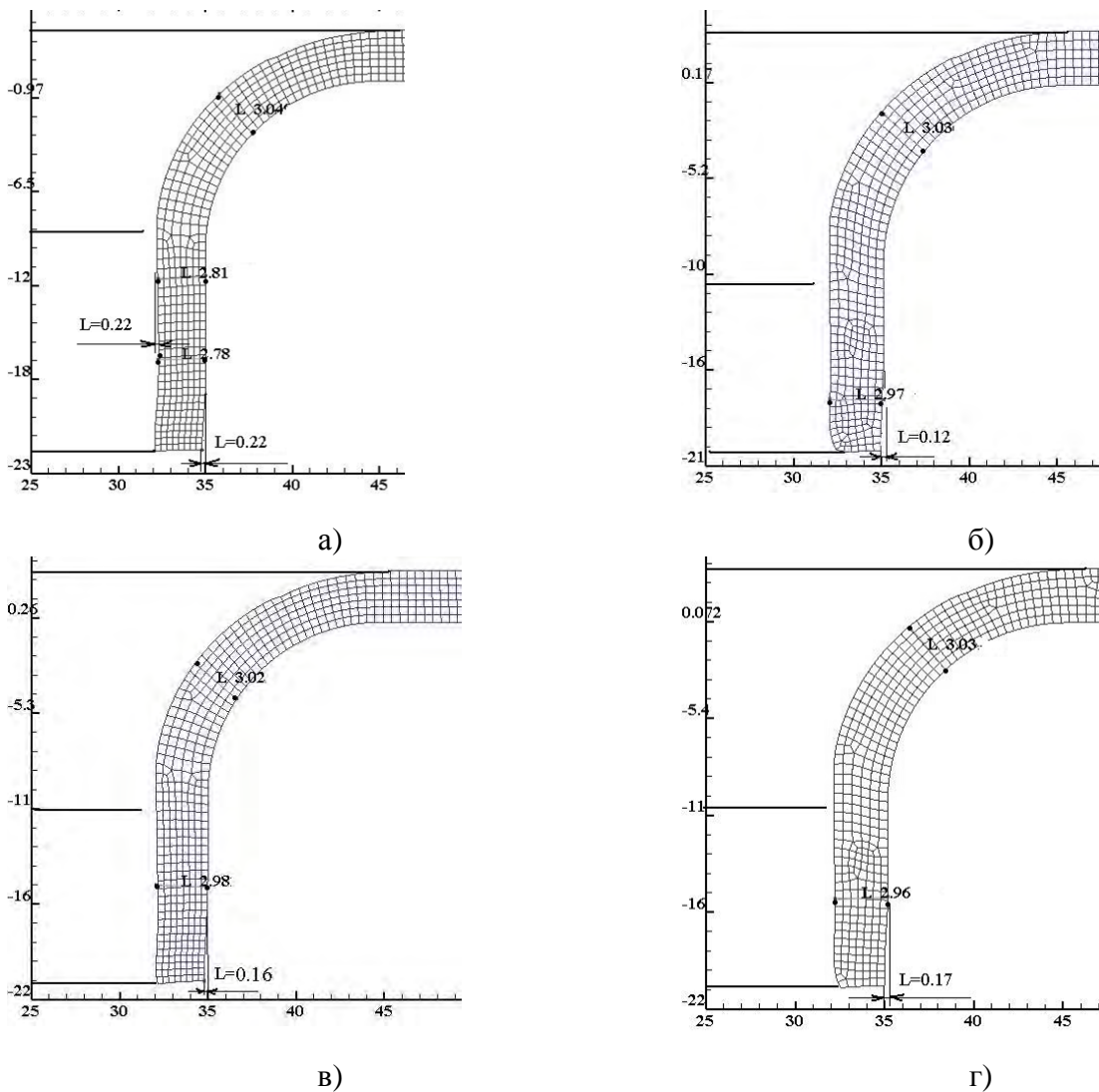


Рис. 7 – Кінцеві розміри (L) та викривлення (в мм) здеформованої частини заготовки при відсортунні зпрофільованої заготовки: а – плоским пуансоном; б – конусним пуансоном; в - сферичним пуансоном; г - конічним пуансоном

Велика кількість деталей, які виготовляють відсортунням, використовується для з'єднання з іншими виробами за допомогою різьби або зварювання. Для прогнозування надійності і довговічності таких з'єднань, крім отримання стінки з постійною товщиною, необхідно знати величину зміцнення здеформованого металу при відсортунні. Зміцнення можна визначити по величині розподілу інтенсивності деформацій та використан-

ня експериментальної діаграми істинних напружень. На рис. 8 наведені розподіли інтенсивності деформацій ϵ_i в здеформованих частинах заготовок при відбортунні різними пуансонами. Форма пуансонів не суттєво впливає на величини ϵ_i в циліндричній частині здеформованої заготовки. Найбільші значення $\epsilon_i=0,8$ отримані на торцях вказаної частини з подальшим зменшенням до $\epsilon_i=0,3$ на початку радіусу заокруглення матриці. Розмір по осі абсцис в міліметрах.

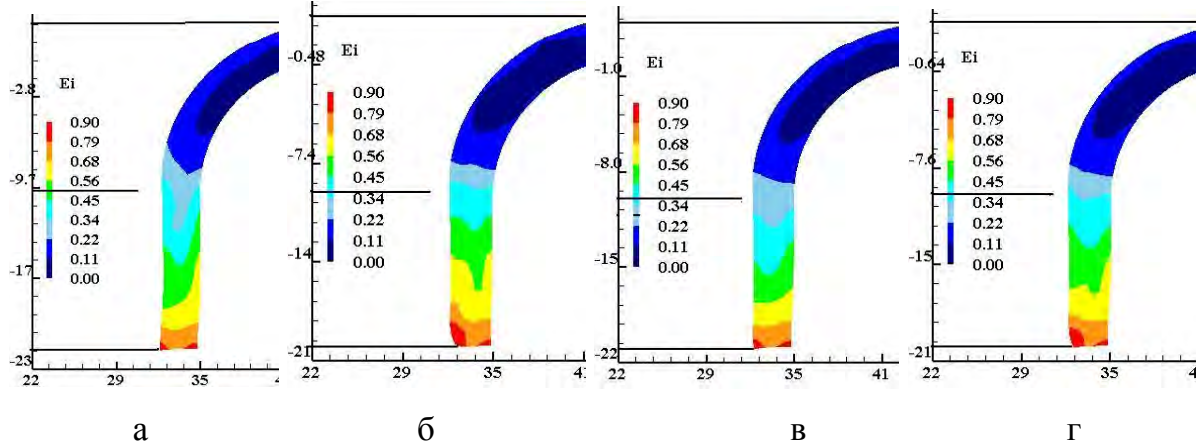


Рис. 8. – Розподіли інтенсивності деформацій ϵ_i в здеформованих частинах заготовок після відбортуння: а - плоским пуансоном; б - конусним пуансоном; в - сферичним пуансоном; г - параболічним пуансоном

Для збільшення висоти стінки після відбортуння використовують подальше потоншення циліндричної частини холодною пластичною деформацією. Щоб виконати потоншення необхідно знати величину ступеня використання ресурсу пластичності здеформованого металу після відбортуння. На рис. 9 приведені розподіли ресурсу пластичності ψ в здеформованих частинах заготовок. Розподіли ψ практично однакові для всіх розглянутих формах пуансонів. Ресурс пластичності вичерпується ($\psi=0,98$) по циліндричній частині здеформованих заготовок. Руйнування починається при $\psi=1$. Тому подальше виконання потоншення стінок без проведення відпалу не можливе.

Таким чином, для відбортуння круглих отворів у зпрофільованих заготовках можна рекомендувати пуансони сферичної форми, які забезпечують відбортуння при меншому переміщенні пуансона та простіші в виготовленні в порівнянні з параболічними. Розмір по осі абсцис в міліметрах

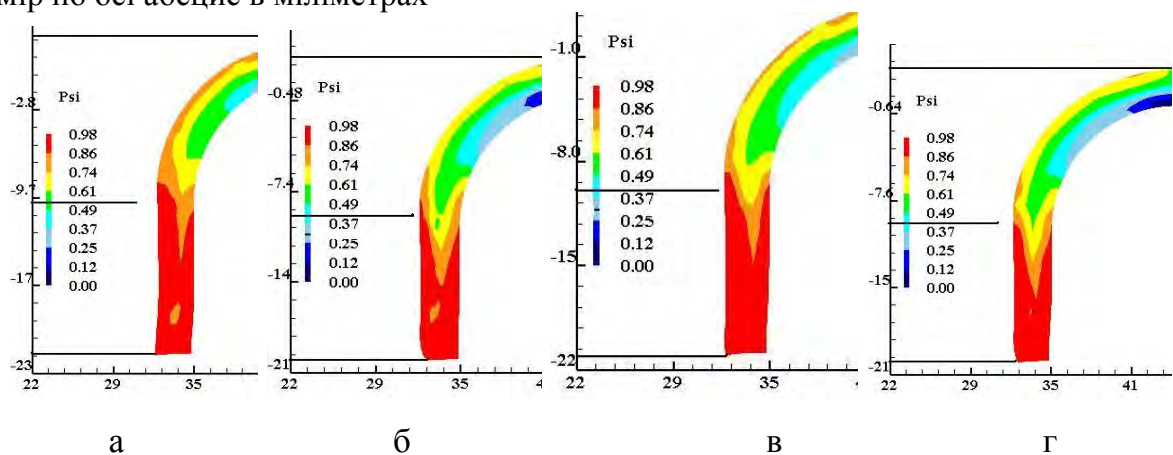


Рис. 9 – Розподіли ступеню використання ресурсу пластичності ψ в здеформованих частинах заготовок після відбортуння: а - плоским пуансоном; б - конусним пуансоном; в - сферичним пуансоном; г - параболічним пуансоном

Висновки. 1. Методом скінченних елементів проведений розрахунковий аналіз по впливу геометричної форми пуансонів на відбортування круглих отворів у зпрофільованій заготовці заданих розмірів з маловуглецевої сталі. Встановлені енергосилові режими формоутворення, напруження при максимальному зусиллі відбортування, форма і розміри zdeформованих заготовок та розподіли інтенсивності деформацій і ресурсу пластичності в них. 2. Найменше зусилля відбортування отримане при відбортуванні параболічним пуансоном. Однак для виконання відбортування потрібний хід пуансона в 1,5 разів більший в порівнянні з сферичним пуансоном, хоча зменшення зусилля складає 10 %. 3. При відбортуванні зпрофільованої заготовки виникають значні осьові і тангенційні розтягувальні напруження, які приводять до вичерпання ресурсу пластичності zdeформованого металу і неможливості виконання подальшого потоншення для збільшення висоти циліндричної частини заготовки. 4. Встановлені розподіли інтенсивності деформацій та ступінь використання ресурсу пластичності zdeформованого металу для прогнозування надійності і довговічності з'єднань деталей, які отримані відбортуванням, з іншими виробами за допомогою різьби та зварювання.

Список літератури. 1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке // Романовский В.П. – 6-е изд., перераб. и доп. – Л: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 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// Аверкиев Ю.А. ; Издательство Ростовского университета , 1984, – 288 с. 4. Калюжний О.В. Прогнозування та забезпечення якості виробів в процесах відбортування / О.В. Калюжний // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». – Харків; 32'2009 р. –С. 118 – 122. 5. Калюжний О.В. Спосіб відбортування отворів // О.В. Калюжний, С.А. Пахолко, І.П. Куліков. Патент України на корисну модель №69344 МПК 21D 26/02, заявка u201112215 від 18.10.2011, опубл.25.04.2012, бюл. №8/2012.

Надійшла до редколегії 23.09.2012

УДК 621.9

Вплив геометричної форми пуансону на відбортування круглих отворів у зпрофільованій заготовці / Калюжний В.Л., Куліков І.П. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С. 50-55. – Библиогр.: 5.

Методом конечных элементов изучено влияние формы пуансонов на отбортовку круглого отверстия в спрофилированной заготовке из малоуглеродистой стали. Для отбортовки плоским, конусным, сферическим и параболическим пуансонами определены энергосиловые режимы, напряжения при максимальном усилии отбортовки, форма и размеры отбортованных деталей. Установлены распределения интенсивности деформаций та ресурс пластичности в деформированном металле. Для отбортовки отверстий в спрофилированной заготовке рекомендовано использовать сферический пуансон.

Ключевые слова: отбортовка круглых отверстий, форма пуансона, энергосиловые режимы деформирования, конечные форма и размеры изделий.

Effect of the puncheon form on flanging round holes in low-carbon profiled preform is studied by FEM analysis. For flanging by flat, conic, spherical and parabolic punches define power regimes, stresses at the maximum flanging effort, the form and the sizes of the flanged details. Distributions of intensity of deformations and a plasticity resource in the deformed metal are established. For holes flanging in profiled preform it is recommended to use a spherical punch.

Keywords: round holes flanging, the puncheon form, power regimes of deformation, final form and the size of details.

УДК 621.9

О.В. КАЛЮЖНИЙ, канд. техн. наук, ст. викладач, НТУУ «КПІ», Київ

ВПЛИВ КОЕФІЦІЄНТА ВІДБОРТУВАННЯ НА СИЛОВІ РЕЖИМИ І ЯКІСТЬ ВИРОБІВ ПРИ ВІДБОРТУВАННІ КРУГЛИХ ОТВОРІВ В ТРАДИЦІЙНІЙ ТА В ЗПРОФІЛЬОВАНІЙ ЛИСТОВІЙ ЗАГОТОВЦІ

В статті розглянуто визначення розрахунковим шляхом впливу коефіцієнта відборткування на силові режими та якість виробів при відборткуванні круглих отворів сферичним пуансоном в традиційній і зпрофільованій листовій заготовці. Встановлено, що зусилля і робота деформації при відборткуванні зпрофільованих заготовок більші, чим при відборткуванні традиційних заготовок. Збільшення коефіцієнта відборткування приводить до зменшення різниці між максимальними величинами зусилля формоутворення виробів.

Ключові слова: відборткування, зпрофільована заготовка, напружено-деформований стан, стінка постійної товщини.

Вступ. Відборткування отворів у листових заготовках – широко розповсюджена формоутворююча операція холодного листового штампування. Завдяки відборткуванню можливе збільшення висоти деталей, які отримують витягуванням, а також забезпечуються роз'ємні і нероз'ємні з'єднання відборткованих деталей з іншими виробами. При відборткуванні отворів різноманітної конфігурації у традиційних листових заготовках (постійної товщини) має місце потоншення здеформованої стінки починаючи з радіусу заокруглення матриці до торця, де величина потоншення найбільша. Виникнення потоншення приводить до зменшення якості виробів, які отримані витягуванням з подальшим відборткуванням донної частини для збільшення висоти стінки та надійності і довговічності з'єднань відборткованих деталей з іншими виробами. При проектуванні технології відборткування розрахунки зводяться до визначення коефіцієнта відборткування та зусилля деформування [1-3]. Практично відсутні дані про зміну товщини по висоті відборткованої стінки, зміцненню здеформованого металу та кінцеву форму виробу (відомо, що при малих коефіцієнтах відборткування має місце крім потоншення викривлення стінки після формоутворення [4].

Для усунення дефектів у вигляді потоншення і викривлення стінки після відборткування був запропонований спосіб відборткування [5], сутність якого полягає в відборткуванні отворів у попередньо зпрофільованій заготовці. Профілювання забезпечує отримання потовщення частини заготовки, яка потім відбортковується, а після відборткування вказане потовщення приводить до формоутворення стінки необхідної товщини. Потовщення виконується завдяки формоутворенню отвору видавлюванням або штампуванням обкочуванням. Метал із осередку деформації перетікає в стінку заготовки і товщина стінки збільшується до необхідної величини.

Тому актуальною задачею є визначення впливу коефіцієнта відборткування на енергосилові режими деформування, точність виробів, зміцнення здеформованого металу як при відборткуванні традиційної так і відборткуванні зпрофільованої заготовки.

Мета роботи. Метою роботи є визначення розрахунковим шляхом впливу коефіцієнта відборткування на силові режими та якість виробів при відборткуванні круглих отворів сферичним пуансоном в традиційній і зпрофільованій листовій заготовці.

Результати досліджень. Розрахунковий аналіз традиційного відборткування круглих отворів у листовій заготовці та відборткування таких отворів в зпрофільованій заготовці проводився методом скінченних елементів (МСЕ). Метал вважався ізотопним, пружно-пластичним зі зміцненням. В МСЕ використаний спосіб початкових напружень, який дозволяє врахувати при холодному формотворенні відборткуванням розвантаження і визначити кінцеві розміри виробів. При моделюванні також враховані: складна геометрія

© О. В. Калюжний, 2012

деформуючого інструменту, який був абсолютно жорстким; тертя на контактуючих поверхнях між металом і деформуючим інструментом; можливість руйнування металу при холодній формозміні з урахуванням експериментальної діаграми пластичності при визначенні ступеню використання ресурсу пластичності.

Розрахункові схеми для аналізу відборткування круглих отворів в традиційній та зпрофільованій заготовках показані на рис. 1. Задача вісесиметрична, наведені позначення на половині заготовок і деформуючого інструменту. Матеріал заготовки – мало вуглецева сталь. На рис. 1а зображено положення перед відборткуванням традиційної заготовки. На матриці 1, яка має отвір радіусом R_m і радіус заокруглення r , встановлена заготовка 2 товщиною S_o з попередньо виконаним отвором радіусом R_o та зафіксована притискачем 3. Відборткування виконується пуансоном 4, що має сферичну і циліндричну частини однакового радіусу: $R=R_{п}$. На рис. 1б показане вихідне положення при відборткуванні зпрофільованої заготовки, яка має отвір радіусом R_o , профіль товщиною $S_{п}$ під кутом α , причому вказана товщина лінійно зменшується до вихідної товщини S_o на радіусі заготовки R_1 : $R_1 = R_m + r$. Кут α при розрахунках підбирався таким чином, щоб забезпечити рівний торець відборткованої частини заготовки.

Розміри заготовки і деформуючого інструменту для відборткування традиційної заготовки наведені в таблиці 1. Основний показником для розрахунку можливості відборткування є коефіцієнт відборткування k_b [1], що визначається як відношення діаметра отвору D_o до відборткування до діаметра відборткованої частини по середині товщини стінки. В прийнятих позначеннях (див. рис. 1) $k = D_o / (D - S_o)$. Коефіцієнт відборткування залежить від величини D_o / S_o .

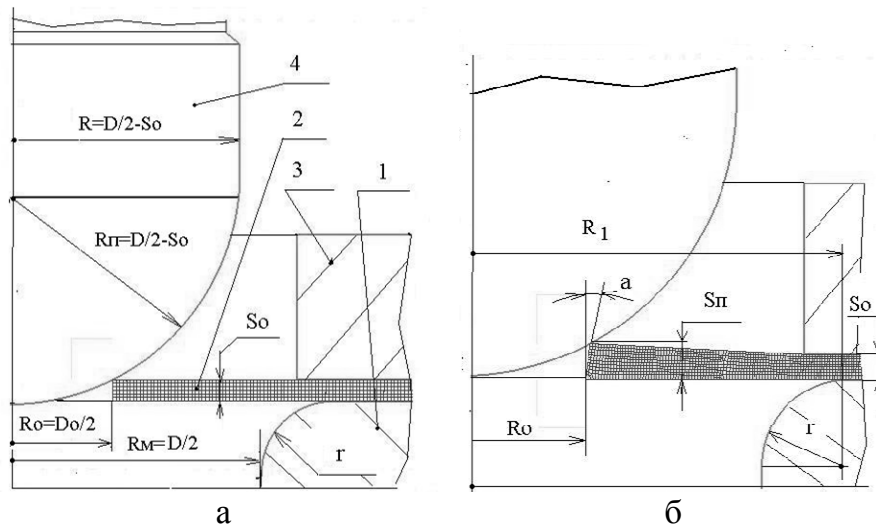


Рис. 1. – Розрахункова схема відборткування: а – відборткування традиційної заготовки, б – відборткування зпрофільованої заготовки

Таблиця 1. – Розміри заготовки і інструменту для відборткування традиційної заготовки

D_o , мм	26,9	30,15	33,5	43,5	46,9
S_o , мм	3	3	3	3	3
r , мм	10	10	10	10	10
D , мм	70	70	70	70	70
D_o / S_o	9	10	11,2	14,5	15,6
k_b	0,4	0,45	0,5	0,65	0,7

Додаткові розміри для відборткування зпрофільованої заготовки при різних значеннях коефіцієнта k приведені в табл. 2.

Таблиця 2. – Додаткові розміри для відбортуння зпрофільованої заготовки

k	0,4	0,45	0,5	0,65	0,7
R ₁ , мм	41	41	41	41	41
S _п , мм	4,6	4,4	4,12	3,65	3,55
α, град.	4,5	4	3,5	2	1,5

На рис. 2 зображені розрахункові залежності зусилля відбортуння від переміщення пуансону, які отримані при відбортунні зпрофільованої заготовки («зпр») і традиційної заготовки («тр») з різними значеннями коефіцієнта відбортуння k. У всіх розглянутих випадках зусилля деформування зпрофільованої заготовки більше чим традиційної. Зі збільшенням коефіцієнта k енергосилові режими відбортуння зменшуються.

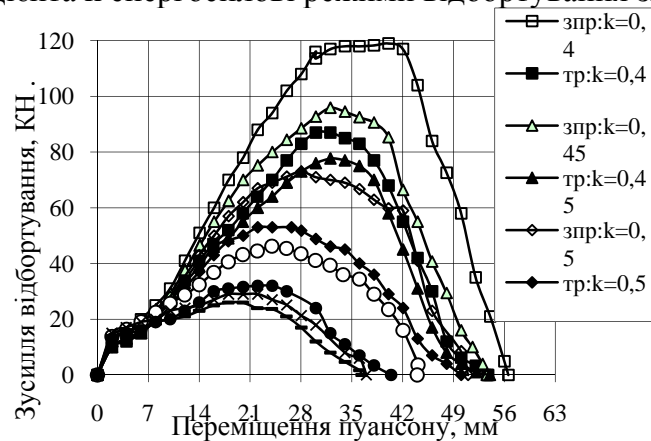


Рис. 2. – Залежність зусилля відбортуння від переміщення пуансону

На рис. 3 показані залежності максимальної величини зусилля відбортуння від коефіцієнта відбортуння при відбортунні зпрофільованої і традиційної заготовки. Зростання коефіцієнта k приводить до зменшення різниці в максимальних значеннях зусилля. Це пов'язано із зменшенням об'єму металу, де має місце осередок деформації при формоутворенні. Загальний вигляд виробів в розрізі, які отримані відбортунням отворів в традиційній і зпрофільованій заготовках з коефіцієнтом k=0,45 показані на рис. 4. При відбортунні традиційної заготовки відбувається потоншення і викривлення стінки відбортунної частини (рис. 4, а). Використання зпрофільованої заготовки забезпечує постійну товщину відбортунної стінки та виключає викривлення (рис. 4, б).

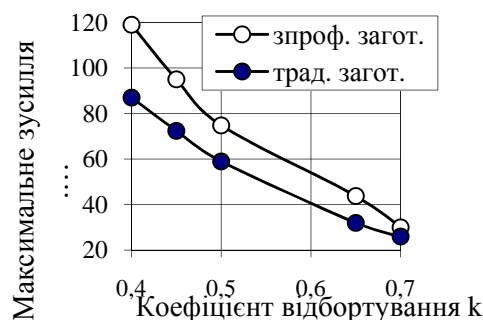


Рис. 3. – Залежність максимального зусилля відбортуння від коефіцієнта відбортуння

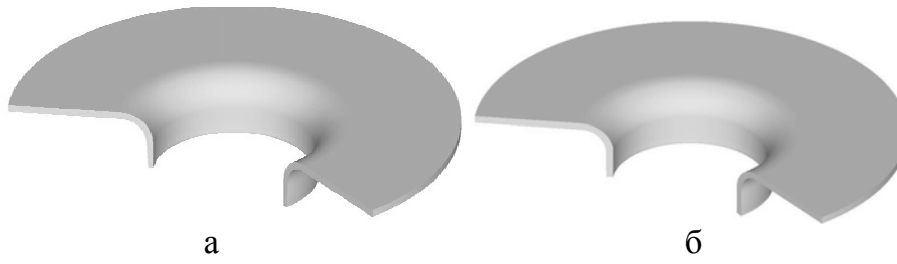


Рис. 4. – Загальний вигляд виробів, які отримані відсортуванням:
а - традиційної заготовки; б - зпрофільованої заготовки

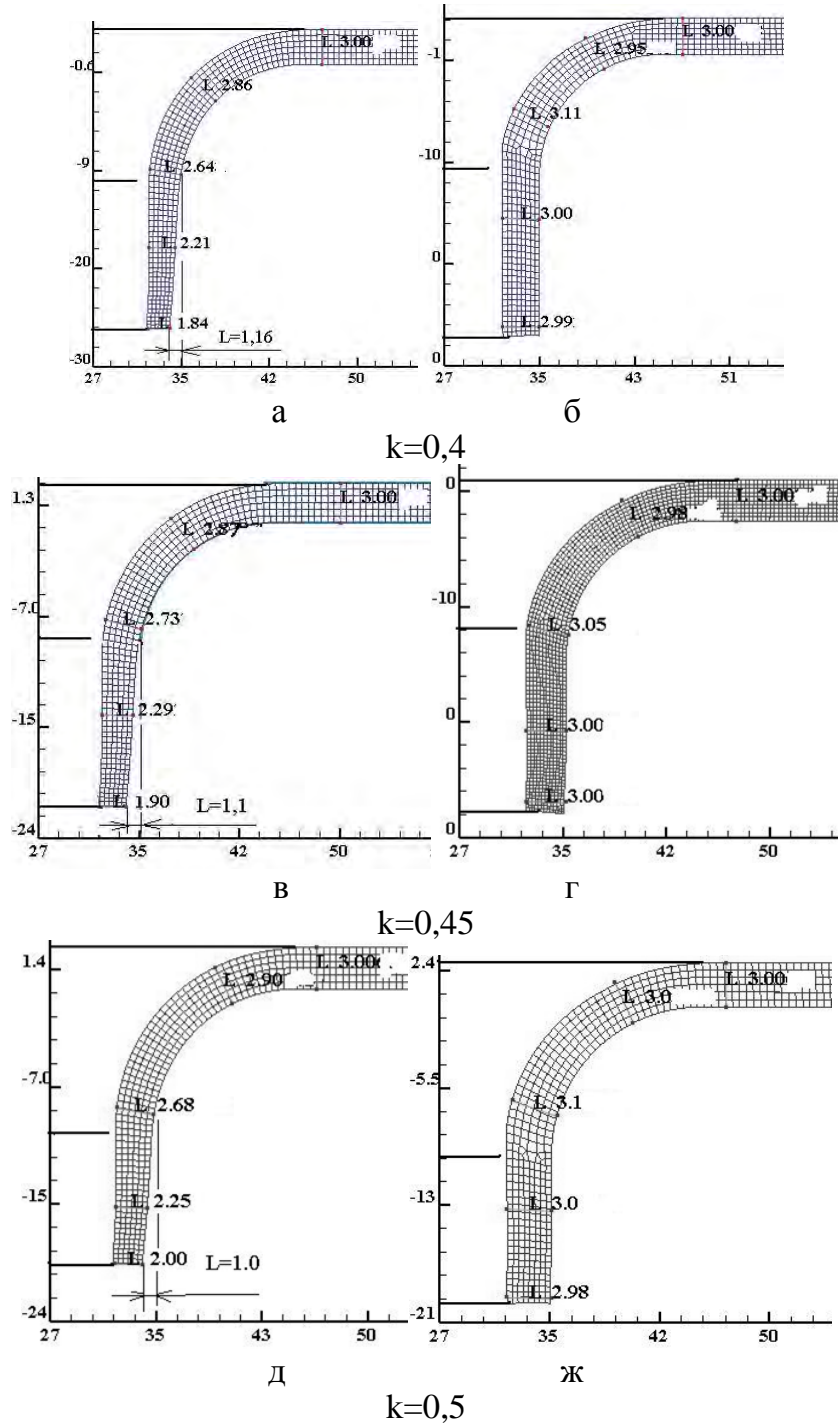


Рис. 5. – Розміри L (мм) zdeформованих частин заготовок, які отримані відбортуванням традиційної заготовки (а, в, д) та зпрофільованої заготовки (б, г, ж) з коефіцієнтами відбортування 0,4; 0,45; 0,5

Вище було відмічено, що відбортована стінка повинна бути рівною і без потоншення, що суттєво підвищить надійність і довговічність металевих конструкцій. Тому важливо на етапі проектування технології відбортування визначати кінцеві розміри відбортованої частини. На рис. 5 і 6 наведені розміри zdeформованих частин при відбортуванні традиційної та зпрофільованої заготовок з різним коефіцієнтом відбортування. При відбортуванні традиційної заготовки для всіх розглянутих величин коефіцієнта k відбувається потоншення стінки, починаючи з радіусу заокруглення матриці, та викривлення zdeформованої частини. Причому, зі збільшенням коефіцієнта відбортування, величина викривлення і потоншення стінки зменшуються. При відбортуванні з $k=0,4$ товщина стінки зменшується з 3 мм на початку радіусу заокруглення матриці до 1,84 мм на торці відбортованої частини, а величина викривлення складає 1,16 мм. Формоутворення з $k=0,7$ забезпечує отримання виробу з мінімальною товщиною стінки 2,5 мм і викривленням 0,5 мм. Розміри по осях - в міліметрах

По результатах розрахунків відбортування круглих отворів у зпрофільованій заготовці встановлено, що запропонований профіль заготовки з максимальною товщиною $S_{\text{п}}$ біля краю отвору і подальшим зменшенням товщини по лінійному закону до радіусу заготовки, який відповідає початку радіусу заокруглення матриці (див. рис. 1), забезпечує отримання zdeформованої частини заготовки з постійною товщиною стінки, яка практично дорівнює товщині вихідної заготовки S_0 . При відбортуванні заготовок з $k=0,4$ до $k=0,7$ товщина стінки zdeформованої частини заготовки відрізняється від вихідної товщини 3 мм на соті долі міліметра. Також виключене викривлення стінки.

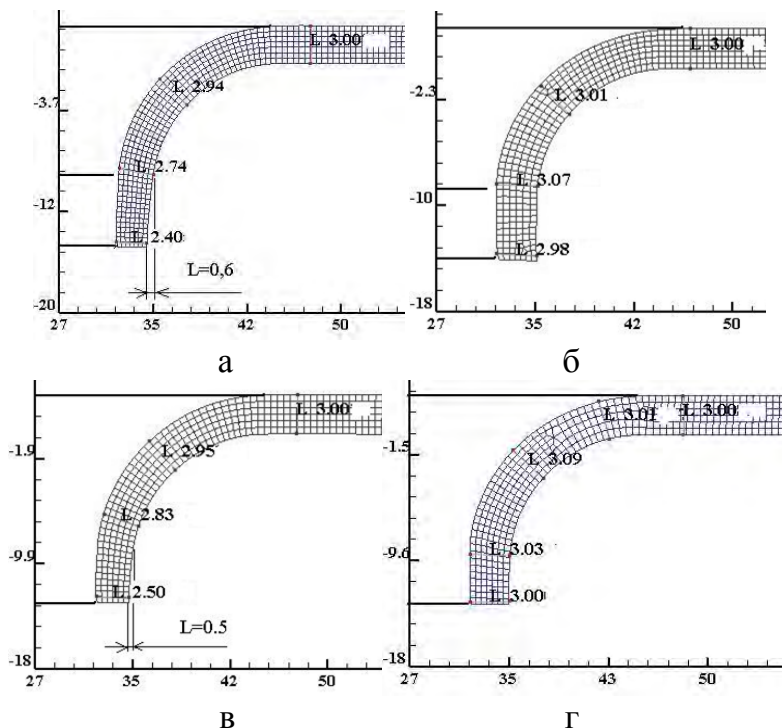


Рис. 6. – Розміри L в міліметрах zdeформованих частин заготовок, які отримані відбортуванням традиційної заготовки (а, в) та зпрофільованої заготовки (б, г) з коефіцієнтами відбортування 0,65 і 0,7)

До показників якості виробів, що отримують відбортуванням, відносять величину зміцнення zdeформованого металу, яку можна визначати по розподілу накопиченої інтенсивності деформацій та використання експериментальної діаграми істинних напружень. По величині зміцнення є можливість прогнозувати надійність і довговічність з'єднань за допомогою різьби та зварювання деталей, які отримані відбортуванням, з іншими виробами. Наступний показник – це ступінь використання ресурсу пластичності zdeформова-

ного металу. Від дозволяє оцінити можливість подальшого деформування потоншенням відбортованої стінки для збільшення її висоти.

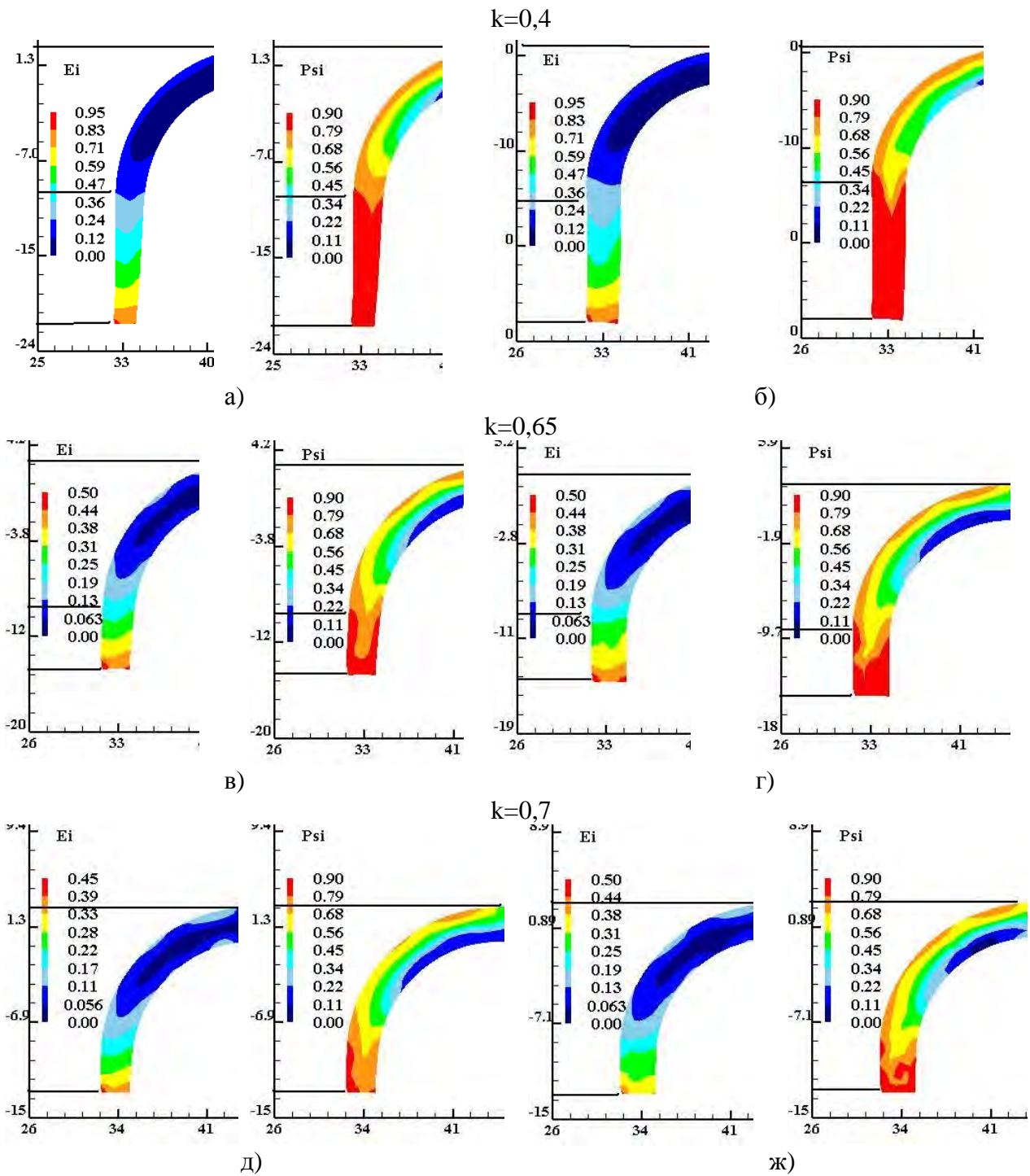


Рис. 7. – Розподіл інтенсивності деформацій ϵ_i (E_i) та ступеню використання ресурсу пластичності ψ (Ψ) в відбортованих стінках з різним коефіцієнтом k : а, в, д – відбортування традиційної заготовки; б, г, ж – відбортування профільної заготовки

Моделювання за допомогою МСЕ відбортування традиційної і зпрофільованої заготовки дозволило визначити напружено-деформований стан при формоутворенні та встановити розподіли інтенсивності деформацій ϵ_i та ступінь використання ресурсу пластичності ψ по об'єму здеформованої заготовки. На рис. 7 приведені розподіли ϵ_i і ψ при відбортуванні традиційної та зпрофільованої заготовки з різними коефіцієнтами відбор-

тування k . При відбортуванні традиційної і профільної заготовок з $k=0,4-0,6$ завдяки однаковому (по розподілу ε_i) пропрацюванню структури металу холодною пластичною деформацією ресурс пластичності практично вичерпується по всій висоті циліндричної частини відбортованої стінки. Тому подальше використання способів деформування вказаної частини не можливе. Результати моделювання підтверджуються даними роботи [1] по розрахунковим коефіцієнтам відбортування для способу відбортування сферичним пуансоном. При відбортуванні зпрофільованої заготовки з коефіцієнтом відбортування більше 0,6 на торці zdeформованої частини заготовки ресурс пластичності вичерпується в більшому об'ємі, чим при традиційній заготовці. Це пов'язано з товщиною вихідної зпрофільованої заготовки. Відбортовані деталі, які отримані при $k>0,6$, можна виконувати подальшим холодним деформуванням потоншення zdeформованої стінки для збільшення її висоти.

Висновки. 1. Запропонований спосіб відбортування отворів у листових, що забезпечує отримання відбортованої стінки з постійною товщиною, яка не менше за товщину вихідної заготовки. Для цього необхідне профілювання вихідної заготовки шляхом збільшення товщини вихідної заготовки навколо отвору.

2. Методом скінченних елементів проведено моделювання процесів відбортування круглих отворів у традиційних та зпрофільованих листових заготовках з різним коефіцієнтом відбортування. Встановлені енергосилові режими формоутворення, кінцеві форми і розміри виробів, напружено-деформований стан та ступінь використання ресурсу пластичності zdeформованого металу.

3. Встановлено, що зусилля і робота деформації при відбортуванні зпрофільованих заготовок більші, чим при відбортуванні традиційних заготовок. Збільшення коефіцієнта відбортування приводить до зменшення різниці між максимальними величинами зусилля формоутворення виробів.

4. Виявлені форма і розміри виробів після відбортування. При відбортуванні традиційної заготовки для коефіцієнтів відбортування від 0,4 до 0,7 встановлені величини потоншення та викривлення відбортованих стінок. Для вказаних коефіцієнтів використання зпрофільованих заготовок забезпечує постійну товщину та виключає викривлення zdeформованого металу.

5. Розрахунком встановлені величини ступеня використання ресурсу пластичності zdeформованого металу. При коефіцієнтах відбортування більше 0,6 можливе подальше деформування відбортованих стінок без проведення відпалу для збільшення висоти виробу.

Список літератури: 1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – 6-е изд., пераб. и доп. // В.П. Романовский. – Л.: 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. Калюжний О.В. Прогнозування та забезпечення якості виробів в процесах відбортування / О.В. Калюжний // Вестник Национального технического университета «ХПИ». – Харьков; 32'2009 р. – С. 118 – 122. 5. Калюжний О.В. Спосіб відбортування отворів // О.В. Калюжний, С.А. Пахолко, І.П. Куліков. Патент України на корисну модель №69344 МПК 21D 26/02, заявка u201112215 від 18.10.2011, опубл.25.04.2012, бюл. №8/2012.

Надійшла до редколегії 10.10.2012.

УДК 621.9

Вплив коефіцієнта відбортування на силові режими і якість виробів при відбортуванні круглих отворів в традиційній та в зпрофільованій листовій заготовці / Калюжний О.В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С.56-62. – Библиогр.: 5 назв.

В статье рассмотрено определение расчетным путем влияния коэффициента отбортовки на силовые режимы и качество изделий при отбортовке круглых отверстий сферическим пуансоном в традиционной и спрофилированной листовой заготовке. Установлено, что усилие и работа деформации при отбортовке спрофилированных заготовок больше чем при отбортовке традиционных заготовок. Увеличение коэффициента отбортовки приводит к уменьшению разницы между максимальными величинами усилия формообразования изделий.

Ключевые слова: отбортовка, спрофилированная заготовка, напряженно-деформированное состояние, стенка постоянной толщины.

In article definition of the flanging coefficient effect on force regimes and quality of details is observed at flanging of round holes by the spherical punch in traditional and profiled sheet preform. It is determined that the force and energy of deformation of the flanging process profiled preforms is more than at flanging of traditional preforms. Increase of a flanging coefficient leads to variance decrease between the maximum magnitudes of force of manufacture of details.

Keywords: flanging, profiled preform, strain-stress state, constant thickness walls.

УДК 621.7.044

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

Ю. В. ПРОЦАН, руководитель системного проектирования энергоустановок, ЛА-ВЭ, Днепропетровск

КОНЦЕПЦИЯ ЭЛЕКТРОГИДРАВЛИЧЕСКОГО ПРЕССА С ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СИСТЕМОЙ УПРАВЛЕНИЯ

Выполнен анализ факторов, которые вызывают нестабильность формообразования листовых деталей при электрогидроимпульсной штамповке (ЭГШ), а также способы решения этой проблемы. Сформулирована концепция пресса ЭГШ с интеллектуальной системой управления, предполагающая использование обратной связи – системы определения формы заготовки на последовательных этапах формообразования.

Ключевые слова: электрогидроимпульсная штамповка, интеллектуальная система управления

Введение. Технология ЭГШ доказала свою высокую эффективность в условиях единичного и мелкосерийного производства, а также для среднесерийного производства. При этом положительный результат достигается за счет упрощенной технологической оснастки, коротких сроков технологической подготовки производства. Однако широкое применение ЭГШ в промышленности сдерживается наличием некоторых ограничений, присущих этой технологии, а также недостатком и даже отсутствием специальной литературы и справочников по отладке оборудования и процессов ЭГШ, отсутствием на предприятиях специалистов по этому способу штамповки.

Анализ проблемы. В целом ограничения технологии ЭГШ связаны с нестабильностью полей давления, генерируемых каналом разряда. Нестабильность проявляется в двух аспектах: неравномерность распределения давления по поверхности заготовки и малая повторяемость этого распределения от разряда к разряду. Естественно, такая нестабильность в силовом нагружении приводит к нестабильности процесса формообразования листовой детали.

Нестабильность полей давления связана, прежде всего, с нестабильностью электрических параметров разряда в жидкости, инициируемого высоковольтным пробоем. Влияние оказывают состояние разрядных поверхностей, степень изношенности изоляторов электродов, переменная электрическая проводимость среды в межэлектродном промежутке. Кроме этого, как показали исследования [1], длина канала разряда примерно в 2 раза превышает величину межэлектродного расстояния, при этом положение канала непредсказуемо. Канал разряда может занимать любое положение в объеме эллипсоидной формы между рабочими концами электродов. В зависимости от расположения канала разряда электроды могут создавать зоны «затенения» на поверхности заготовки для распространения ударных волн и гидротоков от парогазовой полости.

Важную роль играет износ рабочих поверхностей электродов. От разряда к разря-

ду происходит эрозионный износ разрядных поверхностей электродов, острые кромки положительного электрода скругляются, уменьшается напряженность электрического

© М. К. Князев, Ю. В. Процан, 2012

поля в межэлектродном промежутке и увеличивается предпробойное время и соответствующие потери, снижается его гидравлический к.п.д., то есть меньшее количество энергии переходит в энергию силовых факторов разряда.

По мере деформирования листовой заготовки в полость матрицы увеличивается расстояния до канала разряда, проявляются новые поверхности (например, боковые стенки матрицы), которые были закрыты плоской заготовкой и которые начинают оказывать влияние на распределение импульсного давления при взаимодействии и ударными волнами и гидропотоками. Увеличивается также рабочий объем, что снижает величину квазистатического давления при той же энергии разряда.

Существует также ряд факторов, связанных с объектом обработки – листовой заготовкой, которые также имеют характер нестабильности: неравномерность вытяжки фланца по контуру заготовки, анизотропия свойств материала заготовки, непостоянность и неравномерность коэффициента трения по протяжным поверхностям штампов, неравномерность прижимного давления из-за неточностей изготовления штампов и другие.

Действие всех указанных факторов и других не упомянутых приводит к неповторяемости, нестабильности процесса деформирования заготовки и формообразования листовой детали.

Цель и задачи исследований. В настоящее время проблема нестабильности штамповки решается различными путями. Конечно, на стадии отработки процесса формообразования выполняют оптимизацию формы и размеров заготовки, ширины ее фланцев на различных участках, положения заготовки относительно контура полости матрицы.

В отношении нагружения реализуются два пути решения. В первом варианте производят расчетное количество разрядов, раскрывают штамповую оснастку и определяют степень завершенности формообразования детали, определяют дополнительное количество разрядов и выполняют доштамповку. Такие «итерации» зачастую проводят несколько раз до завершения процесса формообразования листовой детали. Такое решение приводит к значительному увеличению длительности процесса штамповки, требует постоянного участия высококвалифицированного специалиста, обладающего большим практическим опытом в ЭГШ, и не гарантирует 100-процентного качества всех изделий из-за возможных ошибок в принятии технологических решений.

При втором подходе используют предварительные результаты по отладке процесса формообразования. Основываясь на них, назначают заведомо большее количество и энергию разрядов с тем, чтобы гарантированно получать качественные детали. При штамповке партии деталей ухудшение эффективности разрядов (из-за износа электродов) и недоштамповку изделий компенсируют дальнейшим увеличением количества разрядов и/или увеличением их энергии. Это решение приводит к некоторому увеличению длительности обработки и значительному перерасходу электроэнергии на единицу изделия, нерациональному расходу ресурса электродов, разрядного узла, пресса ЭГШ в целом, более быстрому износу штампа.

Исходя из проведенного анализа, можно определить цель исследования как повышение качества листовых изделий, снижение затрат на их производство, сохранение ресурса оборудования ЭГШ за счет совершенствования способов контроля формы заготовки на промежуточных и окончательном этапах формообразования, оптимизации управления полями нагружения на всех этапах формообразования, оптимизации процессов штамповки.

Поставленную цель можно достичь путем решения следующих задач: разработка и исследование датчиков для определения формы заготовки, разработка и исследование системы определения формы заготовки без раскрытия штамповой оснастки, обобщение и

формализация опыта штамповки листовых деталей различных классов и их типовых элементов, разработка алгоритмов управления полями нагружения в зависимости от формы заготовки и положения ее фланцев, разработка программного обеспечения для системы управления прессом ЭГШ без участия оператора, реализация и исследование системы управления.

Предлагаемая концепция пресса ЭГШ. Для решения задачи определения формы заготовки без раскрытия штамповой оснастки необходимы датчики, способные надежно работать в тяжелых условиях импульсного нагружения, загрязнения смазочными материалами, высокой влажности. Известные конструкции датчиков (оптические, лазерные, пневматические и другие) не в состоянии обеспечить решение поставленной задачи. В настоящей работе предлагается использовать пьезодатчики, которые при соответствующем конструктивном исполнении узла крепления могут выдержать большое количество импульсных нагружений и надежно генерировать сигналы в систему определения формы заготовки. Датчики встраивают в корпус матрицы в определенных характерных местах с таким расчетом, чтобы их сигналы давали наиболее полную информацию о форме заготовки

Для достаточно точного определения формы заготовки на различных этапах формообразования необходимое количество датчиков может составлять примерно 5-20 штук и более в зависимости от габаритов и формы листовой детали. В настоящее время разработаны конструкции датчиков и намечен план экспериментальных исследований.

Система определения формы заготовки должна обеспечить распознавание полезных сигналов, отделять их от шумов, выполнять построение криволинейной поверхности заготовки с помощью сплайнов по координатам точечных датчиков и с учетом 3D модели поверхности матрицы. В аппаратном отношении система включает в себя датчики, линии передачи сигналов, устройства защиты, компьютер. В программном отношении система содержит подсистему распознавания полезных сигналов, подсистемы построения 3D моделей и их визуализации.

Как упоминалось выше эффективность разрядов и, соответственно, распределение давления по поверхности заготовки существенно зависят от состояния электродов. Подсистема контроля состояния электродов собирает информацию о разрядном токе и напряжении с каждого подключенного электрода при каждом разряде. Для каждого электрода накапливается информация об изменениях в эффективности разрядов и передается в специальную программу управления.

Предлагаемая интеллектуальная система управления [2] должна обеспечить автоматическую корректировку количества и напряжения разрядов, а для многоэлектродных прессов – также количество и конфигурацию подключенных электродов. Для этого необходима обратная связь – определение формы заготовки на последовательных этапах формообразования, а также подсистема контроля состояния электродов. Информация, которая поступает от датчиков и подсистем, обрабатывается специальной компьютерной программой и система выдает управляющие сигналы по оптимизации процесса формообразования без участия оператора.

Программа обработки данных обратной связи и управления прессом ЭГШ строится на применении алгоритмов «нечеткой логики», позволяющих проанализировать состояние заготовки после произведенного разряда, оптимизировать поле нагружения для последующего разряда, рассчитать зарядную энергию для каждого подключенного электрода и, тем самым, реализовать общий план изготовления качественного листового изделия, разработанный технологом.

Выводы. В данной работе предложенная концепция «умного» электрогидравлического пресса описана схематично. Для своей реализации она требует более детальной проработки, проведения целого комплекса проектировочных работ, изготовления компонентов, разработки алгоритмов обработки данных, выполнения программирования и ис-

следовательских работ. Особое внимание здесь следует уделить разработке и изготовлению датчиков для определения формы заготовки в полости матрицы и положения фланцев на протяжных поверхностях, так как они являются ключевыми элементами для успешной реализации этого проекта.

Список литературы: 1. *Наугольных, К.А.* Электрические разряды в воде [Текст] / *К.А. Наугольных, Н.А. Рой.* – М.: Наука, 1971. – 155 с. 2. *Князев, М.К.* Формирование требований к системе управления прессом для электрогидроимпульсной листовой штамповки [Текст] / *М.К. Князев, Ю.В. Процан* // XVII Международный конгресс двигателестроителей 14-19 сентября 2012 г.: тез. докл. – Харьков: Нац. аэрокосмический ун-т “Харьк. авиац. ин-т”, 2012. – С. 143.

Надійшла до редколегії 10.10.2012.

УДК 621.7.044

Концепция электрогидравлического прессы с интеллектуальной системой управления / Князев М. К., Процан Ю. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С. –63-66. – Бібліогр.: 2 назв.

Виконано аналіз факторів, що викликають нестабільність формоутворення листових деталей при електрогідроімпульсному штампуванні (ЕГШ), а також способи вирішення цієї проблеми. Сформульовано концепцію пресу ЕГШ з інтелектуальною системою управління, що передбачає застосування зворотного зв'язку – системи вимірювання форми заготовки на послідовних етапах формоутворення.

Ключові слова: електрогідроімпульсне штампування, інтелектуальна система управління.

Analyses of factors that cause instability of sheet parts forming at electrohydraulic impulse forming (EHF) as well as methods for solution of this problem are performed. Conception of an EHF press with intelligent control system that includes feedback – measurement system of a sheet blank shape along sequent forming stages is formulated.

Keywords: electrohydraulic impact forming, intelligent control system

УДК 621.73.06-52

О. А. КОВАЛЕНКО, ст. преподаватель, ДонГТУ, Алчевск
П. В. БОРОВИК, канд. техн. наук, доц., ДонГТУ, Алчевск

АНАЛИЗ ИСХОДНОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ИНСТРУМЕНТА ПРИ УПРОЧНЕНИИ ВАНАДИЕМ МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ

В результате обработки экспериментальных данных по определению качества поверхностных слоев стали У8А, упрочненной электроискровым легированием, получены зависимости механических свойств упрочненной поверхности, глубины, слоя от исходной шероховатости поверхности до нанесения покрытия. При проведении моделирования напряженно – деформированного состояния рабочих кромок разделительных штампов методом конечных элементов получены зависимости напряжений, возникающих на поверхности режущих кромок разделительных штампов при различной исходной шероховатости.

Ключевые слова: шероховатость поверхности, напряженно-деформированное состояние, микротвердость, модуль нормальной упругости, упрочнение электроискровым легированием, глубина слоя.

Достижение высокой прочности и износостойкости поверхности рабочих деталей штампов в большой степени зависит от исходных свойств поверхностных слоев, сформированных при их изготовлении с помощью упрочняющих технологий, в частности методами электроискрового легирования.

Одним из факторов, определяющих стойкость инструмента, принято считать в первую очередь микротвердость упрочненной поверхности, которая непосредственно зависит от микроструктуры слоя. Кроме того, в процессе эксплуатации существенное влияние на процессы изнашивания оказывает и шероховатость полученной поверхности (особенно на первых этапах приработки инструмента). Общепринятым считается тот

факт, что шероховатость обработанной поверхности должна быть как можно меньше [1, 2 и др.]. Однако в работах [3, 4] авторами рассматривается вопрос о специальном созда-

© О. А. Коваленко., Боровик П. В. , 2012

нии определенной шероховатости (при нанесении рисок с определенными размерами и направлением на рабочую поверхность инструмента – пуансона), что приводит к повышению стойкости.

При проведении работ по упрочнению поверхности стали У8А методом электроискрового легирования ванадием на себя обратил внимание тот факт, что при достаточно низких значениях исходной шероховатости поверхности материала перед обработкой конечная шероховатость получается высокой. Затем по мере увеличения исходной шероховатости конечная шероховатость снижается до значений 4,5- 5,0 мкм, а затем снова происходит ее увеличение (рис. 1).

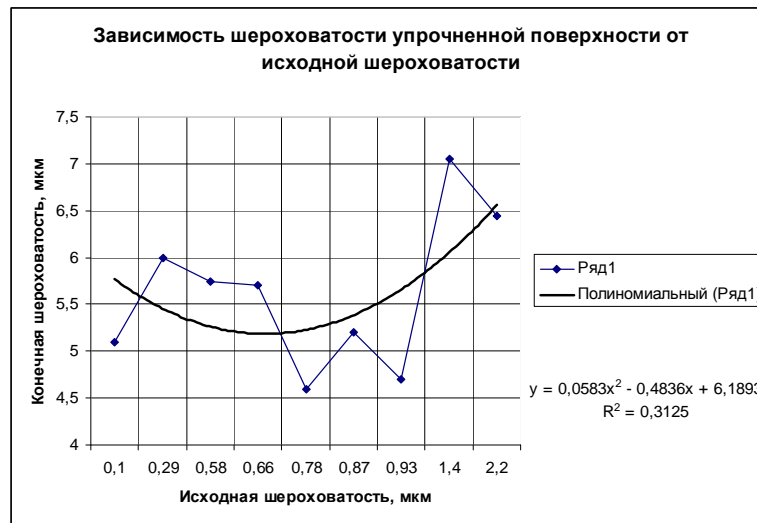


Рис 1. – Зависимость шероховатости упрочненной поверхности от исходной шероховатости

Это может быть связано с тем, что при высокой исходной шероховатости происходит заполнение неровностей расплавленным материалом анода. В свою очередь на гладкой поверхности при электроискровом легировании образуются неровности, вызванные расплавлением и кристаллизацией материала анода, что приводит к ухудшению качества поверхности [5].

Таким образом, можно предположить, что при получении слоев с различной шероховатостью поверхности, различными могут быть структурные и механические характеристики упрочненной поверхности, которые влияют на формирование напряженно-деформированного состояния (НДС) рабочей поверхности инструмента в процессе выполнения разделительных операций.

Целью данной работы является исследование влияния исходной шероховатости материала, упрочняемого ванадием методом электроискрового легирования на напряженно-деформированное состояние инструмента в процессе эксплуатации с учетом формирования поверхностного слоя и его механических характеристик.

Для достижения указанной цели производилась оценка НДС инструмента, с нанесенным упрочняющим покрытием на базе моделирования методом конечных элементов. Для проведения такой оценки была разработана конечно-элементная математическая модель с использованием программного комплекса Abaqus, описание которой приведено в работах [6, 7].

При оценке НДС рабочих поверхностей пуансона и матрицы во внимание принимались:

- исходная и конечная шероховатость упрочненной поверхности;
- микротвердость поверхностного слоя и, ее распределение по всей глубине слоя;
- величины участков упрочненного слоя – нетравящейся «белой» зоны, зоны с высокой твердостью и модулем упругости и переходной зоны.

По результатам проводившихся ранее исследований [5, 8] было установлено, что величина микротвердости для разных значений шероховатости существенно отличается друг от друга (рисунок 2) и имеет максимальные значения при исходной шероховатости – 0,7 – 0,95 мкм. Изменение микротвердости в этом случае может быть связано с качеством полученного упрочненного слоя – его сплошностью, структурой, пористостью.



Рис 2. – Зависимость микротвердости от исходной шероховатости обрабатываемой поверхности

На процесс изнашивания оказывает влияние не только рабочая поверхность упрочненного инструмента, но и весь упрочненный слой в целом, который можно условно разбить на три участка, перечисленные выше. Структура, свойства и роль каждого из этих участков в создании НДС различны. Так, например, «белый» нетравящийся участок обладает максимальной твердостью и его функция защитить рабочую поверхность от износа на первом этапе приработки. Участок с высокой твердостью и модулем упругости замедляет износ на второй стадии – стадии замедленного износа. Для всех участков упрочненного слоя можно проследить некоторые закономерности. С одной стороны, при исходной шероховатости 0,7 – 0,95 мкм величины участков с высокой твердостью и нетравящихся участков меньше, чем при других шероховатостях. Однако для указанной шероховатости больше процент переходной зоны, в которой в процессе эксплуатации происходит частичное перераспределение напряжений, что положительно сказывается на износостойкости материала (рисунок 3).

Перечисленные выше факторы в конечном итоге оказывают влияние на НДС поверхностных слоев рабочих кромок пуансона и матрицы при выполнении разделительных операций листовой штамповки.

Для оценки НДС рабочей поверхности разделительных инструментов (пуансона и матрицы) в различных условиях использовали показатель напряженного состояния:

$$k_{\sigma} = \frac{\sigma_i}{\sigma_T},$$

где σ_i – эквивалентное напряжение по Мизесу;

σ_T – предел текучести материала (упрочненной поверхности).

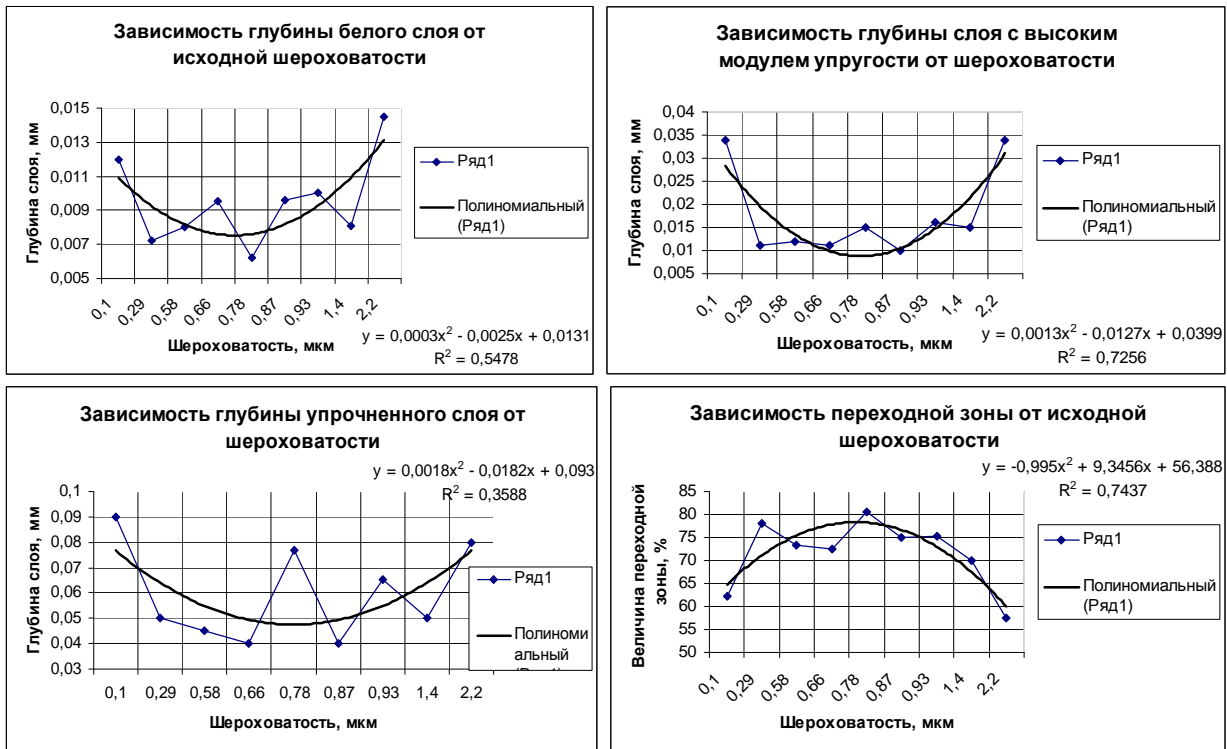


Рис 3. – Зависимость величины различных зон упрочненной поверхности от исходной шероховатости обрабатываемого материала

Значения предела текучести упрочненной рабочей поверхности, состоящей преимущественно из карбидов и нитридов ванадия и железа, а также твердого раствора ванадия в железе приняты прочностные характеристики твердых сплавов типа ТК [9].

Результаты оценки механических свойств упрочненного слоя и величины показателя напряженного состояния на рабочей поверхности инструментов по результатам конечно-элементного моделирования представлены в таблице 1.

В итоге наименьшие значения показателя напряженного состояния ($K_\sigma < 1$) на поверхности упрочненного слоя для пуансона соответствуют исходной шероховатости 0,66 – 0,9 мкм (рис. 4 а), что хорошо согласуется с высокими значениями микротвердости и модуля нормальной упругости поверхностного слоя именно в указанном диапазоне исходной шероховатости, а также результатами металлографического анализа.

Значения показателя напряженного состояния на упрочненной поверхности матрицы (рис. 4 б) несколько отличаются от результатов, полученных для пуансона, что может быть связано с различными условиями нагружения матрицы и пуансона в процессе разделения материала. В тоже время, следует отметить, что в том же диапазоне исходной шероховатости значения K_σ в упрочненном слое матрицы также близки к минимальным значениям.

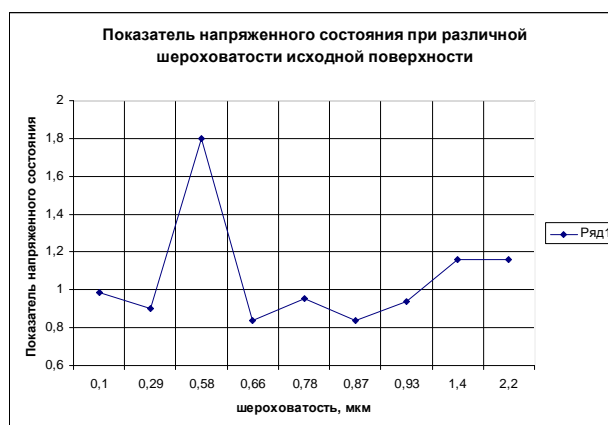
Таким образом, на основании полученных результатов, можно утверждать, что при подготовке поверхности к упрочнению ванадием методом ЭИЛ для рабочих поверхностей пуансона и матрицы целесообразно рекомендовать обработку до значений шероховатости в диапазоне 0,7 – 0,9 мкм.

Таблица 1. - Характеристики упрочненной поверхности при различной величине исходной шероховатости

Шероховатость до нанесения покрытия, мкм	Шероховатость после нанесения покрытия, мкм	Глубина белого слоя, мм	Глубина слоя с высоким модулем упругости, мм	Глубина упрочненного слоя, мм	Микротвердость поверхности, Нц	Модуль упругости поверхности, МПа	Показатель напряженного состояния на поверхности пуансона	Показатель напряженного состояния на поверхности матрицы
0,1	5,1	0,012	0,034	0,09	1918	281	0,98	0,988
0,29	6	0,0072	0,011	0,05	2110	301	1,8	0,9
0,58	5,75	0,008	0,012	0,045	2320	315	1,88	1,8
0,66	5,7	0,0095	0,011	0,04	1760	281	0,62	0,84
0,78	4,6	0,0062	0,015	0,077	3019	411	0,8	0,952
0,87	5,2	0,0096	0,01	0,04	2320	316	0,66	0,84
0,93	4,7	0,01	0,016	0,065	2568	349	0,952	0,936
1,4	7,05	0,0081	0,015	0,05	2320	316	1,36	1,16
2,2	6,45	0,0145	0,034	0,08	1610	258	1,1	1,16



а)



б)

Рис. 4. – Значения показателя напряженного состояния: а - на поверхности упрочненного слоя пуансона; б - на поверхности упрочненного слоя матрицы по результатам моделирования

Выводы:

1. По результатам оценки НДС инструмента, с нанесенным упрочняющим покрытием, на базе моделирования методом конечных элементов, минимальные значения показателя напряженного состояния ($K_{\sigma} < 1$) на поверхности упрочненного слоя соответствуют исходной шероховатости 0,7 – 0,9 мкм, что хорошо согласуется с другими характеристиками поверхностного слоя именно в указанном диапазоне исходной шероховатости.

2. Таким образом, на основании полученных результатов, можно утверждать, что при подготовке поверхности к упрочнению ванадием методом ЭИЛ для рабочих поверхностей пуансона и матрицы целесообразно рекомендовать обработку до значений шероховатости в диапазоне 0,7 – 0,9 мкм.

3. Данное исследование не несет законченный характер, а может служить фундаментом для последующих исследований с целью оптимизации процесса по критериям стойкости инструмента и расходу энергии.

Список литературы: 1. Мамедов З.Г., Тагиев Э.А., Каграманов И.К. Влияние поверхностного упрочнения на износостойкость рабочих деталей штампов холодного деформирования. – Кузнечно-штамповочное производство. 1980, № 4, с. 21-22. 2. Аксенов Л.Б., Петров В.М., Кудряшов А.Е. Повышение износостойкости штампов из стали 5ХНМ методом электроискрового легирования. – Кузнечно-штамповочное производство. 2011, № 2, с. 33 – 38. 3. Тимощенко В. А. Повышение износостойкости разделительных штампов. – Кузнечно-штамповочное производство. 2000, № 12, с. 22. 4. Тимощенко В.А., Брухис М.М. Исследование влияния шероховатости поверхности контактной зоны разделительных штампов на их износостойкость. – Вестник машиностроения. 1988, № 3, с. 44-47. 5. Коваленко О. А. Исследование влияния исходной шероховатости инструмента, упрочняемого электроискровым легированием на износостойкость штампового инструмента. – Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Алчевск, 2011, № 35, с. 228-234. 6. Луценко В.А., Коваленко О.А., Боровик П.В. Анализ напряженного состояния поверхности разделительного инструмента после упрочнения электроискровым легированием. – Сборник научных трудов «Обработка материалов давлением». ДДМА, Краматорск, 2011, № 1 (26), с. 227-231. 7. Луценко В. А., Коваленко О.А., Боровик П.В. Кончено – элементное моделирование разделительных операций листовой штамповки. – Сборник научных трудов «Обработка материалов давлением». ДДМА, Краматорск, 2011, № 3 (24), с. 15-19. 8. Боровик П. В., Коваленко О.А. Оценка механических свойств упрочненного слоя для исследования напряженно – деформированного состояния рабочей поверхности разделительных штампов. – Сборник научных трудов «Обработка материалов давлением». ДДМА, Краматорск, 2011, № 4 (29), с. 192-197. 9. Киффер Р. Твердые сплавы. – М. Металлургия, 1971, 388 с.

Надійшла до редколегії 25.10.12

УДК 621.73.06-52

Анализ исходной шероховатости рабочей поверхности инструмента при упрочнении ванадием методом электроискрового легирования / Коваленко О. А. Боровик П. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С. 66-71. – Бібліограф.: 9.

В результаті обробки експериментальних даних по визначенню якості поверхневих шарів сталі У8А, зміцненої електроіскровим легуванням, отримані залежності механічних властивостей зміцненої поверхні, глибини шару від початкової шорсткості поверхні до нанесення покриття. При проведенні моделювання напружено – деформованого стану робочих кромок розділових штамів методом кінцевих елементів отримані залежності напруг, які виникають на поверхні ріжучих кромок розділових штамів при різній початковій шорсткості.

Ключові слова: шорсткість поверхні, напружено – деформований стан, мікротвердість, модуль нормальної пружності, зміцнення електроіскровим легуванням, глибина шару.

As a result of experimental data processing for determination the quality of superficial layers for steel grade У8А hardened by the electric spark alloying, there were obtained the relations of mechanical properties of the hardened surface, depths of layer depending on the initial roughness of surface up to over coating. When modeling the stress-strain state of working edges of dividing stamps using the method of finite elements the stress relation curves are obtained which appear on the surface of cutting edges of dividing stamps at different initial roughness.

Keywords: roughness of surface, tensely-deformed state, microhardness, module of normal resiliency, work-hardening electric spark alloying, depth of layer.

УДК 621.73

В. В. КУХАРЬ, канд. техн. наук, доц., ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь;
Б. С. КАРГИН, канд. техн. наук, проф., ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь;
Р. С. НИКОЛЕНКО, магистрант, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь

ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ЗАГОТОВОК ПРИ ПРОФИЛИРОВАНИИ ВЫПУКЛЫМИ ПЛИТАМИ С ЭКСЦЕНТРИСИТЕТОМ НАГРУЗКИ

Выполнено конечно-элементное моделирование процесса осадки выпуклыми плитами при фиксированном значении эксцентриситета осей заготовки и инструмента. Получены и проанализированы графические зависимости макропоказателей формоизменения профилированных заготовок от степени обжатия при установленном эксцентриситете и различных величинах отношения радиуса выпуклости плит к диаметру заготовки.

© В. В.Кухарь, Б. С. Каргин; Р. С. Николенко, 2012

Ключевые слова: заготовка, профилирование, выпуклые плиты, эксцентриситет, формоизменение, макропоказатели.

Введение. Максимальное приближение формы заготовки к форме готового изделия, т.е. предварительное профилирование, позволяет значительно сократить потери материала в облой, снизить затраты на последующую механическую обработку, а также повысить стойкость штампового инструмента. Наиболее актуальными вопросы профилирования заготовок остаются для процессов горячей объёмной штамповки, в которых штампы, подвергаясь интенсивному ударно-абразивному износу, воздействию высоких температур и давлений, работают в весьма неблагоприятных условиях [1]. Подготовка формы заготовки позволяет перераспределить силовые режимы по переходам, улучшить заполнение ручьев, снизить контактные давления, обеспечив лучшее напряженно-деформированное состояние инструмента. Введение предварительного профилирования позволяет в 1,4...2 раза повысить стойкость окончательных ручьев [1]. Кроме того, выбранный способ профилирования заготовки должен быть экономически целесообразным и соответствовать требованиям быстрой перестройки структуры технологических процессов на новую номенклатуру изделий без использования дополнительного специализированного оборудования.

С данной точки зрения наиболее перспективным направлением является развитие способов профилирования на основном штамповочном оборудовании, причем на кривошипных горячештамповочных прессах (КГШП) использование подготовительно-заготовительных переходов особо затруднено из-за постоянства величины рабочего хода главного исполнительного механизма. В настоящее время разработан ряд бесштамповых технологий подготовки заготовок под объёмную штамповку [2], в частности основанных на, процессах осадки выпуклыми плитами, которые дают хорошие результаты при производстве поковок пластин, пластин с отростками и со сложной формой поперечного сечения.

Анализ последних исследований и публикаций. Применение осадки выпуклыми сферическими плитами известно в процессахковки [3], когда данная операция способствует улучшению проработки внутренних слоёв слитков. Осадка выпуклыми продолговатыми плитами достаточно изучена как с точки зрения развития формоизменения [4], так и с точки зрения изменений напряжённо-деформированного состояния [5]. Технологии, включающие осадку выпуклыми плитами, успешно использованы в промышленности [6], однако номенклатура изделий, под которые данный способ профилирования оптимально подходит, не является распространённой. Для расширения технологических возможностей заготовительных операций, выполняемых на КГШП, предложено рассмотреть процесс осадки выпуклыми продолговатыми плитами с эксцентриситетом их внедрения в торец цилиндрической заготовки. В работе [7] начато исследование процесса осадки заготовок выпуклыми плитами с приложением эксцентриситета нагрузки. В частности изучено развитие напряжённо-деформированного состояния при осадке заготовок с отношением высоты (H_0) к диаметру (D_0) $H_0 / D_0 = 1,0$ плитами с радиусом выпуклости $R = 30$ мм, 50 мм, 75 мм, 112,5 мм, т.е. с отношением $R / D_0 = 0,6; 1,0; 1,5$ и 2,25. Однако, для ориентировки подготовительной операции на последующее окончательное формоизменение заготовки необходимо комплексное исследование закономерностей развития неравномерности деформации.

Цель исследований и постановка проблемы изучения. Целью работы является изучение влияния величины радиуса выпуклых осадочных цилиндрических плит при осадке с фиксированным эксцентриситетом внедрения данных плит в торец заготовки на формоизменение с точки зрения определения номенклатуры штампуемых изделий.

Изложение основного материала. Исследование проводили с использованием пакета для конечно-элементного анализа Deform 3D. Объектом моделирования был процесс осадки цилиндрической заготовки с диаметром $D_0 = 50$ мм и высотой $H_0 = 50$ мм (отношение $H_0/D_0 = 1,0$). Материал заготовки – сталь 45, при этом модель упрочнения, также как и граничные условия, взяты в соответствии с условиями, предложенными программой. Температурные условия принимали изотермическими, температура деформации 1100 °С. Заданное количество конечных элементов составляло 10000 шт., однако, после генерации сетки, количество элементов было принято 7847 шт. Коэффициент контактного трения при деформации, согласно рекомендациям источника [8], принимаем $f = 0,3$. В связи с тем, что результаты моделирования в широком диапазоне отношений радиуса осадочных плит R к диаметру заготовки D_0 предполагается проверить экспериментально путём осадки на испытательной машине, скорость деформирования принята $v = 1$ мм/с.

Моделировали процесс осадки до относительных степеней обжатия $\varepsilon_h = (\Delta h / H_0) \times 100 \% = 70 \%$, где $\Delta h = (H_0 - H)$ – величина хода инструмента (абсолютное обжатие), мм. Значение эксцентриситета при осадке принимали $e = 12,5$ мм (рис. 1). Для исследования формоизменения заготовок предложена схема контролирования конечных размеров заготовки (рис. 2). Отношения конечных геометрических размеров заготовки являются безразмерными макропоказателями, характеризующими развитие неравномерности деформации в продольном, поперечном и высотном направлениях. За основные макропоказатели приняты (см. рис. 2): H_1/H_0 ; H_2/H_0 ; H_1/H_2 ; D_3/D_0 ; D_3/D_3' ; d/D_3 , где H_1 и H_2 – высота краевых участков полуфабриката после осадки, D_3 и D_3' – диаметры полуфабриката по длине и ширине после осадки, d – ширина приторцевой зоны между точками A_1 и A_2 (см. рис. 2).

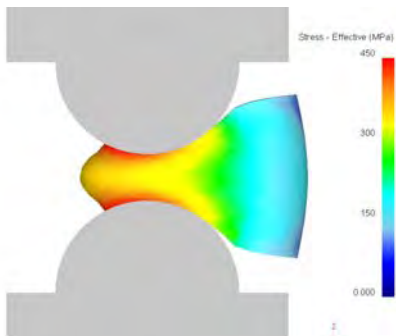


Рис. 1. - Осадка выпуклыми плитами с эксцентриситетом нагрузки (распределение напряжений)

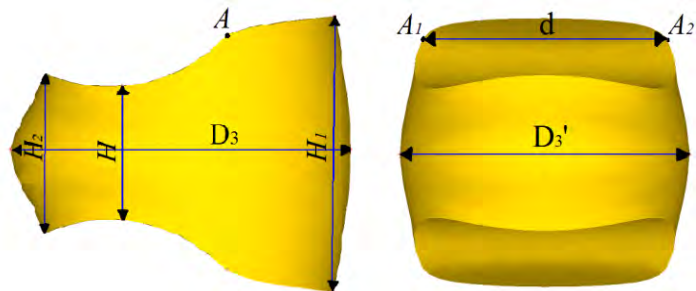


Рис. 2. – Твёрдотельная модель осаженой заготовки и схема контролирования размеров

Исследования проводили в диапазоне ε_h от 20 % до 70 %. Для определения влияния величины радиуса R выпуклости осадочных плит на параметры формоизменения принимали значения $R = 30$ мм; 50 мм; 75 мм и 112,5 мм, т.е. относительный радиус составлял $R/D_0 = 0,6$; 1,0; 1,5 и 2,25. Результаты моделирования изменения принятых макропоказателей в процессе осадки выпуклыми плитами с различным отношением и эксцентриситетом нагрузки $e = 12,5$ мм представлены на рис. 3.

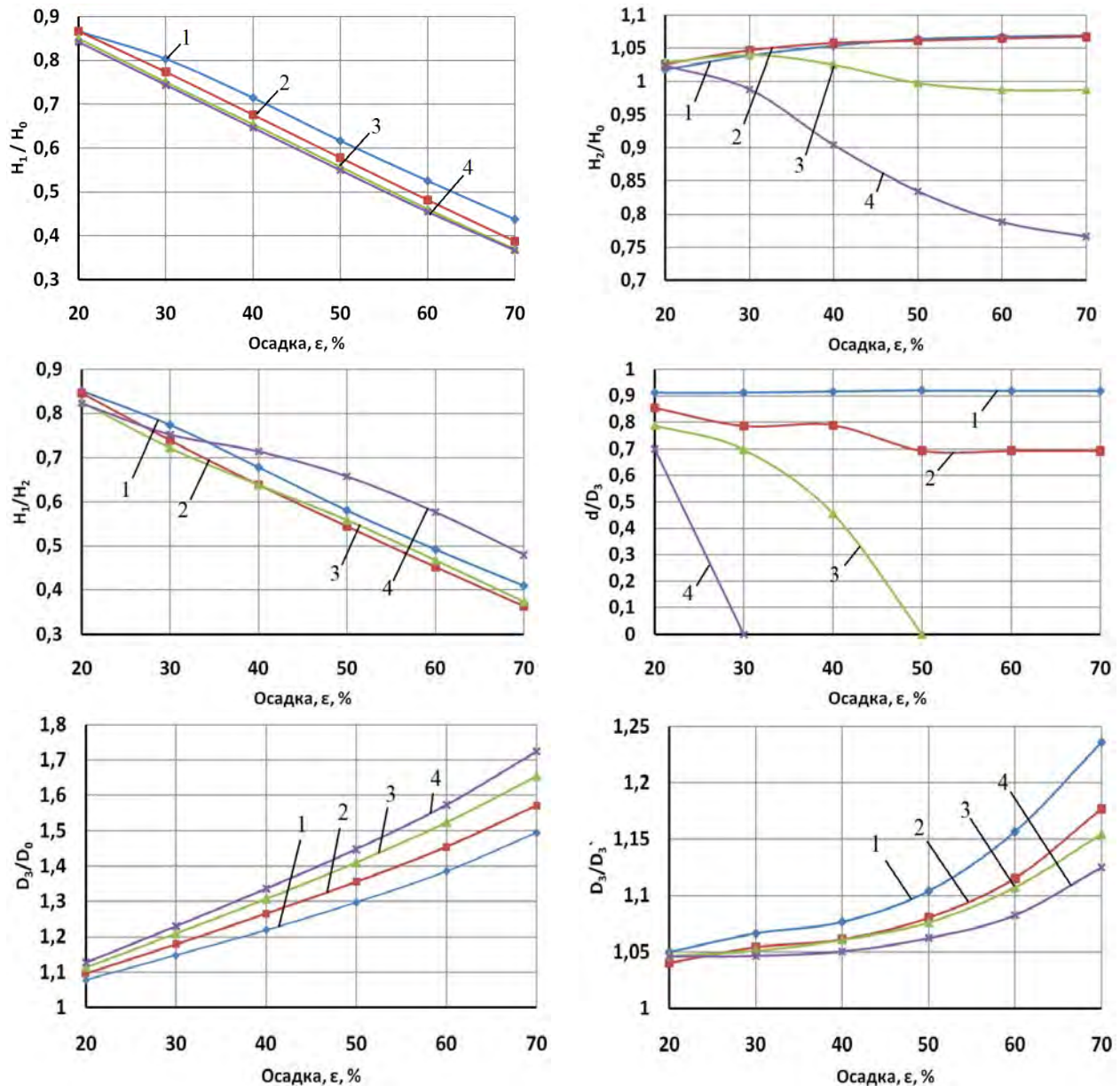


Рис. 3. – Зависимости макропоказателей формоизменения при осадке заготовок:
 1 – $R/D_0 = 0,6$; 2 – $R/D_0 = 1,0$; 3 – $R/D_0 = 1,5$; 4 – $R/D_0 = 2,25$

График зависимости $H_1/H_0 = f(R/D_0; \epsilon_h)$ при $e = 12,5$ мм показывает, что при значениях $R/D_0 > 1,5$ влияние радиуса выпуклости плит на изменение данного макропоказателя при осадке до $\epsilon_h = 70$ % является незначимым, а течение металла направлено в сторону противоположную эксцентриситету нагрузки. В тоже время показатель, характеризующий деформацию левой части при соотношении $R/D_0 = 1,5$ и $2,25$ начинает расти, как показывает график зависимости $H_2/H_0 = f(R/D_0; \epsilon_h)$. Кривые графика зависимости $H_1/H_2 = f(R/D_0; \epsilon_h)$ при $e = 12,5$ мм свидетельствуют о том, что интенсивность течения металла от эксцентриситета является большей при $R/D_0 = 2,25$. Это приведёт к более плотному прилеганию тоцов полуфабриката к поверхности выпуклых плит, см. рис. 3, зависимость $d/D_3 = f(R/D_0; \epsilon_h)$.

По результатам анализа формоизменения предложена схема производства деталей типа “пластина”, “пластина с отростками”, поковок со сложной формой поперечного сечения: заготовка → предварительное профилирование → ковка (рис. 4).

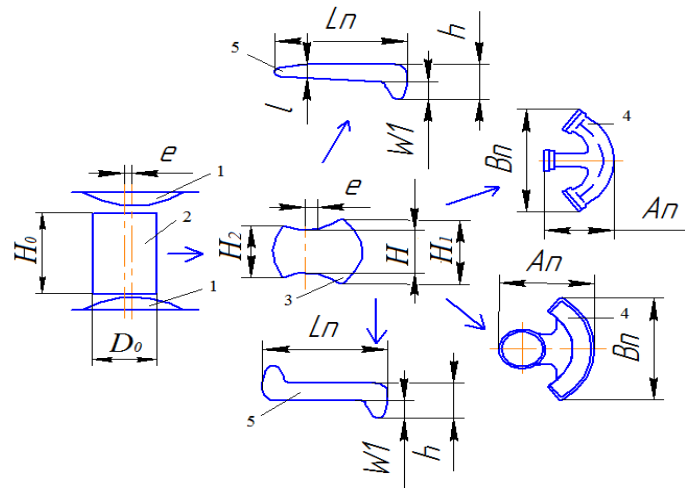


Рис.4. – Варианты штамповки поковок с предварительным профилированием заготовки осадкой выпуклыми продолговатыми плитами с эксцентриситетом: 1 – осадочные плиты с радиусом выпуклости R ; 2 – исходная заготовка; 3 – профилированная заготовка (размеры H , H_1 и H_2); 4 – поковка без облоя (габариты A_n и B_n); 5 – пластина с отрезками; e – эксцентриситет оси плит и оси заготовки

На приведенной схеме поковки изображены без облоя.

Выводы. Таким образом, с использованием МКЭ изучено основные закономерности формоизменения при осадке выпуклыми продолговатыми плитами с эксцентриситетом внедрения в торцы заготовок. Предложены макропоказатели, характеризующие неравномерность деформации заготовки при изучаемом способе профилирования. Выявлено, что увеличение радиуса выпуклости плит приводит к возрастанию площади контакта деформированной заготовки с радиусными бойками.

Перспективным направлением исследований процесса осадки выпуклыми продолговатыми плитами с эксцентриситетом приложения нагрузки является изучение и аналитическое описание закономерностей формоизменения заготовки при предварительном профилировании с точки зрения разработки методики расчета переходов штамповки, а также оценка преимуществ профилирования, связанных со снижением опасных напряжений в штамповых ручьях для окончательных переходов.

Список литературы. 1. Довнар С.А. Термомеханика упрочнения и разрушения штампов объёмной штамповки / С.А. Довнар. – М.: Машиностроение, 1975. – 254 с. 2. Гринкевич В.А. Бесштамповое профилирование на прессах с повышением точности формоизменения на окончательных операциях / В.А. Гринкевич, В.В. Кухарь, К.К. Диамантопуло // Кузнечно–штамповочное пр–во. Обработ. материалов давлением. – 2010. – № 5. – С. 19–23. 3. Тарновский И.Я. Свободная ковка на прессах / И.Я. Тарновский, В.Н. Трубин, М.Г. Златкин – М.: Машиностроение, 1967. – 328 с. 4. Кухарь В.В. Моделирование формоизменения металла при осадке цилиндрических заготовок выпуклыми продолговатыми плитами / В.В. Кухарь, С.А. Короткий, В.А. Бурко // Вісник Хмельницького нац. ун–ту. – Хмельницький, 2008. – № 5. – С. 204–208. 5. Кухарь В.В. Влияние радиусности выпуклых продолговатых осадочных плит на деформированное состояние и степень использования запаса пластичности при кузнечной осадке / В.В. Кухарь // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. / ДГМА. – Краматорск, 2012. – № 1 (30). – С. 105–111. 6. Совершенствование технологии штамповки на КГШП поковок для деталей поглощающих аппаратов / В.В. Кухарь, В.А. Бурко, С. А. Короткий, Е. Ю. Балалаева // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. / ДГМА. – Краматорск, 2010. – № 3 (24). – С. 69–75. 7. Кухарь В.В. Исследование напряженно-деформированного состояния заготовок при профилировании выпуклыми плитами с эксцентриситетом нагрузки / В.В. Кухарь, Р.С. Николенко // Проблеми трибології (Problems of Tribology). – 2012. – № 3. – С. 132–136. 8. Грудев А.П. Трение и смазки при обработке металлов давлением: справочник / А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, В.Т. Тилик. – М.: Металлургия, 1982. – 312 с.

Надійшла до редколегії 19.10.2012

УДК 621.73

Исследование формоизменения заготовок при профилировании выпуклыми плитами с эксцентриситетом нагрузки / Кухарь В. В., Каргин Б. С.; Николенко Р. С. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – 2012. – № 46(952). – С. 71 – 76. Бібліогр.: 8 назв.

Виконано скінчено-елементне моделювання процесу осаджування опуклими плитами при фіксованому значенні эксцентриситету осей заготовки та інструмента. Отримано та проаналізовано графічні залежності макропоказників формозміни профільованої заготовки від ступеня обтиснення при встановленому эксцентриситеті та різних величинах відношення радіуса опуклості плит до діаметра заготовки..

Ключові слова: заготовка, профілювання, опуклі плити, эксцентриситет, формозміна, макропоказники.

Finite-element simulation of the process of upsetting by convex plates at the fixed value of the eccentricity of the axes of the billet and the tool was made. Graphics depending of macroindexes of deformation of profiled workpiece from the degree of reduction with the curtained eccentricity and different values of the relations of the radius of convexity of plates to the diameter of the billets are obtained and analyzed.

Keywords: billet, profiling, convex plates, eccentricity, formchanging, macroindexes.

УДК 621.983.3.001 – 621.983.7.004

В. О. МАКОВЕЙ, канд. техн. наук, доц., НТУУ “КПІ”, Київ

П. Ю. ПРОЦЕНКО, аспірант, НТУУ “КПІ”, Київ

РОЗРАХУНКОВО-АНАЛІТИЧНИЙ АНАЛІЗ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТРУБ ПРИ ОБКОЧУВАННІ

В роботі розглянуто процеси заочування поршня і шатуна та обкочування гвинтоподібної труби. Проведено моделювання напружено-деформованого стану методом скінчених елементів в програмі Deform 3D. Встановлено, що локалізація пластичної деформації відбувається в зонах радіусів скруглень ролика, при цьому виникає неоднорідне НДС.

Ключові слова: напружено-деформований стан, жорсткість напруженого стану, інтенсивність деформацій, інтенсивність напружень

Вступ. За допомогою технологічного процесу обкочування труб, розкочування заготовок одержують різні порожнисті вісесиметричні металовироби. Зазначені процеси поєднує механізм деформації, а саме: у них реалізується дві деформації стиску і одна – розтягу. Така механічна схема деформації створює сприятливі умови для пластичної деформації, тому що утруднюються міжкристалічні зсуви, що призводять до порушення механічних зв'язків, і пластична деформація протікає в основному за рахунок внутрішньо кристалічних зсувів [1].

Аналіз останніх досліджень. Процес обкочування зводиться до пластичної зміни форми шляхом переміщення малих об'ємів металу. При цьому відбувається зменшення поперечного перерізу і відповідного йому подовження заготовки за рахунок переміщення металу вздовж осі в двох протилежних напрямках. Застосування обкочування в якості методу обробки можливе для матеріалів, що піддаються не тільки значній пластичній деформації, але і мають крихкість. Холодна деформація, що відбувається при обкочуванні, у значній мірі впливає на зміну фізико-механічних властивостей металу. Відбувається зміцнення металу, що підвищує його всі механічні характеристики.

© В. О. Маковей, П. Ю. Проценко, 2012

Відомим способом виготовлення гвинтоподібних труб є обкочування роликком з використанням оправок. Його виконують шляхом послідовної локальної пластичної деформації стінки трубчастої заготовки при її постійному обертанні з оправкою [2, 3]. Існують також технологічні процеси закручування поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса [1] та виготовлення деталей обкочуванням [4].

Операцію закручування поршня із шатуном виконують на різьбонакатному верстаті ГД-8. При цьому зборка поршня із шатуном 2 (рис. 1) встановлюється в пристосування АП-999 різьбонакатного верстата ГД-8 з фіксацією осевого положення (розмір "а") пружинним підпором 4. Прижимний ролик 1 обертається з однаковою швидкістю з закручувальним роликком 3 і при цьому обертає збірку поршня із шатуном 2. Закручувальний ролик 3 з визначеною швидкістю підводиться гідроциліндром до поверхні поршня і вдавлюється в поршень [1]. Напружено – деформований стан (НДС) труб при обкочуванні розглянутий в роботах [1, 4]. Для тонкостінних оболонок розглянуті умови рівноваги деформованої ділянки оболонки (по безмоментній теорії) та вирішено систему рівнянь, яка складається з диференційних рівнянь рівноваги, рівняння пластичності та зв'язку між деформаціями та напруженнями.

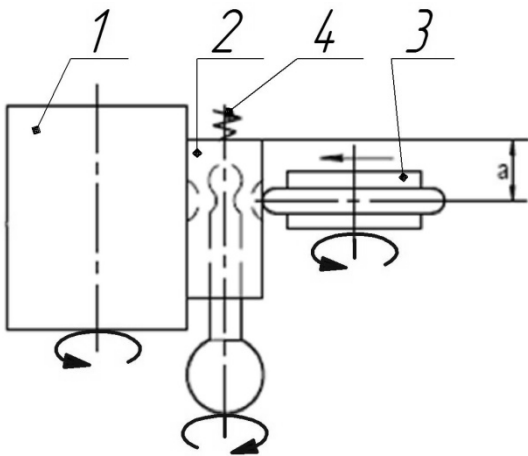


Рис. 1. – Схема закручування поршня із шатуном

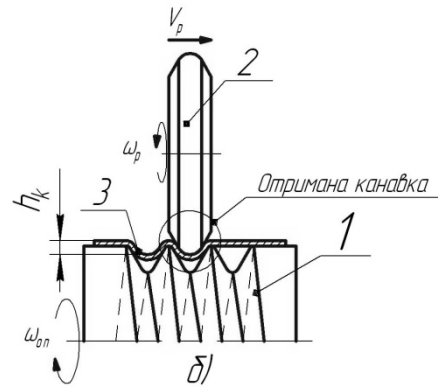


Рис. 2. – Схема отримання гвинтоподібної труби

Виготовлення гвинтоподібної труби виконується на токарно-гвинторізному верстаті марки 16К20. В трьохкулачковому патроні якого кріпиться оправка 1 (рис. 2) з надією на неї трубчастою заготовкою. Ролик 2 встановлюється в обкатну головку, що кріпиться в різцетримачі токарно-гвинторізного верстату. Отримання гвинтоподібної труби виконується в 2 етапи:

1. Спочатку виконується втискування ролика в трубчасту заготовку, в результаті чого на ній формується лунка.

2. На другому етапі відбувається обертання оправки разом із заготовкою та переміщення ролика вздовж осі труби по впадинам оправки, в результаті чого на трубі формується гвинтоподібна канавка 3 (див. рис. 2).

Аналіз НДС проведений моделюванням показав локалізацію деформації в місцях округлень кромки ролика, що підтверджується експериментом [3].

Для розробки технології обкочування труб існує необхідність порівняння НДС при обкочуванні труб різної товщини за різними схемами (див. рис. 1,2)

Метою даної роботи є порівняння НДС в процесах закручування поршня із шатуном та обкочування гвинтоподібної труби, що визначається за допомогою моделювання методом скінчених елементів.

Це порівняння дозволить судити про можливість використання аналітичних залежностей [1], що застосовуються при вирішенні задачі закручування поршня із шатуном для описання процесу обкочування тонкостінної гвинтоподібної труби.

Викладення основного матеріалу. Для моделювання закручування поршня із шатуном були створені спрощені 3D моделі оправки і заготовки та точна модель ролика відповідно до роботи [1]. Вони вводилися в програму Deform 3D, в якій було створено модель процесу закручування (рис. 3, а). Поршень 1 був розбитий на сітку тетраедричних скінчених елементів, коефіцієнт тертя становив 0,1. В програму вводилась криві течії сталі 38Х2МЮА [1] для стиску та розтягу (рис. 4), з якої виготовлений поршень.

Модель процесу обкочування гвинтоподібної труби в програмі Deform 3D показана на рис. 3, б. Труба 1 діаметром 38 мм та товщиною 1 мм була встановлена на оправку 2 діаметром 36 мм з шириною канавки 8 мм. Труба була розбита сіткою кубічних скінчених елементів. Ролик 3 та оправка 2 задавались як абсолютно жорсткі тіла. Коефіцієнт тертя задавався – 0,1. Задавалась крива течії сталі AISI 304 (рис. 5).

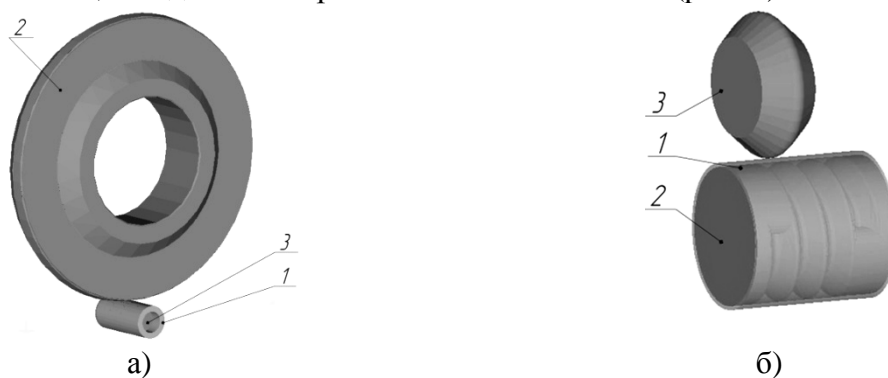


Рис. 3. – Моделі процесів, що створені в програмі Deform 3D: а – процес закручування поршня і шатуна (1 – поршень, 2 – ролик, 3 – шатун); б – процес обкочування гвинтоподібної труби (1 – труба, 2 – оправка з гвинтовими канавками, 3 – ролик)

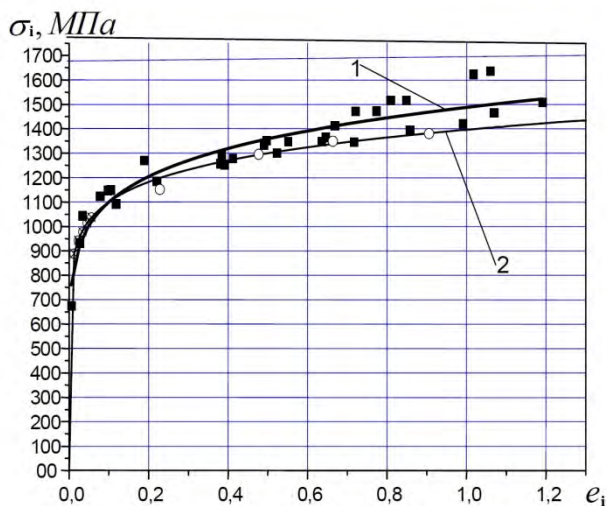


Рис. 4. – Крива течії сталі 38Х2МЮА (1 – стиск, 2 – розтяг)

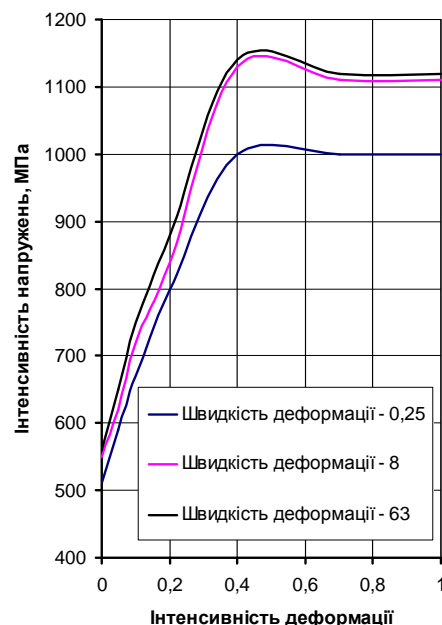


Рис. 5. – Крива течії сталі AISI 304

Процес моделювання в обох випадках проходив в 2 етапи:

1. Спочатку ролик втискувався в заготовку на необхідну глибину. Глибина втискування ролика з шириною робочої частини 11 мм в процесі закручування поршня і шатуна

відповідала експерименту [1] і становила $H = 2,8 \text{ мм}$. Глибина втискування ролика (радіусом $R=1,8...2,5 \text{ мм}$) в процесі виготовлення гвинтоподібної труби вибиралась $h = 0,65 \text{ мм}$, щоб зберігалось наступне співвідношення:

$$\frac{h}{S_T} = \frac{H}{S_{II}} = 0,65, \quad (1)$$

де S_T – товщина тонкої труби, $S_T = 1 \text{ мм}$; S_{II} – товщина поршня, $S_{II} = 4,425 \text{ мм}$.

2. Далі відбувалось обкочування гвинтоподібної труби та закручування поршня і шатуна.

Після моделювання отримані розподіли інтенсивності напружень (рис. 6) та деформацій (рис. 7) в перерізі поршня порівнювалися з подібними розподілами, які визначені експериментально (рис. 8) [3]. Характер розподілу НДС аналогічний.

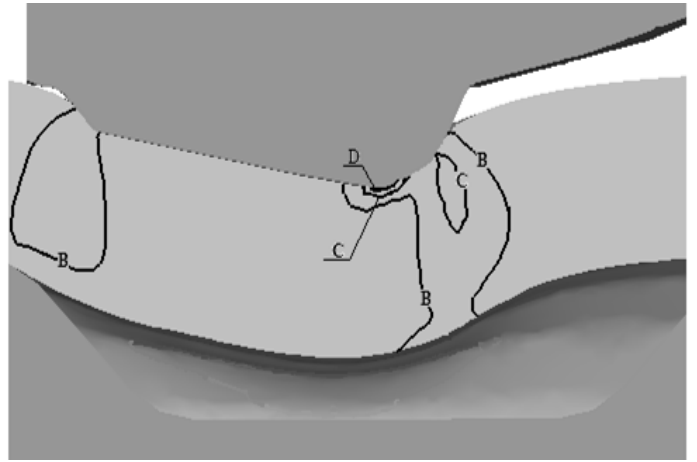
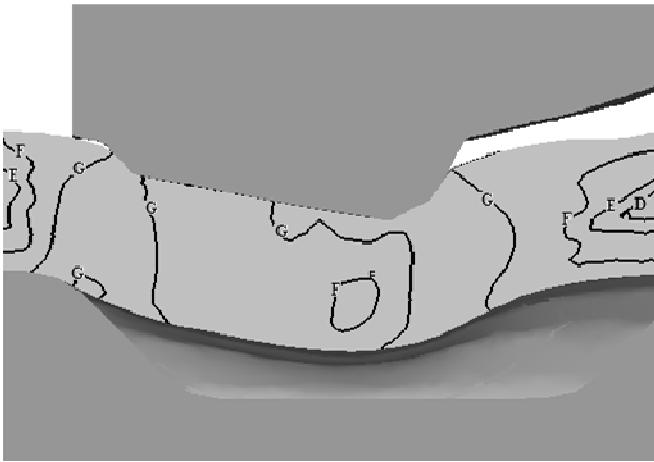


Рис. 6. – Розподіл інтенсивності напружень по перерізу поршня: $D = 651 \text{ МПа}$, $E = 868 \text{ МПа}$, $F = 1060 \text{ МПа}$, $G = 1300 \text{ МПа}$

Рис. 7. – Розподіл інтенсивності деформацій по перерізу поршня: $B = 0,222$, $C = 0,444$, $D = 0,667$

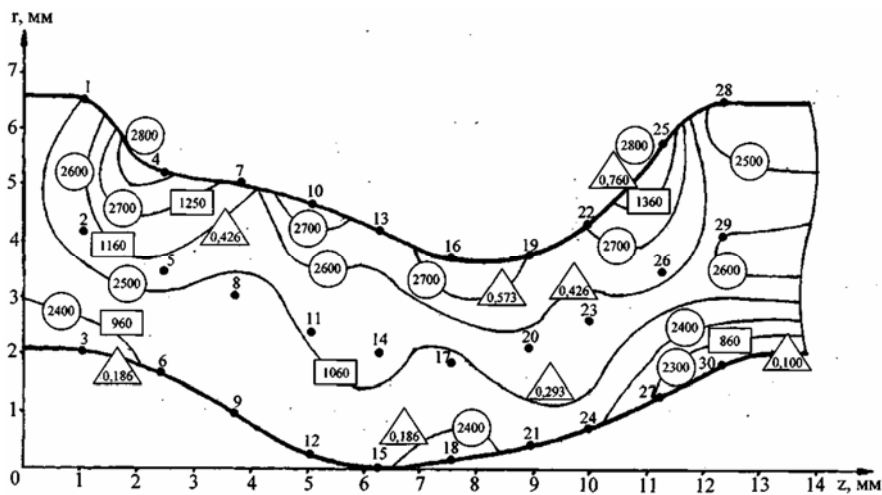


Рис. 8. – Ізолінії твердості HV (HV), інтенсивності напружень – σ_n (МПа), інтенсивності деформацій – ϵ_n у меридіональному перерізі заготовки поршня при глибині втискування ролика 3 мм.

Крім цього отримано розподіли інтенсивності напружень (рис. 9) та деформацій (рис. 10) для випадку процес обточування гвинтоподібної труби з невеликою глибиною канавки відповідно до формули (1).

Проведено також математичне моделювання процесу отримання гвинтоподібної труби з глибиною канавки 3,1 мм. Коефіцієнт тертя був заданий – 0.1. Після моделювання отримано розподіл інтенсивності напружень, що показані на рис. 11 та деформацій – рис. 12.

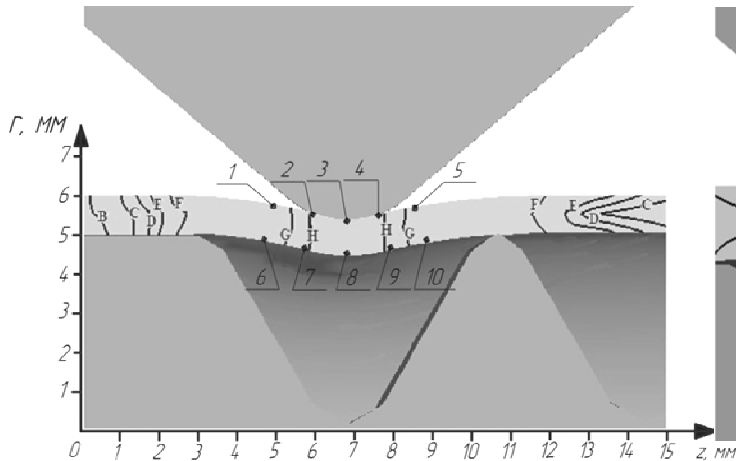


Рис. 9. – Розподіл інтенсивності напружень:
 B = 117 МПа, C = 235 МПа, D = 352 МПа,
 E = 470 МПа, F = 587 МПа, G = 704 МПа,
 H = 822 МПа та точки визначення НДС

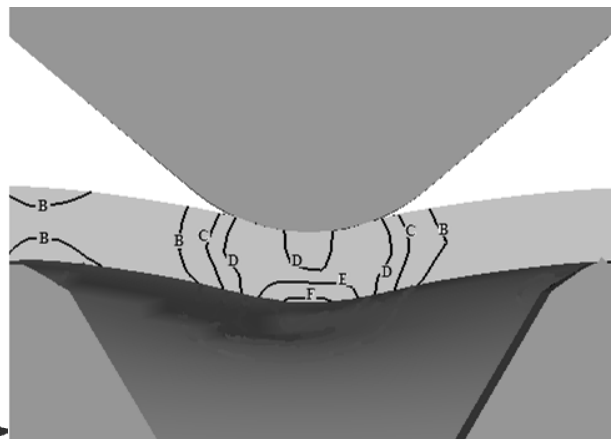


Рис.10. – Розподіл інтенсивності деформацій:
 B = 0,0276, C = 0,0552, D = 0,0828, E = 0,11,
 F = 0,138

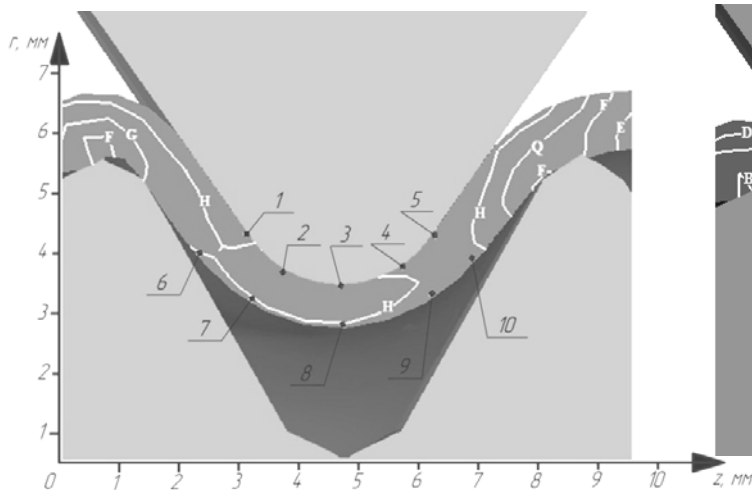


Рис.11. – Розподіл інтенсивності напружень:
 E = 646 МПа, F = 807 МПа, G = 968 МПа,
 H = 1130 МПа та точки визначення НДС

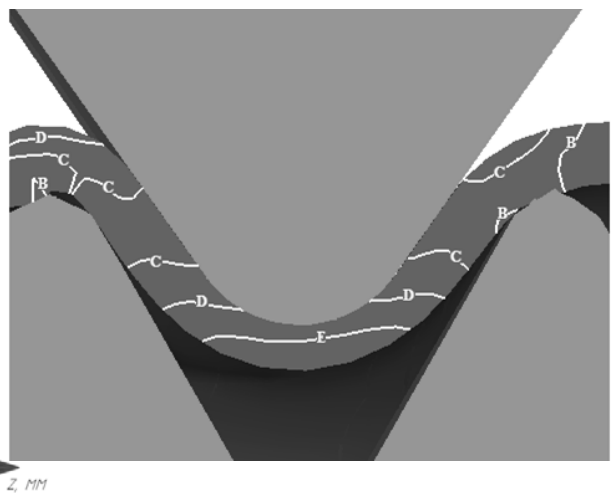


Рис. 12. – Розподіл інтенсивності деформацій:
 B = 0,139, C = 0,268, D = 0,416, E = 0,555

Критична деформація, що приводе до руйнування, в холодних процесах деформування залежить від показників напруженого стану, які характеризують жорсткість схеми напруженого стану. Найбільш широко застосований показник жорсткості η характеризується відношенням першого інваріанта тензора напружень до другого інваріанта девіатора напружень [1] :

$$\eta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{3}\sigma_i}, \quad (2)$$

де $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – головні напруження, σ_i – інтенсивність напружень.

Показник жорсткості напруженого стану враховує гідростатичний тиск, який впливає на пластичність. Цей показник може мати і інший вигляд [5]. Оцінимо НДС та жорсткість напруженого стану різними методами в різних точках поршня при його заочуванні (табл. 1) та НДС та жорсткість в різних точках елемента труби (табл. 2). Експериментальні та розрахункові дані НДС в різних точках при заочуванні поршня, які взяті з роботи [1], порівнювалися з моделюванням. Причому в роботі [1] для визначення інтенсивності напружень та деформацій використовувався експериментально – аналітичний підхід, який базується на залежності

$\sigma_i = K \cdot HV$, (3) де $K = 0,3$, HV – твердість по Вікерсу.

Таблиця 1. – Порівняння НДС та жорсткості напруженого стану в різних точках при заочуванні поршня

Точки	σ_i , МПа	e_i	η	σ_θ , МПа	σ_r , МПа	σ_o , МПа	σ_i , МПа	e_i	η
<u>Зовнішня поверхня поршня</u>									
4	1260	0,08	1,1	-140	1160	490	1120	0,077	0,47
7	1200	0,26	1,1	-150	1050	450	1040	0,047	0,39
10	1220	0,3	1,1	-160	1050	440	1100	0,075	0,38
13	1280	0,38	1,1	-170	1100	460	1150	0,098	0,42
22	1220	0,3	1,1	-140	1070	470	1320	0,429	0,62
25	1050	0,12	1,2	-120	930	410	1290	0,318	0,37
<u>Внутрішня поверхня поршня</u>									
6	960	0,07	1	-170	790	310	1170	0,127	-0,45
9	980	0,08	1	-160	820	330	1090	0,042	-0,39
12	990	0,1	1	-150	840	340	1070	0,041	-0,40
15	1040	0,12	1	-170	870	350	1060	0,063	-0,40
24	1050	0,1	0,9	-210	840	320	1180	0,205	-0,41
27	1010	0,1	0,9	-200	810	300	1210	0,243	-0,42

Таблиця 2. – НДС та жорсткість напруженого стану в різних точках елемента гвинтової труби

Моделювання при глибині втискування ролика 0,65 мм (див. рис. 9 – 10)						
Точки	σ_i , МПа	e_i	e_1	e_2	e_3	η
<u>Зовнішня сторона труби (під роликом)</u>						
1	585	0,0188	0,0176	-0,0028	-0,0147	0,37
3	755	0,0566	0,0552	-0,017	-0,0381	-0,034
4	746	0,0801	0,0758	-0,015	-0,0604	-0,034
5	592	0,0212	0,0169	0,0027	-0,0196	0,075
<u>Внутрішня сторона труби</u>						
6	584	0,0174	0,0138	0,00208	-0,016	-0,37
7	734	0,068	0,0612	-0,00494	-0,0563	-0,058
8	806	0,116	0,102	-0,00413	-0,0983	-0,048
9	716	0,0581	0,0527	-0,00515	-0,0476	0,058
10	584	0,0137	0,0113	0,0011	-0,0125	-0,132

Продовження таблиці 2

Моделювання при глибині втискання ролика 3, 1 мм (див. рис. 11 – 12)						
Точки	σ_i , МПа	ϵ_i	ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3	η
<u>Зовнішня сторона труби (під роликом)</u>						
1	1030	0,235	0,223	-0,0473	-0,176	0,058
2	911	0,335	0,317	-0,0634	-0,252	0,644

Продовження таблиці 2

3	930	0,394	0,375	-0,0801	-0,293	0,702
4	1010	0,352	0,337	-0,0768	-0,256	0,661
5	1060	0,24	0,235	-0,073	-0,161	0,649
<u>Внутрішня сторона труби</u>						
7	1020	0,427	0,408	-0,0957	-0,312	0,339
8	999	0,556	0,553	-0,131	-0,403	-0,070
9	1020	0,464	0,443	-0,104	-0,34	-0,093
10	983	0,31	0,299	-0,0768	-0,222	0,227

Як показує аналіз НДС та жорсткості напруженого стану локалізація пластичної деформації відбувається в зонах радіусів зкруглень ролика. Інтенсивності напружень та деформацій при обкочуванні поршня та елемента труби найбільші в точках на радіусах ролика.

Висновки:

1. Моделювання обкочування труби підтверджує, що в процесах обкочування виникає схема деформованого стану з двома деформаціями стиску і однією розтягу.
2. При дослідженні процесу закручування поршня моделюванням методом скінчених елементів визначені жорсткості напруженого стану в точках (див. рис. 8) відрізняються від визначених аналітичним способом [1].
3. Встановлено, що локалізація пластичної деформації відбувається в зонах радіусів зкруглень ролика, при цьому виникає неоднорідне НДС. Жорсткість напруженого стану знаходиться в інтервалі $-1 < \eta < 1$.

Список літератури: 1. Огородніков В.А. Механіка процесів формозмінювання з однотипними схемами механізму деформації / Огородніков В.А., Музичук В.І., Нахайчук О.В. – Вінниця, Універсум, 2007. – 179 с. 2. Маковей В. О. Профілювання гвинтоподібних труб обкочуванням / Маковей В.О., Бородій Ю.П., Кліско А.В., Проценко П.Ю. // Вісник Київського політехн. ін-та. Машинобудування. – 2010. – №60. – С. 55-60. 3. Маковей В.О. Исследование локального деформирования трубы при профилировании винтовых канавок / Маковей В.О., Проценко П.Ю. // Вестник НТУ“ХПИ”. – 2011. – №46. – С. 107-115. 4. Капорович В.Г. Производство деталей из труб обкаткой – М.: Машиностр., 1978. – 134 с. 5. Смирнов-Аляев Г.А. Механические основы пластической обработки металлов. – Изд. “Машиностроение”. – 1977. – 272 стр.

Надійшла до редколегії 25.10.12

УДК 621.983.3.001 – 621.983.7.004

Розрахунково-аналітичний аналіз напружено-деформованого стану труб при обкочуванні / Маковей В. О., Проценко П. Ю. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2012. – №46(952). – С.76–83. – Бібліогр.: 5 назв.

В работе рассмотрены процессы закручивание поршня и шатуна и обкатывание винтообразной трубы. Проведено моделирование напряженно-деформированного состояния методом конечных элементов в программе Deform 3D. Установлено, что локализация пластической деформации происходит в зонах радиусов скруглений ролика, при этом возникает неоднородное НДС.

Ключевые слова: напряженно-деформированное состояние, жесткость напряженного состояния, интенсивность деформаций, интенсивность напряжений

This paper examines processes rolling piston and connecting rod and spinning helical pipe. The stress-strain state of the finite element method in the program Deform 3D was simulated. Found that localization of plastic deformation occurs in areas of roll radius, it causes non-uniform of stress-strain state.

Keywords: stress-strain state, stiffness stress state, effective strain, effective stress

УДК 539.89: 621.7.043: 621.77: 621.777.01

А. В. ПЕРИГ, канд. техн. наук, ст. преподаватель, ДГМА, Краматорск
А. Ф. ТАРАСОВ, докт. техн. наук, проф., ДГМА, Краматорск
А. В. АЛТУХОВ, ст. преподаватель, ДГМА, Краматорск

СИСТЕМАТИЗАЦИЯ ПРОЦЕССОВ ИНТЕНСИВНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ (ИПД) ОБЪЕМНЫХ ЗАГОТОВОК НА ОСНОВЕ ОНТОЛОГИЧЕСКОГО ПОДХОДА

Выполнена систематизация процессов интенсивного пластического деформирования (ИПД) и штамповой оснастки на основе онтологического подхода. Установлено, что перспективными направлениями совершенствования схем ИПД являются: повышение выхода годного, снижение неравномерности распределения деформаций по объему заготовки, выбор схем процессов ИПД с учетом технологической пластичности материала.

Ключевые слова: ИПД, объемные ультрамелкозернистые, наноструктурные материалы, систематизация, онтологический подход

Вступление. Методы ИПД активно развиваются в связи с высокой эффективностью способов получения наноструктурных материалов путем измельчения их структуры и придания им физико-механических свойств, близких к наноматериалам. Однако реализация методов ИПД связана с рядом технологических трудностей, которые сдерживают их внедрение в промышленное производство [1-6, 9]. Накоплено большое количество технологических решений и экспериментальных данных в области ИПД, которые требуют обобщения на основе методов инженерии знаний [7-11].

Анализ последних исследований и литературы. Развитие наноструктурного материаловедения непрерывно требует новых конструктивных и технологических междисциплинарных решений, создание которых является инновационным творческим процессом [1-6]. В то же время творчество специалистов в области ОМД и материаловедения – это также динамический процесс, который развивается и исследуется с различных точек зрения. Эффективность новых технических решений в сфере ИПД обуславливает интерес к методикам и алгоритмам решения творческих задач, а также к современным системным методам инженерии знаний для анализа накопленных экспериментально-технологических данных.

Актуальной задачей является и разработка систем поддержки принятия технологических решений, основанная на формализации знаний, в том числе и в области ИПД. Для этого могут быть использованы различные методы обработки информации, такие как морфологический анализ, экспертные системы, основанные на правилах, деревья решений и др. [7, 8]. Одним из возможных вариантов решения проблемы создания баз знаний по нанотехнологиям является использование онтологического подхода. С помощью онтологий можно накапливать и структурировать экспериментально-технологическую информацию, создавая основу для формализации и автоматизированной обработки этих знаний [10, 11].

В работах [9-11] показана эффективность применения современных методов обработки и поиска информации в различных областях машиностроения в частности, в обработке металлов давлением. Повышение интеллектуальности различных систем проектирования позволяет решить проблемы, связанные с быстрым поиском и сопоставлением информации.

Постановка проблемы. Значительный объем и высокая интенсивность накопления экспериментально-технологических знаний в области ИПД обуславливает принципиальную необходимость обобщения и формализации накапливаемой информации с ис-

© А. В.Периг, А. Ф. Тарасов, А. В. Алтухов, 2012

пользованием технологий инженерии знаний. Применение методов инженерии знаний обеспечит эффективное дальнейшее совершенствование существующих и разработку новых схем ИПД с улучшенными конструктивно-технологическими показателями.

Цель исследования. Целью работы является разработка основанной на онтологическом подходе систематизации процессов ИПД и соответствующей штамповой оснастки, для выявления перспективных направлений совершенствования схем ИПД и обеспечения возможности применения методов инженерии знаний к анализу накапливаемых экспериментально-технологических данных при реализации процессов ИПД.

Материалы исследований. I. Онтологии.

В качестве метода систематизации принят онтологический подход для представления ключевых конструктивно-технологических параметров процесса деформирования и штамповой оснастки, который дает возможность рационального выбора или создания новых схем ИПД, определяет пути управления основными параметрами качества получаемых изделий. Онтология представляется как множество [7, 8, 10, 11]

$$O = \{C, R, F\}, \quad (1)$$

где C – конечное множество понятий предметной области (концептов); R – конечное множество отношений между понятиями (в данном случае рассматривается иерархия типа «вид/подвид»); F – конечное множество функций интерпретации (определяются как правила выбора значений признаков классификации в форме «если – то», в зависимости от технологической задачи).

II. Технологические особенности базовых процессов ИПД.

Чтобы обеспечить возможность описания основных особенностей базовых процессов ИПД в виде соотношения (1), охарактеризуем каждый из рассматриваемых процессов.

Основные виды процессов ИПД: кручение под высоким давлением, РКУП, всесторонняя изотермическая ковка, винтовая экструзия и др. [1-6, 9]. Приведенные методы ИПД находят применение в области машиностроения, но они имеют технологические недостатки и ограничения, а в ряде случаев их применение невозможно по различным причинам. Кручение под высоким давлением позволяет получать только детали небольших размеров круглой формы (типа дисков) из многих материалов, при этом исследователи выделяют низкую стойкость инструмента вследствие чрезвычайно высоких нагрузок [1, 6, 9]. Использование равноканального углового прессования (РКУП) обеспечивает возможность получать детали из различных материалов вытянутой формы с прямоугольным или квадратным сечением при использовании относительно простой конструкции штамповой оснастки, однако возникают сложности с установкой и извлечением заготовки. Кроме этого происходит изменение формы торцевой зоны заготовки, обусловленное особенностью деформационного процесса, что затрудняет повторное деформирование для накопления необходимой степени деформации без промежуточной механической обработки [2, 3, 5, 6, 9]. Всесторонняя изотермическая ковка применяется для получения большой степени деформации в заготовках цилиндрической или прямоугольной формы из различных материалов в условиях деформирования нагретой заготовки в замкнутом пространстве штампа со сменой оси нагружения на каждом переходе. Одновременно производится поэтапное снижение температуры, что обеспечивает накопление деформации и измельчение размера зерна, однако при этом возникают зональные неоднородности структуры заготовки, а также требуется многократная обработка [1, 4, 6, 9]. Винтовая экструзия выполняется в каналах прямоугольной формы, при этом средняя часть сечения канала образована вращением поперечного сечения канала относительно его продольной оси, обеспечивая поворот каждого сечения заготовки при последовательном прохождении через канал, что схоже с кручением под большим давлением, но дает возможность обрабатывать заготовки больших размеров. Ограничением в данном случае является длина обрабатываемой заготовки [4, 6, 9].

Существующие недостатки базовых технологических процессов ИПД обуславливают необходимость дальнейшего комплексного анализа и систематизации схем ИПД.

III. Классификация схем процессов ИПД по назначению, кинематическим и энергосиловым параметрам деформирования.

Для поиска новых технологических схем необходим анализ особенностей существующих методов, выявление наиболее важных технологических факторов и степени их влияния на процессы ИПД.

Отметим, что развитие методов ИПД идет в следующих направлениях: получение равномерной структуры и уменьшение размера зерна; повышение коэффициента выхода годного за счет равномерной обработки объема заготовки; упрощение технологических процессов и оборудования; расширение спектра используемых материалов.

Результаты анализа существующих схем процессов ИПД позволили выделить факторы, определяющие их технологические возможности и разделение на группы, объединенные общим назначением процессов, кинематическими и другими особенностями. Принцип систематизации – выделение факторов (признаков разделения на группы, аспектов рассмотрения) и перечисление их значений (концептов C_i) при реализации процессов ИПД, которые образуют иерархию (таксономию) со связями R_j . Полное множество вариантов значений факторов определяет поисковое поле для выбора методов решения технологических задач ИПД. Конкретные наборы факторов (неполные подмножества) и их значений (одно значение из множества вариантов для каждого фактора) в совокупности определяют техническое решение, обеспечивающее реализацию процесса ИПД. Таким наборам характеристик технологического процесса можно поставить в соответствие последовательность операций и схемы штамповой оснастки.

Рассмотрим вопросы определения рациональных схем процессов ИПД исходя из технологической задачи и накопленного в этой области опыта (как основы для определения функций интерпретации F_k). Существующие схемы процессов ИПД разделены на следующие группы (рис.):

1. Вид и исходное состояние деформируемого материала. Большинство исследователей [1-4, 6] для экспериментов используют заготовки из стали и цветных металлов в виде слитков или проката. Развиваются и методы деформации дискретных материалов. По изменению формы от исходной заготовки до конечной детали можно выделить процессы, в которых они совпадают или отличаются. Вид материала и заготовки выступает как ограничение при выборе схемы деформирования.

2. Технологическое назначение процессов ИПД, которые направлены: на фрагментацию структуры материала (повышение пластичности), упрочнение (с сохранением пластичности). Данный признак является практически целью применения процесса ИПД.

3. Прерывность процесса деформирования, которая определяется характером движения инструмента. Развиваются и комбинированные процессы ИПД (например, одновременно вращательное и возвратно-поступательное).

4. Характер нагружения. Рассмотрев характеристики нагружения в процессах ИПД можно выделить схемы с различной скоростью деформирования: от квазистатического до деформирования ударными нагрузками и взрывом [1-6, 9].

5. Направление течения металла при деформировании. В процессах ИПД наблюдается большое многообразие схем с различным направлением течения металла при деформировании, что влияет на равномерность структуры. Например, применяют схемы, в которых угол 2θ пересечения каналов штампа составляет 90° , а также больше либо меньше 90° , течение в две стороны (Т-экструзия), обратное. В нескольких схемах РКУП применяется многоугловое течение на плоскости [6] и в пространстве, чтобы обеспечить более равномерное распределение деформации по объему заготовки [9].

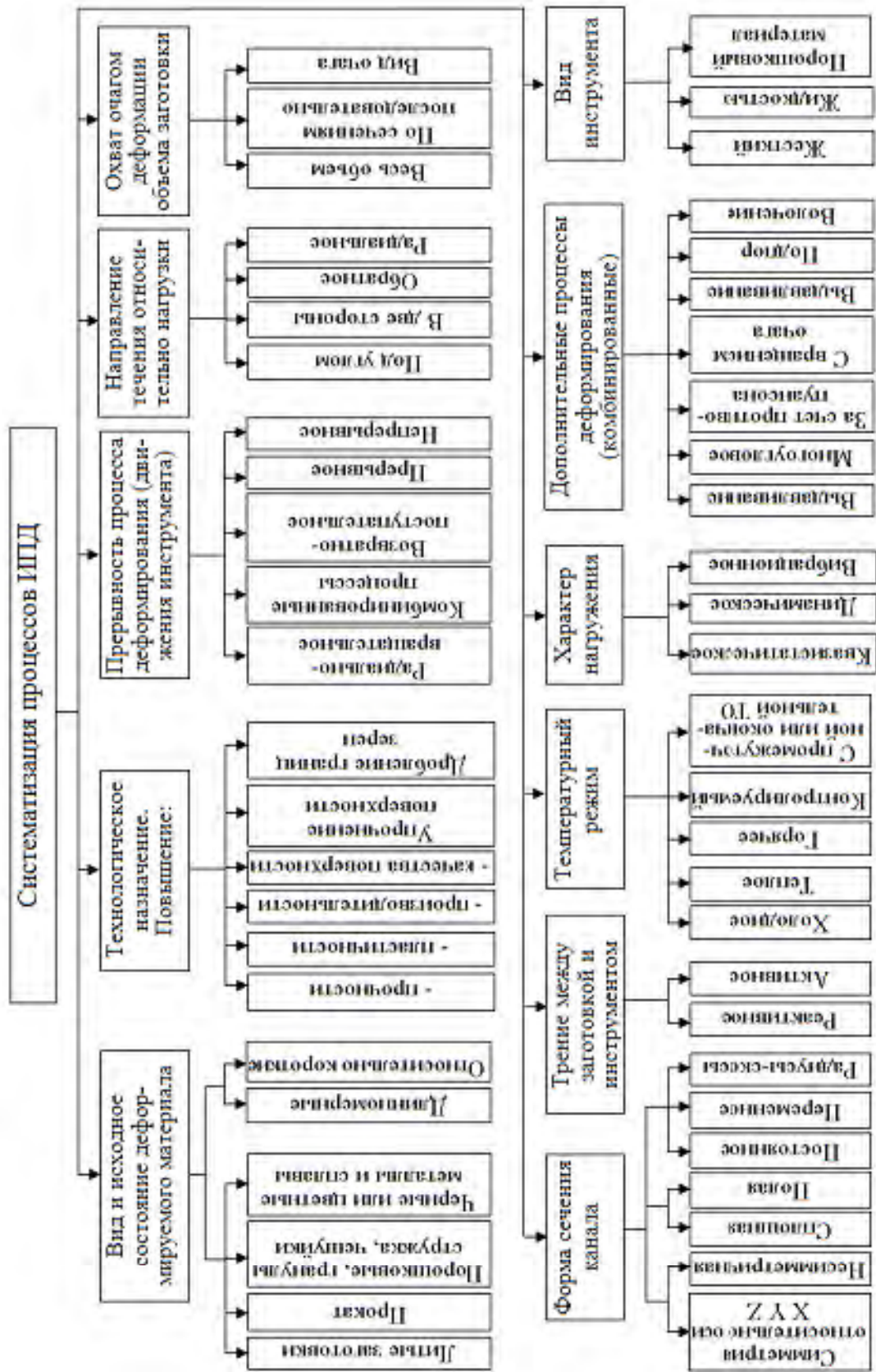


Рис. – Классификация процессов ИПД по назначению, кинематическим и энергосиловым параметрам деформирования

6. Форма сечения канала: может быть постоянной и переменной по длине канала (сужение или расширение канала) и в поперечном сечении, например, переход от квадратного к круглому сечению или наоборот. В процессах ИПД используют изменение формы и площади сечения для интенсификации сдвиговых деформаций в сечении заготовки. Форма сечения канала может быть и неизменной, но поворачиваться вдоль оси штампа [4, 9].

7. Трение, которое возникает между заготовкой и инструментом может быть разделено на реактивное (деформирование с неподвижной матрицей) и активное, которое включает множество различных схем с подвижными частями инструмента.

8. Температурный режим: предусматривает холодное и горячее деформирование и их варианты, например контролируемое снижение температуры в процессе последовательных этапов формоизменения или деформирование в изотермических условиях. В некоторых схемах используют промежуточную термическую обработку в зависимости от пластичности деформируемого материала.

9. Наличие дополнительных процессов деформирования, которые обеспечивают совмещение основного процесса ИПД с другими операциями формоизменения заготовки, например РКУП с выдавливанием (симметричное и асимметричное), выдавливание с кручением и подпором, деформирование с вращением очага деформации и различные схемы подпора заготовки, выдавливание через сужающийся канал с нанесением на его поверхность винтовой линии, двухугловое выдавливание с промежуточным кручением и др.

10. Охват очагом деформации объема заготовки. Все процессы деформирования при ИПД можно разделить на две группы. К первой группе относятся методы, в которых заготовка по всей длине и объему одновременно подвержена деформированию, в эту группу входят – всесторонняя изотермическая ковка и кручение под давлением. Ко второй группе относятся схемы, где очаг деформирования последовательно проходит вдоль одной из осей заготовки, к этой группе относятся – РКУП и винтовая экструзия. Выбор схемы влияет на равномерность напряженного состояния по объему и служит основой для получения заготовок с одинаковыми механическими свойствами в разных сечениях и повышения коэффициента использования металла. Следует отметить, что созданию равномерного по объему напряженно-деформированного состояния при реализации этих процессов мешает трение.

IV. Особенности количественного описания.

Учитывая сложность реализации рассмотренных схем деформирования, следует отметить значительные расчетные проблемы и принципиальную некорректность описания динамики пластического течения основных конструкционных материалов в процессах ИПД с использованием классических методов инженерной теории пластичности, таких как методы верхней оценки и полей линий скольжения. Дополнительные расчётные сложности при использовании классических методов инженерной теории пластичности к анализу течения материалов при ИПД обусловлены геометрической сложностью промышленных штампов. Так, в работе [3] используется метод линий скольжения, причем анализируется течение материала через штамп с внешним закруглением, что вызывает ряд расчетных сложностей, вызванных нарушением условия линейности задачи, на котором основаны существующие способы построения линий скольжения. Как результат, в работе [3] для закругленного штампа строится кинематически допустимое поле линий скольжения, которое оказывается статически недопустимым из-за нарушения граничного условия по трению в верхней точке симметричного веера. Кроме того, современные гипотезы о существовании аналогии между пластическим течением поликристаллов при ИПД и турбулентным течением жидкостей [4] не в полной мере согласуются с классической теорией пластичности.

Основные геометрические особенности пластического течения деформируемых материалов в процессах ИПД можно проанализировать с использованием таких геометрических методов, как метод маркеров либо метод исходных кольцевых сеток [5], причём для возможного описания течения деформируемых материалов с эффектами вязкости в первом приближении представляется перспективным развитие математических подходов, связанных с решением краевых задач для уравнений Навье-Стокса [5]. При этом, применение уравнений Навье-Стокса в формах уравнений переноса импульса и переноса вихря [5] не учитывает переменной вязкости в каждой точке материала заготовок при расчетах вязких, вязко-пластических, вязко-упругих и упруго-вязко-пластических течений деформируемых сред со сложной реологией, а также кинетики деформирования и особенностей структурообразования металлов и сплавов в процессах ИПД в рамках классических методов феноменологической механики сплошных сред и математического анализа непрерывных процессов [5]. Целесообразность применения методов современной дискретной математики и нейросетевых технологий [7, 8] к моделированию процессов ИПД также обусловлена сложностью структурообразования реальных материалов, поскольку при их деформировании имеет место непрерывное динамическое перераспределение процентного соотношения между фазами обрабатываемого материала [9].

Отмеченные факты указывают на необходимость дальнейшего развития математических подходов, обеспечивающих корректное феноменологическое и мезомеханическое описание течения основных конструкционных материалов в технологических процессах ИПД.

Результаты исследования.

Анализ тенденций развития методов ИПД позволяет разработать ряд правил их выбора в зависимости от задач обработки и ограничений. Например, если деформируется малопластичный материал, то применяются схемы с нагревом, подпором; если заготовка большая, то необходим нагрев и всесторонняя ковка (схема ABC); если наблюдается существенная неравномерность свойств по объему, то необходимо менять последовательность или вид переходов, использовать активное трение и т.д.

В результате выполненной работы предложены новые технические решения [12, 13], которые устраняют недостатки существующих схем, что подтверждает эффективность применения системных методов анализа [9-11].

Заключение по работе и выводы.

1. На основе анализа существующих методов ИПД выделены факторы и выполнена систематизация процессов и конструктивных решений, определяющих технологические возможности различных схем деформирования объемных заготовок, что необходимо при выборе наиболее эффективных схем процессов ИПД с учетом задач обработки и особенностей материала заготовок.

2. Перспективными направлениями для дальнейшего совершенствования процессов ИПД являются: конструктивное упрощение технологических схем и оснастки с одновременным управлением трением при сохранении показателей качества деформируемых заготовок, а также реализация контроля механических свойств по объему заготовок и повышение выхода годного обрабатываемого материала.

3. Применение онтологического подхода для систематизации и структурированного представления ключевых конструктивно-технологических параметров процесса ИПД создает основу для разработки базы знаний и возможность рационального выбора или создания новых схем ИПД, определяет пути управления основными параметрами качества получаемых изделий.

Список литературы: 1. Valiev R. Z. Bulk nanostructured materials from severe plastic deformation / R. Z. Valiev, R. K. Islamgaliev, I. V. Alexandrov // Progress in Materials Science. – 2000. – Vol. 45. – pp. 103-189. 2. Valiev R. Z. Principles of equal-channel angular pressing as a processing tool for grain refinement / R. Z. Valiev, T. G. Langdon // Progress in materials science. – 2006. – Vol. 51, No7. – pp. 881-981. 3. Ferrasse S. Scale up and application of equal-channel angular extrusion for the electronics and aerospace industries / S. Ferrasse, V. M. Segal, F. Alford et al. // Materials Science and Engineering: A. – 2008. – Vol. 493. – N. 1-2. – pp. 130-140. 4. Винтовая экструзия – процесс накопления деформаций / Я.Е. Бейгельзимер, В.Н. Варюхин, Д.В. Орлов, С.Г. Сынков. – Донецк: ТЕАН, 2003. – 87 с. 5. Perig A. V. Equal Channel Angular Extrusion of Soft Solids / A. V. Perig, A. M. Laptev, N. N. Golodenko, Yu. A. Erfort, E. A. Bondarenko // Materials Science and Engineering: A. – 2010. – Vol. 527. – N 16-17, 25 June 2010. – P. 3769-3776. – ISSN 0921-5093. 6. Белошенко В. А. Теория и практика гидроэкструзии / В. А. Белошенко, В. Н. Варюхин, В. З. Спусканюк; НАН Украины, ДонФТИ им. А. А. Галкина. – К: Наукова думка, 2007. – 246 с. – Библиогр.: с. 226-244. 7. Гаврилова Т.А. Базы знаний интеллектуальных систем / Т.А. Гаврилова, В.Ф. Хорошевский. – СПб.: Питер, 2000. – 384 с. 8. Зильбербург Л.И. Информационные технологии в проектировании и производстве / Л.И. Зильбербург, В.И. Молочник, Е.И. Яблочников – СПб: Политехника, 2008. – 304 с. 9. Алтухов А. В. Систематизация процессов интенсивного пластического деформирования для формирования ультрамелкозернистых и нанокристаллических структур в объемных заготовках / А. В. Алтухов, А. Ф. Тарасов, А. В. Периг // Письма о материалах. – 2012. – т.2. – № 1. – С. 54-59. – ISSN 2218-5046. 10. Тарасов А.Ф. Информационная технология поиска аналогов изделий в хранилищах метаданных о САД-проектах / А.Ф. Тарасов, М.А. Винников, С.А. Тарасов, О.А. Лябик // Наукові праці ДонНТУ, серія «Обчислювальна техніка та автоматизація», Донецьк. Вип. 171. – 2010. – С. 118-127. 11. Разработка ИСАПР с применением методов инженерии знаний. Решение практических задач: монография / А. Ф. Тарасов, М.А. Винников, С.А. Короткий, О.А. Лябик, С.В. Таран, С.А. Тарасов – Краматорск: ДГМА, 2012. – 216 с. – ISBN 978-966-379-595-9. 12. Патент 69006 України В22F 3/03 МПК / Пристрій для отримання заготовок із металевого порошку з керованою щільністю / О.Ф. Тарасов, О.В. Алтухов. – № u201108267, Заявл. 01.07.2011; Опубл. 25.04.2012. Бюл. № 8. 13. Рішення про видачу патенту на корисну модель від 5 березня 2012 року за заявкою № u 2012 04007 від 2.04.2012 МПК МПК6В21К21/00, В21 J 5/00 / Спосіб одержання ультрадрібнозернистих заготовок із металів та сплавів / Тарасов О.Ф., Периг О. В., Алтухов О. В.

Надійшла до редколегії 25.10.12

УДК 539.89: 621.7.043: 621.77: 621.777.01

Систематизация процессов интенсивного пластического деформирования (ипд) объемных заготовок на основе онтологического подхода / Периг А. В., Тарасов А. Ф., Алтухов А. В. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2012. – №46(952). – С. 83-89. – Библиогр.: 13.

Виконано систематизацію процесів інтенсивного пластичного деформування (ІПД) і штампового оснащення на основі онтологічного підходу. Встановлено, що перспективними напрямками удосконалення схем ІПД є: підвищення коефіцієнта використання матеріалу, зниження нерівномірності розподілу деформацій за об'ємом заготовки, вибір схем процесів ІПД із урахуванням технологічної пластичності матеріалу.

Ключові слова: ІПД, об'ємні ультрадрібнозернисті, наноструктурні матеріали, систематизація, онтологічний підхід.

The systematization of severe plastic deformation (SPD) techniques and die tooling has been carried out with an introduction of an ontological approach. It has been found that a high potential exists for improvements for SPD processes in material utilization ratio, decreases in strain nonuniformity within the workpiece volume, and the development of choice techniques based on plasticity of materials.

Keywords: SPD, bulk ultrafine-grained, nanocrystalline materials, systematization, ontological approach.

Д. В. САВЕЛОВ, канд. техн. наук, доц., КрНУ им. М. Остроградского, Кременчуг

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА УПЛОТНЕНИЯ ПОРОШКОВОЙ СМЕСИ НА ВИБРОСТОЛЕ С ЖЕСТКО-УПРУГИМИ ОГРАНИЧИТЕЛЯМИ

В статье приведены теоретические исследования рабочего режима и определены основные параметры вибрационного пресса, оборудованного вибростолом с двумя вибрационными возбудителями круговых колебаний и жестко-упругими ограничителями. Проведенные исследования послужили основой для создания достаточно простой и надежной конструкции вибрационного пресса, оборудованного вибростолом, совершающим вертикально направленные колебания вместе с пресс-формой и обеспечивающего эффективное уплотнение порошковой смеси.

Ключевые слова: рабочий режим, вибрационный пресс, металлический порошок, жестко-упругий ограничитель.

Вступление. Применяемые в промышленности вибрационные прессы с вертикально направленными колебаниями пресс-форм обычно состоят из установленного на станине при помощи упругих амортизаторов вибростола и размещенного под ним вибровозбудителя вертикально направленных колебаний, каждый из которых выполнен в виде двух параллельно расположенных вибровозбудителей круговых колебаний. Эти вибровозбудители круговых колебаний, связаны между собой при помощи зубчатого синхронизатора, обеспечивающего синхронное вращение вибровозбудителей круговых колебаний в противоположные стороны [1]. Это вибрационное оборудование обеспечивает эффективное уплотнение разных порошковых смесей. Однако оно имеет достаточно сложную конструкцию, повышенную металлоемкость и низкую надежность из-за использования цилиндрических зубчатых синхронизаторов, которые обычно быстро выходят из строя при высокочастотных колебаниях, характерных для уплотнения металлических порошков вертикально направленными колебаниями. Кроме того, в момент выключения привода, когда сбрасываемая частота вращения дебалансных валов совпадает с частотой собственных колебаний системы, возникает явление резонанса, в результате которого амплитуда колебаний вибростола в течение 3-4 периодов колебаний резко возрастает, что приводит к некоторому разуплотнению порошковой смеси. Это, во-первых, снижает эффективность уплотнения, а во-вторых, отрицательно сказывается на работоспособности упругих амортизаторов.

Цель работы. Основной целью настоящих исследований является создание достаточно простой и надежной конструкции вибрационного пресса, оснащенного вибростолом с вертикально направленными колебаниями, обеспечивающего эффективное уплотнение порошковых смесей.

Материал и результаты исследований. Предлагаемый вибрационный пресс для формования изделий из металлических порошков [2] включает (рис. 1) станину 1 с вертикальными направляющими 2, соединенными в верхней части поперечиной 3, механизм вертикальных перемещений 4, кинематически связанный с размещенной на вертикальных направляющих 2 во втулках скольжения 5 реактивной плитой 6, к которой на упругих амортизаторах 7 подвешена виброплита 8 с формующим пуансоном 9, с расположенным на ней вибровозбудителем 10 направленными колебаний и под которой соосно с ней размещена съемная пресс-форма 11, установленный соосно с виброплитой 8 с помощью упругих опор 12 на станине 1 вибростол 13 с размещенным в нижней его части вибровоз-

© Д. В. Савелов, 2012

будителем 14 направленных колебаний. Вибрационный пресс дополнительно оснащен установленными между вибростолом 13 и станиной 1 жестко упругими ограничителями 15 (рис. 2), каждый из которых состоит из закрепленного на вибростоле 13 жесткого ударного элемента 16, контактирующего с закрепленной на станине 1 упругой металлической опорой 17, выполненной в виде жесткого стакана 18, заполненного полимерным телом 19, при этом в неподвижном состоянии зазор между контактирующими поверхностями ударного элемента 16 и полимерным телом 19 равняется 0,1...0,8 амплитуды колебаний вибростола 13, а жестко упругие ограничители 15 расположенные симметрично относительно центра тяжести вибростола 13 как в продольном, так и в поперечном направлениях. Вибровозбудитель 10 направленных колебаний, расположенный на виброплите 8, выполненный в виде смещенных на одинаковое расстояние от центра тяжести виброплиты 8 двух возбудителей 18 и 19 круговых колебаний, дебалансы которых имеют синхронное вращение и вращающиеся в противоположных направлениях. Вибровозбудитель 14 направленных колебаний, расположенный под вибростолом 13, выполненный в виде смещенных на одинаковое расстояние от центра тяжести вибростола 13 двух возбудителей 20 и 21 круговых колебания, дебалансы которого имеют синхронное вращение и вращающиеся в противоположных направлениях.

Работа вибростола осуществляется следующим образом. Вибропресс находится в исходном положении, при котором механизм вертикальных перемещений 4 вместе с реактивной плитой 6, виброплитой 8 и формующим пуансоном 9 поднят по вертикальным направляющим 2 вверх. На вибростол 13 устанавливается пресс-форма 11, заполненную тщательным образом перемешанной порошковой смесью. После этого происходит одновременное включение вибровозбудителей круговых колебаний 20 и 21 и привода механизма вертикальных перемещений 4. После включения вибровозбудители круговых колебаний 20 и 21, имеющих разное направление вращения, на вибростол 13 вместе с пресс-формой 11 действуют вертикально направленные колебания с угловой частотой колебаний 293 рад/с и амплитудой 1,5...1,6 мм.

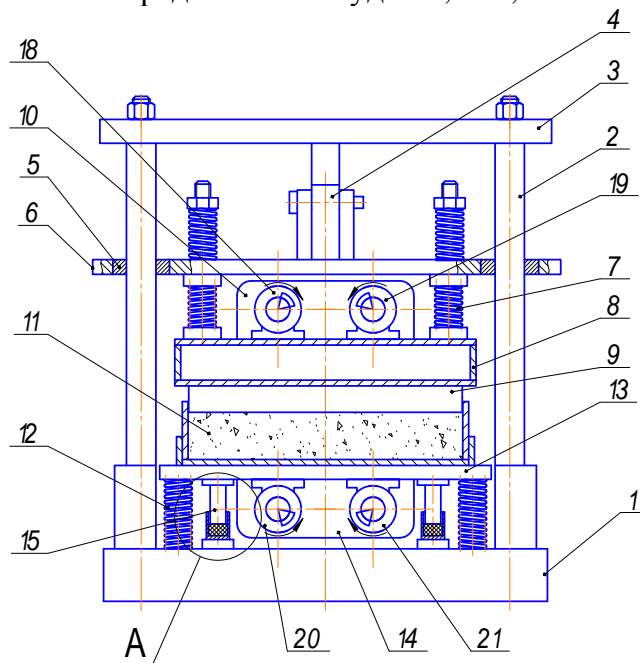


Рис. 1 – Конструктивная схема вибрационного пресса, снабженного вибростолом с жестко-упругими ограничителями

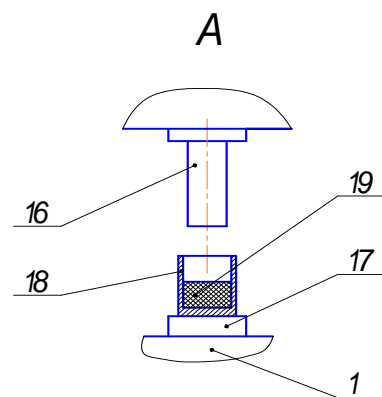


Рис. 2 – Конструктивные особенности жестко-упругих ограничителей

При этом закрепленные на вибростоле 13 жесткие ударные элементы 16 периодически соударяются о полимерные тела 19 упруго металлических опор 17, закрепленных на станине 1. В результате этих ударов вибростол 13 осуществляет асимметричные колебания в вертикальном направлении, которые благоприятно отражаются на эффективности уплотнения порошковой смеси. Это объясняется тем, что при ударах создается эффект встряхивания и возрастают инерционные силы, которые обеспечивают большую подвижность металлических частиц порошковой смеси с образованием более плотной упаковки порошковой смеси.

Благодаря предложенной конструкции вибростол вместе с упругими амортизаторами и жестко-упругими ограничителями создают существенно нелинейную систему. В результате, в момент выключения вибровозбудителей колебаний в представленной динамической системе не возникает явления резонанса, что во-первых не вызывает некоторого разуплотнения порошковой смеси, а во-вторых, не допускает дополнительного нагружения металлоконструкций вибростола и упругих опор. Кроме этого предложенное техническое решение позволяет довольно простым способом осуществить синхронизацию вращения вибровозбудителей круговых колебаний, значительно упростить конструкцию вибростола, уменьшить его металлоемкость и повысить надежность, а также обеспечить эффективное прессование и уплотнение порошковых смесей.

Для определения закона движения и основных параметров вибростола исследуем динамическую систему, в которой вибростол вибрационного пресса взаимодействует с жестко-упругими ограничителями. При периодическом воздействии ударных элементов 16 с полимерным телом 19, со стороны последнего будет действовать упругая реакция, которую также можно представить в виде кусочно-монотонной функции, представленной на рис. 3 при нулевом зазоре или на рис. 4 при зазоре больше нуля [3]. Угол α на рис. 4 определяется величиной зазора.

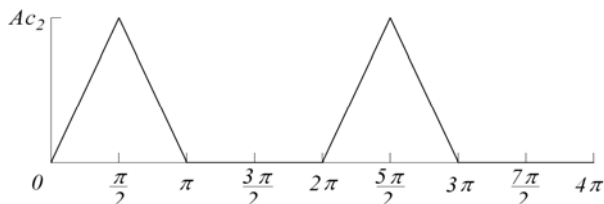


Рис. 3 – Изменение величины упругой реакции при нулевом зазоре между ударными элементами и полимерным телом

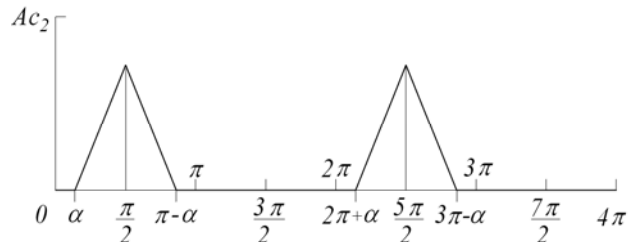


Рис. 4 – Изменение величины упругой реакции при определенном зазоре между ударными элементами и полимерным телом

Представленную на рис. 3 периодическую с периодом 2π функцию $f(\zeta)$ можно описать следующей системой уравнений:

$$\begin{cases} f(\zeta) = A c_2 \zeta & \text{при } 0 < \zeta \leq \frac{\pi}{2}, \\ f(\zeta) = A c_2 (\pi - \zeta) & \text{при } \frac{\pi}{2} < \zeta \leq \pi, \\ f(\zeta) = 0 & \text{при } \pi < \zeta \leq 2\pi, \end{cases} \quad (1)$$

где A – амплитуда деформирования полимерного тела;
 c_2 – жесткость упругих элементов ограничителей.

Разложим функцию $f(\zeta)$ в ряд Фурье. Коэффициенты разложения для функции $f(\zeta)$ будут равны:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} f(\zeta) \cdot d\zeta = \frac{Ac_2}{\pi} \left[\int_0^{0,5\pi} \zeta \cdot d\zeta + \int_{0,5\pi}^{\pi} (\pi - \zeta) \cdot d\zeta \right] = \frac{Ac_2 \pi}{4}; \quad (2)$$

$$a_k = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} f(\zeta) \cos k\zeta \cdot d\zeta = \frac{Ac_2}{\pi} \left[\int_0^{0,5\pi} \zeta \cos \zeta \cdot d\zeta + \int_{0,5\pi}^{\pi} (\pi - \zeta) \cos \zeta \cdot d\zeta \right] =$$

$$= -\frac{Ac_2}{\pi k^2} (1 + \cos k\pi) = \begin{cases} 0 & \text{при } k \text{ нечетном,} \\ -\frac{2Ac_2}{\pi k^2} & \text{при } k \text{ четном;} \end{cases} \quad (3)$$

$$b_k = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} f(\zeta) \sin k\zeta \cdot d\zeta = \frac{Ac_2}{\pi} \left[\int_0^{0,5\pi} \zeta \sin \zeta \cdot d\zeta + \int_{0,5\pi}^{\pi} (\pi - \zeta) \sin \zeta \cdot d\zeta \right] =$$

$$= \frac{Ac_2}{\pi k^2} \sin k \frac{\pi}{2} = \begin{cases} 0 & \text{при } k \text{ четном,} \\ \frac{2Ac_2}{\pi k^2} & \text{при } k = 1, 5, 9, \dots \\ -\frac{2Ac_2}{\pi k^2} & \text{при } k = 3, 7, 11, \dots \end{cases} \quad (4)$$

Представленную на рис. 4 периодическую функцию $f(\zeta)$ с периодом 2π можно описать следующим образом:

$$\begin{cases} f(\zeta) = 0 & \text{при } 0 < \zeta \leq \alpha, \\ f(\zeta) = Ac_2(\zeta - \alpha) & \text{при } \alpha < \zeta \leq \frac{\pi}{2}, \\ f(\zeta) = Ac_2(\pi - \zeta - \alpha) & \text{при } \frac{\pi}{2} < \zeta \leq \pi - \alpha, \\ f(\zeta) = 0 & \text{при } \pi - \alpha < \zeta \leq 2\pi, \end{cases} \quad (5)$$

Коэффициенты разложения для функции $f(\zeta)$ в ряд Фурье будут равны:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} f(\zeta) \cdot d\zeta = \frac{Ac_2}{\pi} \left[\int_{\alpha}^{0,5\pi} (\zeta - \alpha) d\zeta + \int_{0,5\pi}^{\pi - \alpha} (\pi - \alpha - \zeta) d\zeta \right] = Ac_2 \left(\frac{\pi}{4} - \alpha + \frac{\alpha^2}{2\pi} \right); \quad (6)$$

$$a_k = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} f(\zeta) \cos k\zeta \cdot d\zeta = \frac{Ac_2}{\pi} \left[\int_{\alpha}^{0,5\pi} (\zeta - \alpha) \cos \zeta \cdot d\zeta + \int_{0,5\pi}^{\pi - \alpha} (\pi - \alpha - \zeta) \cos \zeta \cdot d\zeta \right] =$$

$$= -\frac{A_{C2} \cos k\alpha}{\pi k^2} (1 + \cos k\pi) = \begin{cases} 0 & \text{при } k \text{ нечетном,} \\ -\frac{2A_{C2} \cos k\alpha}{\pi k^2} & \text{при } k \text{ четном;} \end{cases} \quad (7)$$

$$b_k = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} f(\zeta) \sin k\zeta \cdot d\zeta = \frac{A_{C2}}{\pi} \left[\int_{\alpha}^{0,5\pi} (\zeta - \alpha) \sin \zeta \cdot d\zeta + \int_{0,5\pi}^{\pi - \alpha} (\pi - \alpha - \zeta) \sin \zeta \cdot d\zeta \right] =$$

$$= \frac{A_{C2}}{\pi k^2} [\sin k \frac{\pi}{2} - \sin k\alpha (1 - \cos k\pi)] = \begin{cases} 0 & \text{при } k \text{ четном,} \\ \frac{2A_{C2}}{\pi k^2} (1 - \sin k\alpha) & \text{при } k = 1, 5, 9, \dots \\ -\frac{2A_{C2}}{\pi k^2} (1 + \sin k\alpha) & \text{при } k = 3, 7, 11, \dots \end{cases} \quad (8)$$

Из анализа полученных выражений (2–4) и (6–8) видно, что коэффициенты разложения в ряд Фурье (6 – 8) при значении $\alpha = 0$ вырождаются в коэффициенты разложения (2–4). Вследствие этого коэффициенты (6–8) являются универсальными и их можно использовать, как при определенном зазоре между ударными элементами и полимерным телом, так и при нулевом зазоре. С достаточной для инженерных расчетов степенью точности для описания функций $f(\zeta)$, представленных на рис. 3 и 4, можно ограничиться 4 членами разложения в ряд Фурье. При этом для вынужденных периодических колебаний вибростола вибрационного пресса силовое взаимодействие ударных элементов с полимерным телом может быть на основании выражений (6 – 8) с достаточной степенью точности представлено следующим разложением в ряд Фурье, т.е.

$$f(t) = \frac{A_{C2}}{2} \left(\frac{\pi}{4} - \alpha + \frac{\alpha^2}{2\pi} \right) + \frac{2A_{C2}}{\pi} \left[\frac{(1 - \sin \alpha) \sin \omega t}{1^2} - \frac{\cos 2\alpha \cos 2\omega t}{2^2} - \frac{(1 + \sin 3\alpha) \sin 3\omega t}{3^2} - \frac{\cos 4\alpha \cos 4\omega t}{4^2} \right]. \quad (9)$$

В случае несимметричной упругой характеристики следует учитывать, что отклонения вибростола в обе стороны от положения равновесия будут различными. Модули указанных отклонений A_{11} и A_{12} (рис. 5) связаны между собой соотношением [3]:

$$\int_{-A_{11}}^{A_{12}} F(z) dz = 0, \quad (10)$$

из которого можно выразить одно из отклонений через другое.

Для упругой характеристики, представленной на рис. 5 а, функцию $F(z)$ можно описать следующей системой уравнений:

$$\begin{cases} F(z) = c_3 z & \text{при } -A_{11} < z \leq 0, \\ F(z) = (c_3 + c_2) z & \text{при } 0 < z \leq A_{12}, \end{cases} \quad (11)$$

где c_3 – жесткость упругих опор вибростола.

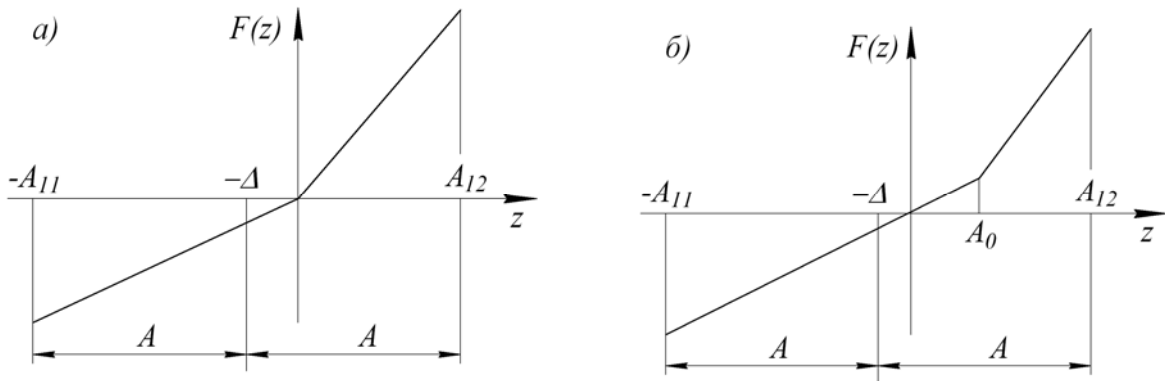


Рис. 5 – Упругая характеристика динамической системы: а) при отсутствии зазора между ударными элементами и полимерным телом ограничителей; б) при зазоре >0

Подставляя значения (11) функции $F(z)$ в выражение (10), найдем

$$\int_{-A_{11}}^{A_{12}} F(z) dz = \int_{-A_{11}}^0 c_3 z \cdot dz + \int_0^{A_{12}} (c_3 + c_2) z \cdot dz = -c_3 A_{11}^2 + (c_3 + c_2) A_{12}^2 = 0, \quad (12)$$

откуда

$$A_{12} = A_{11} \sqrt{\frac{c_3}{c_2 + c_3}}. \quad (13)$$

Среднее положение системы (центр колебаний) смещено влево от начала координат на величину

$$\Delta = \frac{1}{2}(A_{11} - A_{12}) = \frac{1}{2} A_{11} \left(1 - \sqrt{\frac{c_3}{c_2 + c_3}} \right). \quad (14)$$

Для упругой характеристики, представленной на рис. 5 б, функцию $F(z)$ можно описать следующей системой уравнений:

$$\begin{cases} F(z) = c_3 z & \text{при } -A_{11} < z \leq A_0, \\ F(z) = c_3 z + (z - A_0)c_2 & \text{при } A_0 < z \leq A_{12}, \end{cases} \quad (15)$$

где A_0 – величина зазора.

Подставляя значения (15) функции $F(z)$ в выражение (10), найдем

$$\begin{aligned} \int_{-A_{11}}^{A_{12}} F(z) dz &= \int_{-A_{11}}^{A_0} c_3 z \cdot dz + \int_{A_0}^{A_{12}} [c_3 z + (z - A_0)c_2] \cdot dz = \\ &= -c_3 A_{11}^2 + c_3 A_0^2 + c_2 (A_{12} - A_0)^2 = 0. \end{aligned} \quad (16)$$

Введем обозначение $A_0 = k_a A_{12}$ и, подставляя его в выражение (16), найдем

$$A_{12} = A_{11} \sqrt{\frac{c_3}{c_2(1 - k_a)^2 + c_3}}, \quad (17)$$

где $k_a = \sin \alpha$ – коэффициент зазора.

При этом определим среднее положение системы (центр колебаний), которое смещено влево от начала координат на величину

$$\Delta = \frac{1}{2}(A_{11} - A_{12}) = \frac{1}{2}A_{11} \left(1 - \sqrt{\frac{c_3}{c_2(1-k_a)^2 + c_3}} \right). \quad (18)$$

Используя выражение (9), полагая $\alpha = 0$, и выражение (14), составим уравнение движения вибростола в вертикальном направлении при нулевом зазоре между ударными элементами и полимерным телом, т.е.

$$(m + m_n) \frac{d^2 z}{dt^2} + (b_1 + b_3) \frac{dz}{dt} + (c_1 + c_3 + \frac{\pi c_2}{8}) z = -(c_1 + c_3 + \frac{\pi c_2}{8}) \Delta + Q \sin \omega t - \frac{2Ac_2}{\pi} \cdot \left[\sin \omega t - \frac{\cos 2\omega t}{4} - \frac{\sin 3\omega t}{9} - \frac{\cos 4\omega t}{16} \right], \quad (19)$$

где m – масса вибростола вместе с пресс-формой;

m_n , c_1 и b_1 – приведенная масса, коэффициенты упругого и неупругого сопротивления порошковой смеси.

Используя выражения (9) и (18), составим уравнение движения вибростола в вертикальном направлении при определенном зазоре между ударными элементами и полимерным телом, т.е.

$$(m + m_n) \frac{d^2 z}{dt^2} + (b_1 + b_3) \frac{dz}{dt} + [c_1 + c_3 + \frac{c_2}{2} (\frac{\pi}{4} - \alpha + \frac{\alpha^2}{2\pi})] z = -[c_1 + c_3 + \frac{c_2}{2} (\frac{\pi}{4} - \alpha + \frac{\alpha^2}{2\pi})] \Delta + Q \sin \omega t - \frac{2Ac_2}{\pi} \left[(1 - \sin \alpha) \sin \omega t - \frac{\cos 2\alpha \cos 2\omega t}{4} - \frac{(1 + \sin 3\alpha) \sin 3\omega t}{9} - \frac{\cos 4\alpha \cos 4\omega t}{16} \right] \quad (20)$$

Поскольку уравнение (20) является более общим и при $\alpha = 0$ превращается в уравнение (19), то и решение мы будем отыскивать только для уравнения (20).

Решение уравнения (20) для стационарных колебаний рассматриваемой динамической системы можно представить в следующем виде:

$$z = -\Delta + A_1 \sin(\omega_1 t - \varphi_1) + A_2 \cos(\omega_2 t + \varphi_2) + A_3 \sin(\omega_3 t - \varphi_3) + A_4 \cos(\omega_4 t + \varphi_4) \quad (21)$$

где A_i – амплитуда колебаний вибростола при угловой частоте ω_i , $i = 1 \dots 4$;

$$\omega_1 = \omega; \quad \omega_2 = 2\omega; \quad \omega_3 = 3\omega; \quad \omega_4 = 4\omega; \quad (22)$$

φ_i – угол сдвига фаз,

$$\varphi_i = \arctg \left\{ (b_{1i} + b_3) \omega_i / [c_{1i} + c_3 + \frac{c_2}{2} (\frac{\pi}{4} - \alpha + \frac{\alpha^2}{2\pi}) - (m + m_{ni}) \omega_i^2] \right\}; \quad (23)$$

$$N(i) = \sqrt{[c_{1i} + c_3 + \frac{c_2}{2} (\frac{\pi}{4} - \alpha + \frac{\alpha^2}{2\pi}) - (m + m_{ni}) \omega_i^2]^2 + (b_{1i} + b_3)^2 \omega_i^2}; \quad (24)$$

$$A_1 = \frac{Q - \frac{2Ac_2}{\pi} (1 - \sin \alpha)}{N(1)}; \quad (25)$$

$$A_2 = \frac{2Ac_2 \cos 2\alpha}{\pi N(2)}; \quad (26)$$

$$A_3 = \frac{2Ac_2(1 + \sin 3\alpha)}{\pi N(3)}; \quad (27)$$

$$A_4 = \frac{2Ac_2 \cos 4\alpha}{\pi N(4)}. \quad (28)$$

Принимая в первом приближении $A = A_1$ и подставляя это значение в выражение (25), найдем

$$A_1 = \frac{Q}{N(1) + \frac{2c_2}{\pi}(1 - \sin \alpha)}. \quad (29)$$

Из рис. 5 следует, что

$$A_{11} = A + \Delta \approx A_1 + \Delta. \quad (30)$$

Подставляя выражение (30) в равенство (18), найдем

$$\Delta = A_1 \left(1 - \sqrt{\frac{c_3}{c_2(1 - k_a)^2 + c_3}} \right) / \left(1 + \sqrt{\frac{c_3}{c_2(1 - k_a)^2 + c_3}} \right). \quad (31)$$

Используя зависимости (23–28) определяются остальные элементы разложения в ряд.

Как правило, первое приближение дает достаточно точные результаты, приемлемые для инженерных расчетов. Используя метод последовательных приближений, можно уточнить полученные результаты на 0,5 – 1,5 %.

В результате проведенных теоретических и экспериментальных исследований было установлено, что при жесткости $c_2 = 2c_3$ обеспечивается устойчивая синхронизация вращения дебалансных вибровозбудителей круговых колебаний, обеспечивающая устойчивый режим работы вибростолла вибрационного пресса. При этом повышается эффективность уплотнения порошковой смеси в пресс-форме.

Список литературы: 1. Порошковая металлургия / С.С. Кипарисов, Г.А. Либенсон. – Москва: Металлургия, – 1980. – 496 с. 2. Пат. 69960 Україна, МПК В28В 1/08. Вібропрес для формування виробів з металевих порошків / Савелов Д.В., Драгобецький В.В.; заявник і патентовласник КрНУ ім. М. Остроградського. – № 200111937; заявл. 11.10.2012; опубл. 25.05.2012, Бюл. №10. – 5 с. 3. Биргер И.А. Прочность, устойчивость, колебания. Справочник в трех томах. Том 3. / И.А. Биргер. – М.: Машиностроение, 1968. – 568 с. 4. Тимошенко С.П., Колебания в инженерном деле / Янг Д.Х., Уивер У. Пер. с англ. Л.Г. Григолоука. – Москва: Машиностроение, 1985. – 472 с.

Надійшла до редколегії 25.09.2012

УДК 621.762.4

Исследование процесса уплотнения порошковой смеси на вибростоле с жестко-упругими ограничителями / Савелов Д. В. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2012. – № 46(952). – С. 90-98. – Бібліогр.: 4 назв.

У статті приведені теоретичні дослідження робочого режиму і визначені основні параметри вібраційного преса, обладнаного вібростолом з двома вібраційними збудниками колових коливань і жорстко-пружними обмежувачами. Проведені дослідження послужили основою для створення простої та надійної конструкції вібраційного преса, обладнаного вібростолом, що здійснює вертикально направлені коливання разом з прес-формою і який забезпечує ефективне ущільнення порошкової суміші.

Ключові слова: робочий режим, вібраційний прес, металевий порошок, жорстко-пружний обмежувач.

The article deals with theoretical study of the operation mode and basic parameters of a vibration press equipped with vibration table unit with two vibration exciters of the circular vibration and stiff-plastics limiters. The conducted study has been used as a basis for the development of the simple and reliable construction of the vibration press equipped with vibration table unit that performs vertically directed vibrations with press-tool die and that provides an effective compression of the powder mix.

Key words: operation mode, vibration press, metal powder, stiff-elastic limiter.

УДК 621.983

В. І. СТЕБЛЮК, докт. техн. наук, проф., НТУУ «КП», Київ,
М. В. ОРЛЮК, канд. техн. наук, доц., НТУУ «КП», Київ,
О. В. ХОЛЯВІК, асистент, НТУУ «КП», Київ.

ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПРИБИ ВИТЯГУВАННІ КОРОБЧАСТИХ ДЕТАЛЕЙ ІЗ ЗАГОТОВОК, РОЗРАХОВАНИХ МЕТОДОМ ПОТЕНЦІАЛУ

Розглянуто витягування порожнистих виробів, які не мають осевої симетрії. Наведені результати аналізу напружено-деформованого стану заготовки при витягуванні порожнистих виробів прямокутних у плані. Встановлено, що при використанні заготовок, форма і розміри яких розраховані за допомогою методу потенціалу відбувається суттєве зменшення розтягуючих напружень та критерію руйнування у небезпечному перерізі.

Ключові слова: витягування, коробчасті вироби, моделювання, “зворотне” витягування, “обернений” процес, метод потенціалу, оптимальна форма заготовки, розрахунок заготовки, проміжні переходи.

Вступ. На даний час не існує єдиного загального методу визначення розмірів і форми заготовки для витягування деталей коробчастої форми. У довідковій літературі наведено велику кількість рекомендацій різних авторів [1–4], що базуються на різноманітних припущеннях. До того ж алгоритм розрахунку та побудови заготовок відрізняється не лише у різних авторів, але і в межах рекомендацій одного автора в залежності від відносних розмірів деталей (рис. 1).

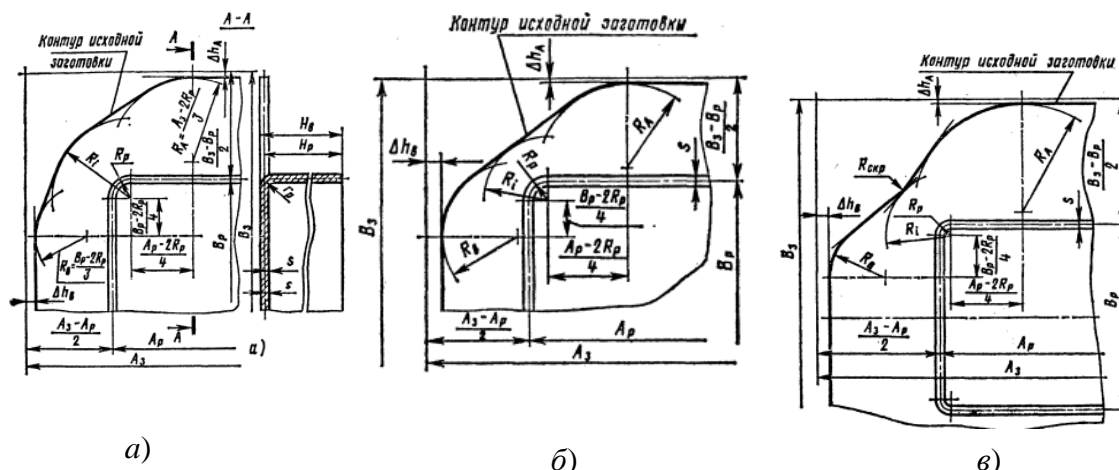


Рис. 1 – Варіанти побудови профілю кута заготовки для витягування низьких прямокутних коробок по Рудману Л.І. [4]: а – при $R > 0,54(h + 1,57r)$ – випуклий контур; б – при $R = 0,54(h + 1,57r)$ – пряма лінія; в – при $R < 0,54(h + 1,57r)$ – увігнутий контур.

Однак, навіть при суворому дотриманні всіх рекомендацій не можливо одразу отримати раціональну форму заготовки. На практиці доводиться поетапно корегувати розміри і форму заготовки, а іноді і робочого інструменту, методом «проб і помилок», що потребує значних матеріально-технічних, часових, а відповідно і економічних затрат. Тому розраховану таким чином заготовку слід розглядати як перше наближення до її раціональної форми та розмірів.

© В. І. Стеблюк, М. В. Орлюк, О. В. Холявік, 2012

На даний час існує велика потреба у деталях коробчастої форми: газові лічильники, корпуси приладів, що забезпечують непроникність при значному зовнішньому тиску і температурі, екрануючу здатність від електромагнітного випромінювання та ін. Тому задача створення більш досконалого методу розрахунку форми і розмірів заготовки для витягування коробчастих виробів залишається актуальною.

Для вирішення цієї задачі нами було застосовано спосіб визначення форми і розмірів заготовки для витягування коробчастих деталей моделюванням пластичної течії металу в процесі формоутворення плоскою течією нестисненої ідеальної рідини [5]. Форма заготовки і контур зовнішнього краю в різні моменти витягування визначаються положенням матеріальних точок, які мають одночасно підійти до краю матриці в завершальний момент витягування.

Задача визначення їх положення зводиться до розв'язку рівняння Лапласа для обтікання контуру матриці потоком рідини з плоским потенціальним полем швидкості. З урахуванням жорстких (пружних) зон на ділянках заготовки, що примикають до прямолінійних відрізків контуру матриці.

Аналогічний за змістом підхід до моделювання пластичної течії в процесах обробки металів тиском плоским потенціальним полем течії ідеальної рідини використовував у своїх роботах Г.Я. Гун [6]. При наявності жорстких зон розглядалися розривні поля швидкості.

Метою роботи було визначення розподілу параметрів напружено-деформованого стану при витягуванні коробчастих деталей із заготовок, розрахованих методом потенціалу, та порівняння їх з тими ж показниками для коробок виготовлених із заготовок, розрахованих існуючими (традиційними) методами.

Результати досліджень. В даній роботі виконано моделювання витягування коробчастого виробу (рис. 2) із заготовки форма і розміри якої визначені за допомогою запропонованого нами методу [7] (рис. 3) та із заготовки, яка розрахована одним із традиційних методів [1] (рис. 4).

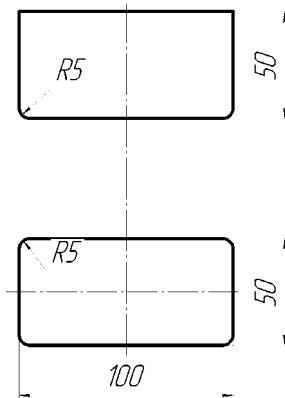


Рис. 2 – Креслення коробки

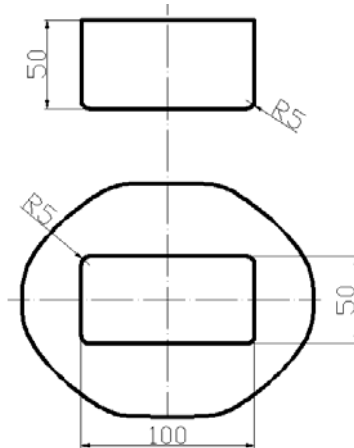


Рис. 3 – Заготовка, отримана за допомогою методу потенціалу

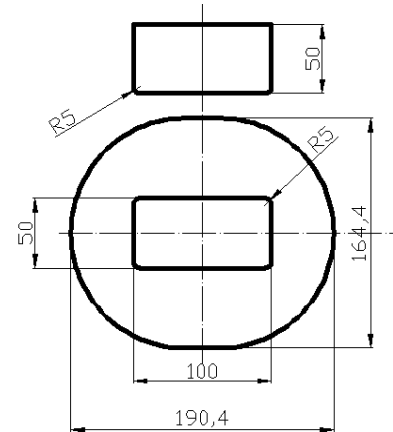


Рис. 4 – Заготовка, отримана за допомогою інженерного методу

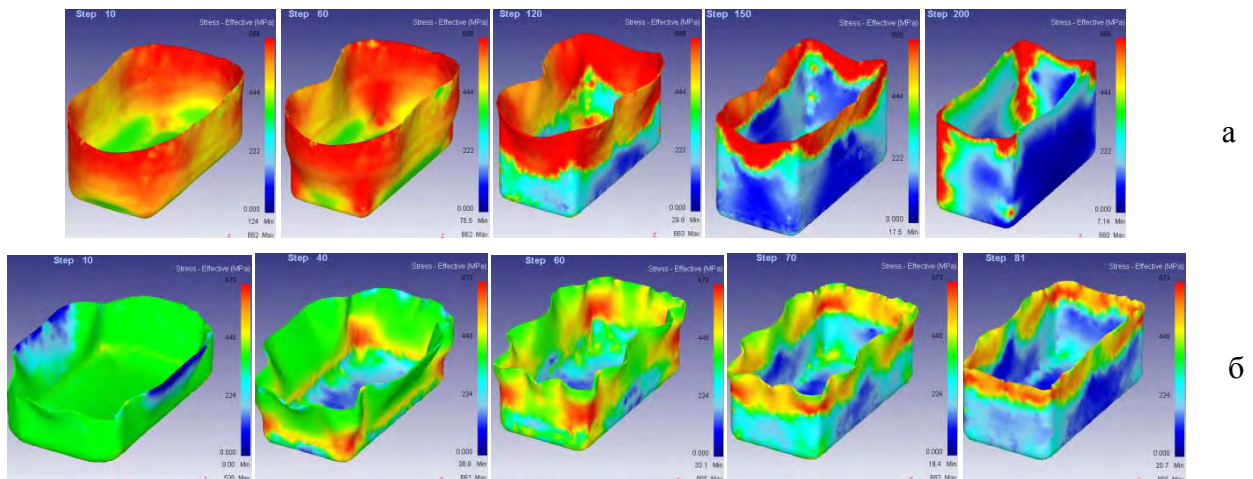


Рис. 5 – Зміна інтенсивності напружень при витягуванні коробки: а – із заготовки розрахованої інженерним методом [1], б – із заготовки розрахованої методом потенціалу

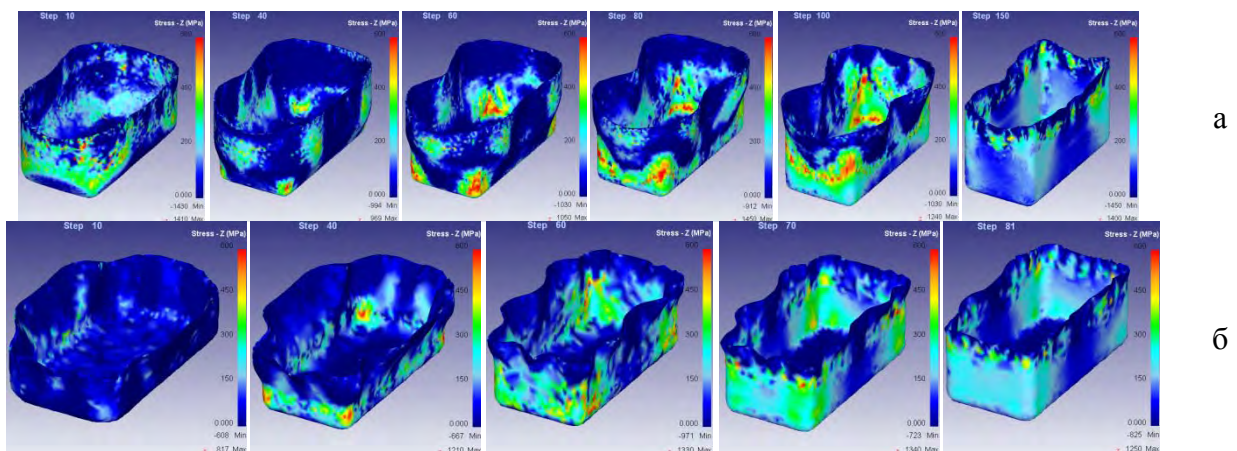


Рис. 6 – Зміна розтягуючих напружень при витягуванні коробки: а – із заготовки розрахованої інженерним методом [1], б – із заготовки розрахованої методом потенціалу

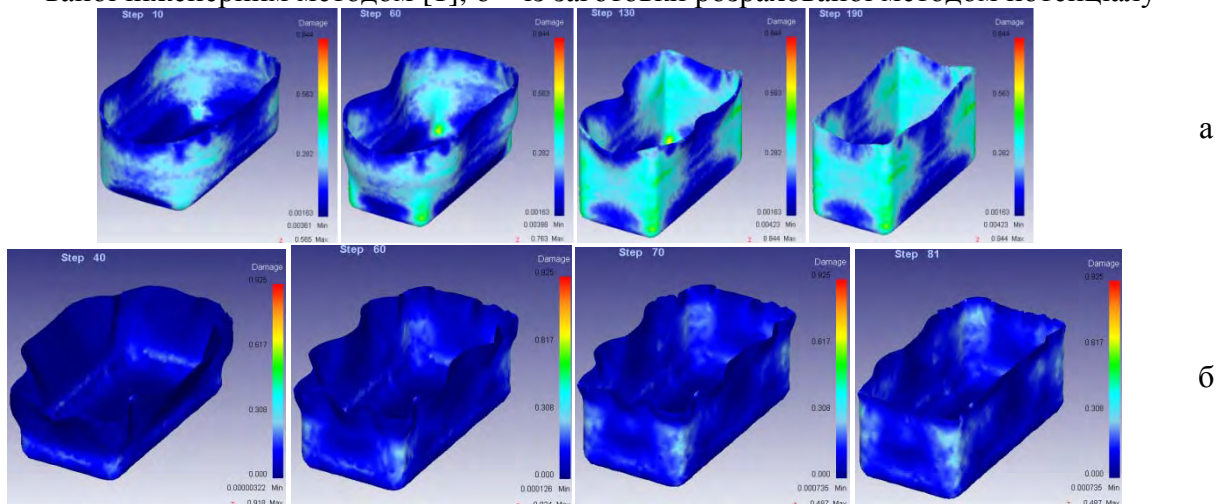


Рис. 7 – Зміна критерію руйнування при витягуванні коробки: а – із заготовки розрахованої інженерним методом [1], б – із заготовки розрахованої методом потенціалу

В роботі [7] побудова раціональної заготовки виконана для витягування коробчастих деталей з використанням методу потенціалу швидкості ідеальної нестисненої рідини, що витікає від контуру матриці і границі жорстких зон у зворотному напрямку.

Результати моделювання витягування коробчастого виробу наведені на рис. 5-7.

Як видно з рис. 5-7, застосування заготовки, розрахованої методом потенціалу, дозволяє отримати зменшення розтягуючих напружень на 11%, зниження критерію руйнування на 42%, розподіл ореолу максимальної інтенсивності напружень має значно кращу картину у процесі витягування коробки. Крім того використання саме такої заготовки дозволяє отримати значно кращу форму витягнутого коробчастого виробу. Таким чином форма заготовки, розміри якої отримані методом потенціалу може вважатись кращим наближенням до оптимальної форми заготовки для витягування порожнистих коробчастих виробів.

Висновки. Результати дослідження підтверджують, що застосування заготовки, розрахованої нашим методом, призводить до меншого ореолу розподілу максимальної інтенсивності напружень, зниження на третину розтягуючих напружень та критерію руйнування у небезпечному перерізі, що відкриває простір для інтенсифікації процесу витягування коробчастих виробів. Однак при моделюванні виявилось, що метод також не досконалий, що пояснюється тим, що теоретична модель процесу дещо відрізняється від результатів моделювання. І хоча форма і розміри заготовки, визначені за допомогою методу потенціалу, підлягають наступній корекції, але запропонований нами метод є кращим і більш універсальним ніж існуючі. Крім того він є менш трудомістким і не потребує визначення такої великої кількості параметрів, як існуючі методи [1-4].

Список літератури. 1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – 6-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1979. – 520 с., ил. 2. Вайнтрауб Д.А., Технологические расчеты при вытяжке высоких прямоугольных деталей. – Л.: Ленинградский дом научно-технической пропаганды, 1969. 3. Руководящий технический материал. РТМ 34-65. Штампы для холодной листовой штамповки. Расчеты и конструирование, – М: ВНИИНМАШ, Издательство стандартов, 1966. 4. Справочник конструктора штампов: Листовая штамповка /Под общ. ред. Л.И. Рудмана. – М.: Машиностроение, 1988. – 496 с.: ил. – (Б-ка конструктора). 5. Жарков В.А. Кинематика течения фланца заготовки / В.А. Жарков // М.: Известия вузов. Машиностроение №11, 1975р., 135-139. 6. Гун Г.Я. Пластическое формоизменение металлов / Г.Я. Гун, П.И. Полухин, В.П. Полухин и др. // М.: Издательство «Металлургия», 1968. – 420 с. 7. Стеблюк В.І. Побудова контуру заготовки на основі математичної моделі процесу витягування порожнистих виробів коробчастої форми / Стеблюк В.І., Холявік О.В. // Обработка материалов давлением №1 (20), 2009, 63-66.

Надійшла до редколегії 27.10.2012

УДК 621.983

Визначення параметрів напружено-деформованого стану при витягуванні коробчастих деталей із заготовок, розрахованих методом потенціалу / Стеблюк В. І., Орлюк М. В., Холявік О. В. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2012. – №46(952). – С. 98-101. – Библиогр.: 7 назв.

Рассмотрена вытяжка пустотелых изделий, которые не имеют осевой симметрии. Представлены результаты анализа напряженно-деформированного состояния заготовки при вытяжке пустотелых изделий прямоугольных в плане. Определено, что при использовании заготовок, форма и размеры которых рассчитаны с помощью метода потенциалов происходит существенное снижение растягивающих напряжений и критерия разрушения в опасном сечении.

Ключевые слова: вытяжка, коробчатые изделия, моделирование, “обратная” вытяжка, “обратный” процесс, метод потенциалов, оптимальная форма заготовки, расчет заготовки, промежуточные переходы.

The extract of hollow products, which have no axial symmetry, is considered. Resulted analysis of the tense-deformed state of detail at extraction wares box-type. At the use of purveyances, form and sizes of which raschitany the offered method is attain the considerable decline of parameters of the tense-deformed state at extraction of wares box-type.

Keywords: extraction, box-type wares, design, “reverse” extraction, “reverse” process, method of potentials, optimum form of preparation, calculation of preparation, intermediate transitions.

УДК 621.791.927.5

Я. Ю. ТКАЧЕНКО, аспирант, ДГМА, Краматорск

А. М. ЛАПТЕВ., докт. техн. наук, проф., ДГМА, Краматорск

ВИДЫ И ОСОБЕННОСТИ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ГОРЯЧЕГО ПРЕССОВАНИЯ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ С НАГРЕВОМ ПУЛЬСИРУЮЩИМ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ ТОКОМ

Технология спекание пульсирующим электрическим током принадлежит к классу методов спекания, которые используют пульсирующий постоянный ток для усиления спекания. Технологические преимущества, такие как короткая продолжительность обработки, использование высокой нормы нагрева, являются основными преимуществами технологии спекания, таким образом, минимизируется рост зерна, который часто ведет к улучшению механических, физических или оптических свойств, и устранение необходимости спекания примесей. Поэтому многие компании, такие как FCT Systeme GmbH и SPS SYSTEX INC. уделяют большое внимание производству нового оборудования для технологии спекания электрическим током.

Ключевые слова: порошок, нагрев, электрический ток, горячее прессование, спекание пульсирующим электрическим током.

С ростом технического прогресса постоянно повышаются требования к различным конструкционным элементам, и обычные металлические компоненты вынуждены работать на пределе своих возможностей. Именно поэтому встал вопрос об усовершенствовании имеющихся и создании новых технологий и оборудования для получения улучшенных металлических и керамических материалов с уникальными свойствами. В последнее десятилетие проводятся интенсивные исследования в области новой технологии горячего прессования порошковых материалов с применением высокоскоростного нагрева пульсирующим электрическим током [1].

Поддерживаемое электромагнитным полем спекание SPS / FAST (Spark plasma sintering / The field assisted sintering technique) представляет собой развивающуюся технологию для изготовления металлов, керамики и композитов из порошка. Представленная технология основана на модифицированном методе горячего прессования, при котором подача электрического осуществляется в соответствии со схемой представленной на рис. 1. Импульсы электрического тока вместо внешнего нагревателя пропускаются напрямую через специально разработанный источник электрического тока, который обеспечивает контроль формы, частоты и величины подачи импульсов тока, а также элементы пресс-формы и уплотняемый материал [2]. Одновременно с нагревом осуществляется процесс прессования. Данная схема прессования обеспечивает однородный и быстрый нагрев, по сравнению с традиционным нагревом при горячем прессовании. Считается, что такая применение тока способствует образованию плазмы между его частицами, тем самым ускоряя процесс спекания [3].

При данном методе спекания инструмент или деталь нагревается за счёт проходящего через них тока, так что продолжительность цикла может составлять несколько минут. Подача коротких импульсов постоянного тока вызывает у многих материалов дополнительное повышение активности спекания вследствие процессов, проходящих в точках соприкосновения частиц порошка (Джоулевый нагрев, образование плазмы, электромиграция и т.д.), что позволяет работать с более низкими температурами и/или усилиями прессования, чем при традиционном горячем прессовании или спекании.

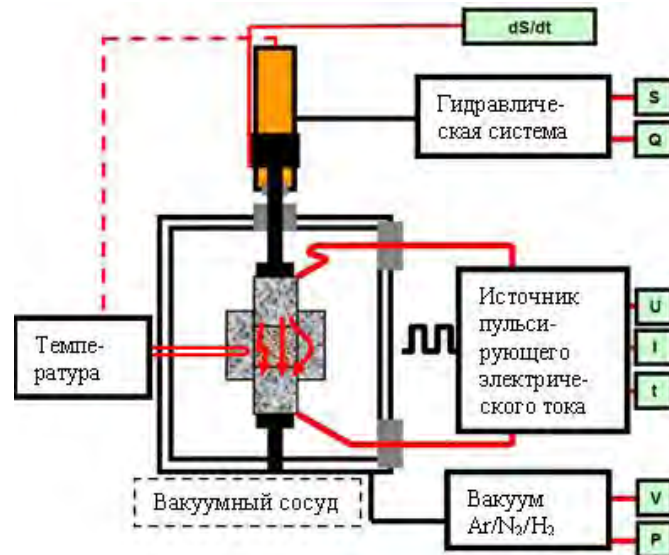


Рис. 1 – Принцип метода SPS / FAST

Одной из основных проблем горячего прессования с нагревом пульсирующим электрическим током является неравномерность распределения температуры и сложность ее контроля внутри порошковой заготовки. Как следствие неоднородность температурного поля влияет на неравномерность уплотнения порошка и неоднородность свойств, что в ряде случаев не позволяет получить качественные изделия [4]. Исходя из этого, актуальными вопросами для дальнейших исследований остаются усовершенствование представленной технологии, а также разработка подходящего для данного процесса оборудования.

Целью работы является обобщенный анализ оборудования для горячего прессования порошковых материалов с нагревом пульсирующим электрическим током.

Передовыми производителями оборудования для горячего прессования с прямым нагревом пульсирующим электрическим током являются компании Thermal Technology (США), FCT Systeme GmbH (Германия) и SPS SYSTEX INC. (Япония). Рассмотрим более подробно каждую из компаний.

Компания Thermal Technology представляет революционную высокоскоростную технологию уплотнения порошка, известную как искровое плазменное спекание (SPS). В компании разработано два типа стандартных систем для процесса искрового плазменного спекания: Модель 10-3 с усилием 10 т. и источником питания 3000 А. (рис. 2, а), Модель 25-10 с усилием 25 т. и источником питания 10000 А. (рис. 2, б).

Также Thermal Technology занимается разработкой специализированных систем следующих типоразмеров:

- Оборудование с усилием 50, 100, 150 или 250 т.;
- Оборудование с источником питания 20000, 40000 или 60000 А.

Представленные системы изготавливаются для узких областей применения в массовом производстве. Все они оснащены компьютерами с специально разработанными программами, которые позволяют задать необходимые параметры процесса.

Компания FCT Systeme GmbH (Германия) занимается разработкой нового поколения вакуумных горячих прессов (табл. 1), использующих современную технологию SPS / FAST, гарантирующих эффективное и надежное использование преимуществ названной технологии.

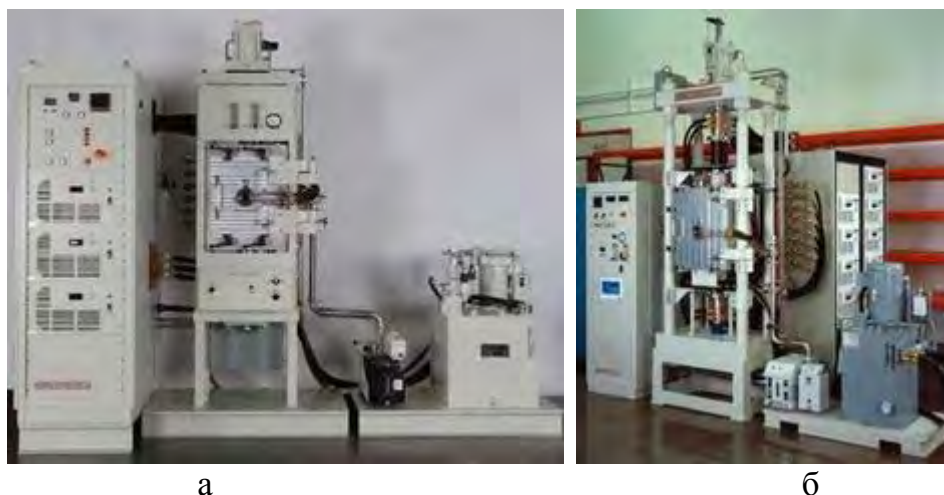


Рис. 2 – Установки компании Thermal Technology: а) Модель 10-3 и б) Модель 25-10

Таблица 1. – Технические характеристики оборудования компании FCT Systeme GmbH (Германия)

Модель	Размер матрицы	Размер образца	Макс. усилие, кН	Макс. напряжение, В	Макс. ток, кА	Потребляемая мощность, кВт	Вид установки
HP D 5	Ø 60 x 180	Ø 30	50	7,2	5,5	45	стационарная
HP D 25	Ø 200 x 300	Ø 80	250	8,0	8,0	78	
HP D 125	Ø 350 x 300	Ø 150	1250	8,0	24,0	212	
HP D 250	Ø 400 x 450	Ø 300	2500	8,0	48,0	408	
ННР D 25	Ø 200 x 200	Ø 80	250		100 кВт*	115	гибридная
ННР D 400	Ø 500 x 300	Ø 400	4000		1000 кВт*	1200	

* – максимальная мощность нагревательных устройств гибридной установки.

Результатом использования разработанных машин являются возможность производства разнообразных материалов с уникальными свойствами, например: изготовление наноматериалов спеканием без характерного роста зерна, FGM („Functionally Graded Materials“ – функционально классифицированные материалы); композиционных материалов; твердых сплавов; алюминиевых и медных сплавов, а также интерметаллические соединения; структурной и функциональной керамики.

В качестве пример рассмотрим установку HP D/250C (рис. 3), которая оснащена гидравлической системой с полностью цифровым управлением и точным регулированием скорости/усилия через оптический датчик хода. Вакуумный резервуар с двойными стенками и водяным охлаждением позволяет создавать любую атмосферу для спекания (как статичную, так и подвижную) с регулируемым давлением газа. Свободно программируемые импульсы постоянного тока, выдаваемые блоком питания, позволяют гибко адаптироваться к любым поставленным задачам. Температура спекания может достигать 2400°C и контролируется пятью термоэлементами и дополнительно двумя пирометрами. Концепция установки не содержит ограничений в отношении входных параметров процесса, т.е. для каждой задачи может быть найдено специальное решение.

В некоторых установках используется, так называемый, гибридный нагрев, в котором осуществляется комбинация технологии FAST/SPS и одной или нескольких дополнительных нагревательных систем, которые воздействуют на системы пресс-

форм снаружи. Термические градиенты установки FAST/SPS, направленные обычно изнутри наружу, компенсируются посредством направленных в противоположную сторону градиентов дополнительной нагревательной системы. Как следствие наблюдается уменьшение разницы температур в детали.



Рис. 3. – Установка HP D/250C компании FCT Systeme GmbH (Германия)



Рис. 4 – 250 тонная гибридная установка FAST/SPS, оборудованная двумя промышленными роботами

Мощность промышленных установок FAST/SPS зависит также от максимально возможной скорости нагрева, сведенного к минимуму времени выдержки, возможности быстрого охлаждения детали. FCT Systeme GmbH разработаны установки с использованием дополнительной охлаждающей камеры, отделенной от собственно агломерационной камеры газовакуумплотным шлюзом и оборудованной особенно быстро охлаждаемыми штампами. Таким образом, процесс охлаждения по времени отделяется от процесса нагрева и спекания, прессования, что обеспечивает удвоенную производственную мощность таких полунепрерывных систем. Также с целью автоматизации производства используются роботы (рис. 4) и манипуляторы.

Компания Systex Inc. (Япония) выпускает оборудование серии DR. SINTER (The DR. SINTER Spark Plasma Sintering Systems), в состав которого входят модели, предназначенные для научных исследований, для обучения и использования в производстве. Оборудование для производства оснащено различными устройствами безопасности, которые обеспечивают высокий уровень надежности. Оборудование, оснащенное автоматическим роботом и компьютером, позволяет проводить полностью и полуавтоматизированную обработку материалов. Автоматическая линия предусматривает полную автоматизацию процесса от загрузки порошка, его нагрева, охлаждения и до получения готовой продукции в штампе. Отличие установок от рассмотренных выше, заключается в том, что ток поступает к заготовке не сразу через пуансон, а через некоторое количество подкладных колец, установленных на него. Классификация выпускаемой продукции и технологические особенности представлены в табл. 2, и на рис. 5 соответственно.

Таблица 2. – Технические характеристики оборудования компании SPS Systex Inc. (Япония)

Модель	Максимальное усилие, кН	Максимальная температура, °С	Ход, мм	Максимальный ток, кА	Габариты, мм	Вес, т
SPS-511S	50	2000	150	1,0	900x1050x1575	0,8
SPS-515S				1,5		
SPS-1020	100	1300*	150	2,0	1350x1615x1800	2,2
SPS-1030				3,0		
SPS-1050				5,0		
SPS-1080				8,0		
SPS-2040	200		150	4,0	1350x1615x1800	2,2
SPS-2050				5,0		
SPS-2080				8,0		
SPS-3.20МК-II	200	1300*	250	4,0	900x1050x2368	2,2
SPS-3.20МК-IV				8,0		
SPS-5.40МК-IV	500		300	8,0	1200x1350x2670	6,0
SPS-5.40МК-VI			350	15,0	2200x1400x2900	8,0
SPS-7.40МК-V	1000		300	10,0	1350x1300x2670	6,5
SPS-9.40МК-VII	3000		350	20,0	1650x1640x3500	15,0

* Температура может быть увеличена до 1700°С и 2700°С

** Температура может быть увеличена до 2700°С



Серия компактных машин для лабораторных исследований (Dr. Sinter Lab™): SPS-511S/515S



Серия стандартных машин для исследований: SPS-1020/1030/1050/1080 и



Серия стандартных машин для исследований и производства: SPS-3.20/5.40/7.40/9.20



Серия роботизированных машин для производства (Dr. Sinter™ Robo): SPS-9.40

Серия машин с контролируемой атмосферой для исследования новых материалов: SPS-5.11ET



Рис. 5 – Машины компании SPS Systex Inc. (Япония) для горячего прессования с нагревом пульсирующим током

Вывод. Использование технологии горячего прессования порошковых материалов с нагревом пульсирующим электрическим током позволяет сократить продолжительность обработки, минимизировать рост зерна, получить новые материалы с уникальными свойствами и существенно улучшить механические и физические свойства известных материалов. Таким образом, на данный момент одной из актуальных тем по всему миру является разработка способов и оборудования для горячего прессования порошковых материалов с нагревом пульсирующим электрическим током.

Список литературы: 1. *Zuhair A. Munirw, Dat V. Quach, Manshi Ohyanagi.* Electric Current Activation of Sintering: A Review of the Pulsed Electric Current Sintering Process – Journal of the American Ceramic Society, 2011, vol. 94, P. 1–19. 2. *Grasso S., Sakka Y., Maizza G.* Electric current activated/assisted sintering (ECAS): a review of patents 1906–2008. – Science and Technology of Advanced Materials, 2009, vol. 10, p. 1–24. 3. *Kessel H.U.* Sintered materials on the way to production by means of modern SPS technologies. – Beichte der Deutschen Keramischen Gesellschaft, 2009, vol. 86, N 10, p.145-152. 4. *Zavaliangos A., Zhang J., Krammer M., Groza J.R.* Temperature evolution during field activated sintering. – Materials Science and Engineering A, 2004, vol. 379, p. 218-228.

Надійшла до редколегії 18.10.2012.

УДК 621.791.927.5

Виды и особенности оборудования для горячего прессования порошковых материалов с нагревом пульсирующим электрическим током / Ткаченко Я. Ю., Лаптев А. М. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012.– №46(952). – С. 102-107. – Бібліограф.: 4 назв.

Технологія спікання пульсуючим електричним струмом належить до класу методів спікання, котрі використовують постійний пульсуючий струм для підвищення спікання. Технологічні переваги, такі як коротка тривалість обробки, використання високих норм нагрівання, є основними перевагами технології спікання, таким чином, мінімізується ріст зерна, що часто веде до поліпшення механічних, фізичних або оптичних властивостей, і усунення необхідності спікання домішок. Тому багато компаній, такі як FCT Systeme Gmb та SPS SYSTEX INC. приділяють велику увагу виробництву нового обладнання для технології спікання електричним струмом.

Ключові слова: порошок, нагрів, електричний струм, *гаряче пресування*, спікання пульсуючим електричним струмом.

The pulsed electric current sintering belongs to a class of sintering techniques that employ a pulsed direct current (DC) to intensify sintering. Some general advantages of field assisted sintering are technological advantages such as short processing time, the use of high heating rates thereby minimising grain growth, which often leads to improved mechanical, physical or optical properties, and elimination of the need of sintering aids. Therefore, many companies, such as FCT Systeme GmbH and SPS SYSTEX INC., pay much attention to product of new equipment for the PECS technologies.

Keywords: powder, heating, electric current, hot pressing, pulsed electric current sintering.

УДК 621.7.044

О. В. ТРОЦКО, канд. техн. наук, доц., КрНУ им. М. Остроградского, Кременчуг

ИССЛЕДОВАНИЯ ПОТЕРИ УСТОЙЧИВОСТИ ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ПРИ ПЛОСКОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ

В работе приведены исследования потери устойчивости пластического деформирования при плоском напряженном состоянии. Установлено, что при определенных видах нагружения разрушение происходит раньше, чем потеря устойчивости. Приведены зависимости между интенсивностью деформаций и показателем схемы напряженного состояния. Определены граничные значения показателя схемы напряженного состояния, исключаяющие потерю устойчивости.

© О. В.Троцко, 2012

Ключевые слова: формоизменение, потеря устойчивости, интенсивность деформаций, показатель схемы напряженного состояния.

Введение. В процессах формоизменения листовых деталей могут возникать состояния, которые приводят к появлению областей с потерей устойчивости, предшествующих разрушению, и недопустимых в готовых изделиях. Кроме того, организация процесса формоизменения, протекающего без потери устойчивости, предшествующей разрушению, позволяет получать детали минимальной разнотолщинности.

Анализ последних исследований и литературы. По теории максимальных касательных напряжений разрушение происходит путем среза по плоскостям действия максимальных касательных напряжений без видимых признаков потери устойчивости [1].

Установлено [1], что в зависимости от соотношения между растягивающими напряжениями при нагружении тонкостенной трубки растягивающей силой, внутренним и наружным давлением разрушение может происходить с образованием шейки, без видимых признаков потери устойчивости, с появлением местного вздутия, т.е. разрушение может происходить без потери устойчивости при пластической деформации, когда ни один из силовых факторов не достигает экстремума, либо с потерей устойчивости, за которой следует разрушение.

Впервые это было отмечено И. Н. Изотовыми А. Г. Митюковым [2], которые получили результаты экспериментально-теоретического исследования потери устойчивости пластического деформирования при плоском и объемном напряженном состояниях.

Цель исследования. Получение граничных значений показателя схемы напряженного состояния, исключающие потери устойчивости.

Материалы исследования. Испытуемый образец – тонкостенные трубки и сплошные цилиндры (пруток) – подвергали трехпараметрическому нагружению – внутренним давлением – p_e , наружным – p_n и давлением – p_o в цилиндре. Последнее было необходимо для создания и изменения в широком диапазоне продольной силы (сжимающей и растягивающей). Установлено, что при определенных путях нагружения разрушение происходит раньше, чем потеря устойчивости, т.е. при плоском напряженном состоянии при $\frac{\pi}{6} < \omega < \frac{\pi}{4}$ (где ω – угол вида девиаторов [2]). Исчерпание несущей способности определялось не потерей устойчивости, а разрушением.

Учитывая, что коэффициент Лодэ – $\mu_\sigma = \sqrt{3} \operatorname{tg} \omega$, то для тонкостенного цилиндра [1]:

$$\mu_\sigma = 2 \frac{\sigma_z}{\sigma_\theta} - 1, \quad (1)$$

Полагая, что $\frac{\sigma_z}{\sigma_\theta} = m$, где σ_θ , σ_z – широтное и меридиональное напряжение, [3],

получаем:

$$m = \frac{(\sqrt{3} \operatorname{tg} \omega + 1)}{2}. \quad (2)$$

Таким образом, при $1 < m < 1,376$ разрушение происходит без потери устойчивости. Это соответствует нулевому значению касательных напряжений. При плоском напряженном состоянии пластичность оценивается показателем напряженного состояния предложенного И. О. Сиваком [4]:

$$\eta = \frac{\mu_\sigma + 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}. \quad (3)$$

Этот показатель находится в пределах $1,932 < \eta < 2$.

Предельное состояние в условиях сложного напряженного состояния τ_{12} наступает, если [1]:

$$d\sigma_i' = d\sigma_i'', \quad (4)$$

где $d\sigma_i'$ – приращение интенсивности напряжений, соответствующих приращением истинных деформаций за счет изменения размеров тела;

$d\sigma_i''$ – приращение интенсивности напряжений вследствие упрочнения материала.

Для тонкостенной трубы с заглушками, находящимися под действием внутреннего давления P , потеря устойчивости происходит, когда значение тангенса угла $tg\alpha$ наклона к истинной кривой деформирования материала уменьшится до значения, в полтора раза превосходящего значение окружного растягивающего напряжения σ_θ [1], т.е.:

$$tg\alpha = \frac{3}{2}\sigma_\theta. \quad (5)$$

Установлено, что склонность материалов заготовки к потере устойчивости зависит от схемы напряженного состояния, влияние которой на предельно допустимые деформации позволяют оценить многочисленные экспериментальные исследования, выполненные при различных схемах напряжения формоизменяемых заготовок в очаге деформаций [4, 5]. Схема напряженного состояния, как правило, характеризуется коэффициентом жесткости Г.А. Смирнова-Аляева, [6] показателем напряженного состояния С. И. Губкика или В. Л. Колмогорова [5]. В работе [7] проведена обработка экспериментальных данных, полученных при различных операциях формоизменения (см. рисунок).

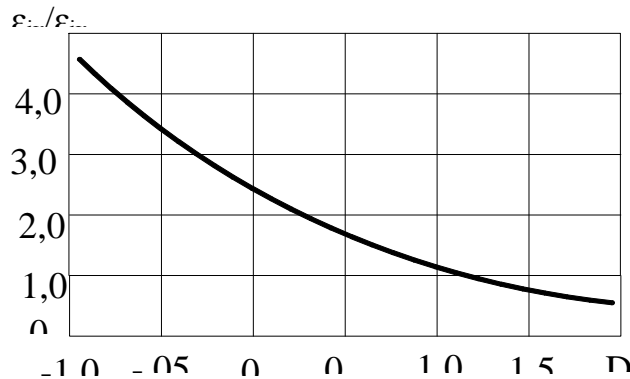


Рис. – Характер влияния схемы напряженного состояния на предельные деформации образца из стали 12X18H10T

Из рисунка следует, что зависимость между интенсивностью деформаций и показателем схемы напряженного состояния аппроксимируется уравнением вида:

$$\varepsilon_{ik} = \varepsilon_{np} (2,5 - 2,0 D + 0,5 D^2), \quad (6)$$

где $\varepsilon_{i np}$ – интенсивность деформаций в момент разрушения при линейном растяжении;

$D = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / \sigma_i$ – показатель схемы напряженного состояния (коэффициент жесткости) Смирнова-Аляева;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – главные напряжения;

σ_i – интенсивность напряжений.

Для получения аналитического решения квадратную зависимость с погрешностью 2–3% аппроксимируем двумя линейными уравнениями. В интервале $-1 \leq D < 0$, значе- ний коэффициента жесткости схемы напряженного состояния, используем зависимость:

$$\varepsilon_{ik} = \varepsilon_{inp}(-2,25D + 2,5), \quad (7)$$

а в интервале $0 \leq D < 1,5$:

$$\varepsilon_{ik} = \varepsilon_{inp}(-D + 2,5), \quad (8)$$

где ε_{ik} – интенсивность деформаций в момент разрушения при линейном растя- жении.

Результаты исследования. Зависимость (7) практически совпадает с экспери- ментальными данными [7]. Значения, полученные по зависимости (8), приводят к изменению ε_{ik} , не более чем на 5–8%.

Величину критических деформаций, при которых начинается потеря устойчи- вости, при схемах напряженного состояния, отличающегося по величине от деформаций при линейном растяжении, можно определить с помощью уравнения [8]:

$$\varepsilon_{кр} = \frac{2\sqrt{1-m+m^2}}{2-m}n, \quad (9)$$

где $m = \sigma_2 / \sigma_1$ – отношение главных нормальных растягивающих напряжений;

n – показатель упрочнения материала.

При разноименных схемах напряженного состояния знаменатель последних урав- нений изменяется на $(1+m)$ [7]. Если местное относительное удлинение на границе шейки (равномерное удлинение) δ_g будет больше или равно относительному удлинению в середине шейки δ_k , то разрушение заготовки производится без предшествующей раз- рушению потери устойчивости.

Граничное значение соотношения напряжений $m = \sigma_2 / \sigma_1$, при котором $\delta_g = \delta_k$ можно определить из формул (7) и (8).

Преобразовав выражение к виду:

$$D = (1+m)(1-m+m^2)^{-0,5}, \quad (10)$$

и приняв $\varepsilon_{inp} = \delta_{кр}$, получим:

$$\frac{2\delta_g(1-m+m^2)^{0,5}}{2-m} = \delta_k [k(1+m)(1-m+m^2)^{-0,5} + b], \quad (11)$$

где k – принимает значения $-2,25 \dots -1$; b – принимает значение 2,5.

Уравнение (6) после преобразований приводится к уравнению четвертой степени и решается известными методами, например, методом Дирака-Эйлера.

При разноименных схемах напряженного состояния уравнение (6) имеет вид:

$$\frac{2\delta_g}{\delta_k} / D = -2,25D + 2,5, \quad (12)$$

которое приводится к квадратическому уравнению:

$$-2,25D^2 + 2,5D - \frac{2\delta_g}{\delta_k} = 0. \quad (13)$$

По данным [7] для стали 12X18H10T $\delta_g = 0,49$; $\delta_k = 1,23$.

При $-1 < D < 0$ уравнение решения не имеет. В интервале $0 < D < 1,5$ уравнение (3) преобразуется в вид:

$$-D^2 + 2,5D - \frac{2\delta_g}{\delta_k} = 0. \quad (14)$$

При этих значениях уравнение (14) имеет решение $D = 0,38$, что соответствует $m = -0,29$.

Если напряженное состояние заготовки в очаге деформаций характеризуется значениями $m \leq m_{zp}$, определяемое из уравнения (12) и (13), то разрушение будет происходить без предшествующей потери устойчивости, и при определении предельно допустимых степеней формоизменения нет необходимости в учете связанных с ней факторов. Однако, значения m полученные из уравнения (11) не соответствуют пределам изменения D , значению $m = -0,29$ и не соответствуют экспериментальным значениям [2].

В качестве характеристики локального деформированного состояния воспользуемся соотношением [8]:

$$\bar{\eta}_i = \varepsilon_i / \varepsilon_{кр} = \varepsilon_1 / n, \quad (15)$$

где ε_i – интенсивность логарифмических деформаций;

$\varepsilon_{кр}$ – критическая интенсивность деформаций для данного соотношения m ;

ε_1 – логарифмическая деформация вдоль главной оси;

n – показатель упрочнения кривой пластичности при одноосном напряженном состоянии.

Следовательно, методика или экспериментальные данные, приведенные в работе [7] неправомерны.

Характеристикой использования пластичности при данном напряженном состоянии по сравнению с двухосным растяжением является параметр $\bar{\eta}_k$ [9, 10]:

$$\bar{\eta}_k = \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_{кр}(1)} = \frac{\varepsilon_i}{2n} = \left(\frac{\sqrt{1-m+m^2}}{2-m} \right) \left(\frac{\varepsilon_i}{n} \right) = \left(\frac{\sqrt{1-m+m^2}}{2-m} \right) (\bar{\eta}_i), \quad (16)$$

С учётом (15) выражение (16) преобразуется к виду:

$$\frac{\varepsilon_{кр(m)}}{\varepsilon_{кр(1)}} = \frac{\sqrt{1-m+m^2}}{2-m}. \quad (17)$$

Для разноименной схемы напряженного состояния получаем:

$$D = \varepsilon_{кр(1)} / \varepsilon_{кр(m)}. \quad (18)$$

Для стали 12X18H10T по данным В. А. Огородникова [9] $\varepsilon_{кр(m)}$ и $\varepsilon_{кр(1)}$ пропорциональны величинам 0,7 и 1,6, следовательно, $D = 2,286$, что соответствует $m_{zp} = 1,429$, экспериментальное значение $m_{zp} = 1,336$ [2] и погрешность составляет 7% (6,961).

Выводы. С использованием методик А. Д. Томленова, А. Ю. Аверкиева и В. А. Ершова, экспериментальных данных И. Н. Изотова и А. Г. Митюкова и В. А. Огородникова получены граничные значения показателя схемы напряженного состояния, которые исключают потерю устойчивости, лежащего в пределах $1,932 < \eta < 2$.

Список литературы: 1. Павлов Л. А. Механические состояния и прочность материалов: учеб. пособие / Л. А. Павлов. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-т, 1979. – 176 с. 2. Изотов И. Н. Экспериментальное изучение локализации пластических деформаций при плоском и объемном напряженном состояниях / И. Н. Изотов, А. Г. Митюков // Проблемы прочности. – 1973. – № 10. – С. 37–42. 3. Драгобецкий В. В. Устойчивость процесса формоизменения листовых деталей замкнутой формы / В. В. Драгобецкий. – Зб. наук. праць Кременчуцького державного університету: «Вісник КНУ ім. М. Остроградського». – Кременчук, 2010. – Вип. 6/2010 (65), ч. 1. – С. 52–54. 4. Сивак И. О. Пластичность металла при плоском напряженном состоянии / И. О. Сивак // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ, 2006. – С. 254–257. 5. Огородников В. А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. – Кузнечно-штамповочное производство. – 1970. – № 3. – С. 15–18. 6. Смирнов-Аляев Г. А. Механические основы пластической обработки материалов : монография / Г. А. Смирнов-Аляев. – М.: Машиностроение, 1968. – 271 с. 7. Ершов В. И. Совершенствование формоизменяющих операций листовой штамповки / В. И. Ершов, В. И. Глазков, М. В. Каширин. – М.: Машиностроение, 1990. – 312 с. 8. Томленов А. Д. Теория пластического деформирования металлов / А. Д. Томленов. – М.: Металлургия, 1972. – 480 с. 9. Огородников В. А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В. А. Огородников. – К.: Вища школа, 1983. – 175 с. 10. Дель Г. Д. Технологическая пастичность / Г. Д. Дель. – М.: Машиностроение, 1978. – 174 с.

Надійшла до редколегії 25.10.2012

УДК 621.7.044

Исследования потери устойчивости пластического деформирования при плоском напряженном состоянии / Троцко О. В. // Вісник «НТУ ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952) – С. 107-112. – Бібліогр.: 10 назв.

В роботі наведені дослідження втрати стійкості пластичного деформування при плоскому напруженому стані. Встановлено, що при певних видах навантаження руйнування відбувається раніше, ніж втрата стійкості. Наведені залежності між інтенсивністю деформацій і показником схеми напруженого стану. Визначені граничні значення показника схеми напруженого стану, що виключають втрату стійкості.

Ключові слова: формозміна, втрата стійкості, інтенсивність деформацій, показник схеми напруженого стану.

Investigations of loss of stability of plastic deformation are given in the work at a flat tension state. It is determined that at certain types of loading collapse occurs earlier than a stability loss does. Dependences between the intensity of deformations and an the indicator of the scheme of tension are given. Boundary values of the indicator of the scheme of tension excluding a stability loss are defined.

Keywords: form change, stability loss, intensity of deformations, indicator of the scheme of tension.

УДК 621.7539.37; 621.891

С. В. ФЁДОРОВ, докт. техн. наук, проф., ФГОУ ВПО «КГТУ», Калининград

ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ЭВОЛЮЦИИ СОСТОЯНИЯ СДВИГА (ТРЕНИЯ) В ШАРНИРЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ХОЛОДНОЙ ОМД

В рамках процесса холодной ОМД анализируется модель трения (сдвига) на границе формообразующей поверхности матрицы, предложенная обобщенной теорией трения – трибоэргодинамикой. Рассматривается возможный эффект нано-квантовой «резки», образующей качество поверхности поковки. Произведена расчетная оценка качества поверхностного слоя изделия по модели идеального наноструктурирования. Показано, что высотный параметр шероховатости поверхности изделия может достигать уровня порядка 3-4 нанометра. Поверхностный слой изделия может иметь однородную нано-зернистую структуру с толщиной, порядка около микрона.

Ключевые слова: трение, деформация, пластичность, технологии давления ,

© С. В. Фёдоров, 2012

Вступление. Ранее в работе [1] автор рассматривал оригинальные исследования общих закономерностей эволюции состояний и свойств систем с внешним трением, в рамках обобщенного научного метода трибоэргодинамики [2]. Основу трибоэргодинамики представляет энергетическая модель трансформационных процессов упруго-пластической деформации на контакте трения.

Критерий предельного, суперактивированного состояния – плотность внутренней накопленной энергии [3], уравнения энергетического баланса трения (пластической деформации) с учетом богатого опыта современной трибологии позволили реализовать данный метод как аксиоматический [4].

Предложена структурно-энергетическая диаграмма эволюции трущихся поверхностей [1,2], как обобщенное теоретико-экспериментальное подтверждение термодинамической модели трения.

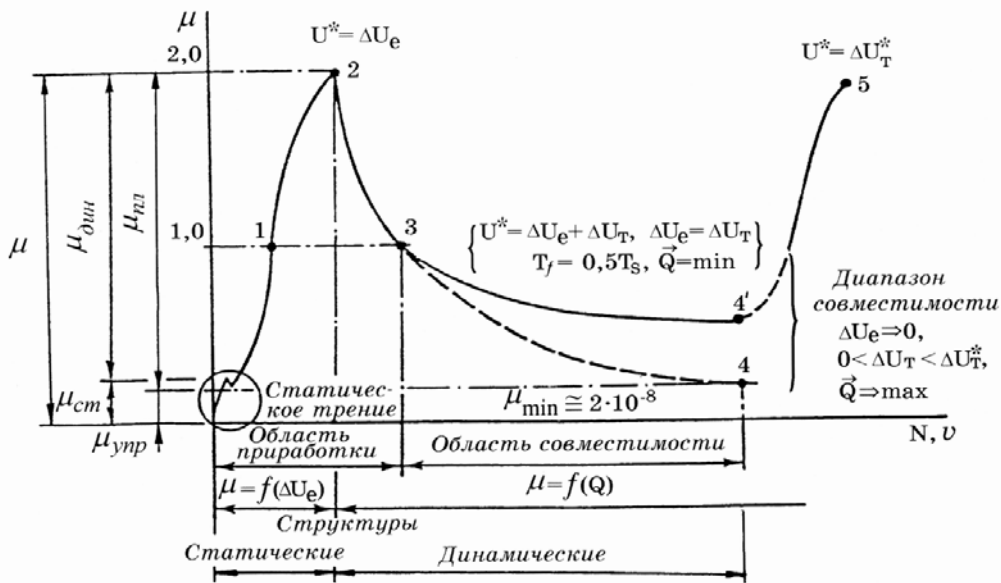


Рис. 1 – Структурно-энергетическая диаграмма эволюции трущихся поверхностей [2]

Показано, что при идеальной эволюции трибосистемы (деформируемого контакта), она, эволюция симметрична. Процесс начинается и заканчивается в областях упругого поведения. Между ними существует пластический максимум сильновозбужденного состояния, как область самоорганизации и структурного приспособления.

На конечном этапе эволюции упругость существует как эффект наиболее полного структурного рассеяния энергии с реализацией условия именно упруго-вязко-пластической деформации. В данных условиях имеет место идеальная, структурная сверхпластичность деформируемого объема – высокая степень эффективности процесса и высокие свойства изделия.

Предложена физическая модель реализации структурной сверхпластичности деформируемого объема, в основу которой уложена идея существования наименьшего структурного элемента деформируемого твердого тела – механического (нано) кванта [1,2,5] Образуясь в результате самоорганизации деформируемого контакта этот механический квант как наноструктура, трибоподсистема, теоретический кристалл и собственно динамический осциллятор реализует ротационно-колебательное поведение с упругим взаимодействием с себе подобными в объеме равновесного контакта трения (элементарной трибосистемы). В итоге контактный объем трения, состоящий из, примерно, 63 млн. таких квантов и реализует уникальные свойства сверхвысокой пластичности и практически полностью обратимый процесс. Потеря – это всего лишь один квант излучения – безопасный порог усталости контакта трения, наивысшая долговечность [1,6]. Соответ-

ственно, энергоэффективность максимальная – вся затраченная на процесс работа деформации идет на совершение положительной работы – вязкопластическое течение формообразования. В условиях трения – это идеальный сдвиг с реализацией аномально-низкого сопротивления и естественно безызносность.

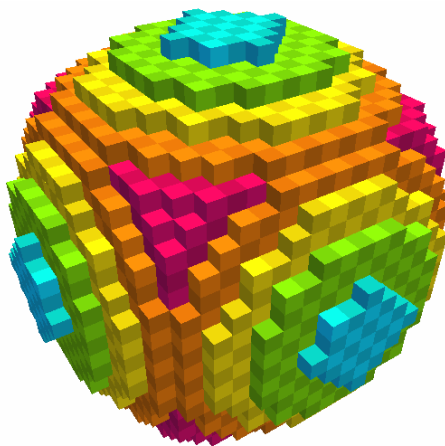


Рис. 2 – Модель кристалла элементарной наноструктуры трения – механический квант, состоящий из 8103 атомных осцилляторов [5]

Конечно, автор достаточно хорошо понимает, что специалисты в области механики пластичности, применительно к процессам обработки материалов давлением могут возразить о неполной применимости данной модели внешнего трения к процессам объемной деформации. Действительно, размер области деформации при ОМД значителен по своему объему и многократно превышает контактные объемы трения. Модель деформации в активной ее области при ОМД более традиционно, видимо, описывается в аспекте внутреннего трения, подобно поведению вязких жидкостей с низкими коэффициентами вязкости. Однако, если учесть сдвиговую, условно слоистую модель поведения вязких сред, то здесь автор предлагает провести аналогию элементарного сдвига между слоями вязкого тела с моделью сдвига, присущего упруго-вязко-пластического состояния контакта трения. Автор полагает, что здесь может быть допустимая аналогия с достаточной степенью корреляции. Поэтому, рассматривая предложенную ранее модель эволюции трибосистемы, хотелось бы дополнить ее энергетическим анализом состояний деформируемого объема трения, претерпевающих переходы через принципиальные точки эволюции (эксплуатации).

Кратко о модели трения. В рамках трибозергодинамики [2] модель упруго-пластической деформации контактных объёмов представляет обобщенный механизм трансформации и рассеяния энергии и определяет существо сопротивления перемещению поверхностей.

Трение рассматривается как глобальный (энергетический) феномен трансформации относительного движения.

Трение строго подчиняется уравнению энергетического баланса и с термодинамической точки зрения представляет собой конкуренцию двух одновременно действующих, взаимосвязанных и противоположных тенденций: накопления скрытой (потенциальной) энергии ΔU_e различного рода дефектов и повреждений структуры контактных объёмов и её высвобождения (рассеяния) Q за счет протекания различного рода релаксационных процессов.

Основу обобщенного анализа трения составляют уравнения энергетического баланса трения:

- для работы и мощности трения

$$W_f = \Delta U_e + Q = \Delta U_{e_1} + \Delta U_{e_2} + \Delta U_{T_1} + \Delta U_{T_2} + \bar{Q}_1 + \bar{Q}_2, \quad (1)$$

$$\dot{W}_f = \dot{U}_e + \dot{Q} = \dot{U}_{e_1} + \dot{U}_{e_2} + \dot{U}_{T_1} + \dot{U}_{T_2} + \dot{\bar{Q}}_1 + \dot{\bar{Q}}_2; \quad (2)$$

- для силы трения

$$F_l = \frac{\Delta U_e}{l} + \frac{Q}{l} = \frac{\Delta U_{e_1} + \Delta U_{e_2}}{l} + \frac{Q_1 + Q_2}{l}, \quad (3)$$

$$F_v = \frac{\dot{U}_{e_1} + \dot{U}_{e_2}}{v} + \frac{\dot{Q}_1 + \dot{Q}_2}{v} = F_{mechanical} + F_{molecular} \quad (4)$$

- для коэффициента трения

$$\mu_l = \frac{\Delta U_{e_1} + \Delta U_{e_2}}{Nl} + \frac{Q_1 + Q_2}{Nl} = \mu_{adapt} + \mu_{dis} = \mu_{adapt} + \mu_{disT} + \mu_{dis\bar{Q}}, \quad (5)$$

$$\mu_v = \frac{\dot{U}_{e_1} + \dot{U}_{e_2}}{Nv} + \frac{\dot{Q}_1 + \dot{Q}_2}{Nv} = \mu_{deformation} + \mu_{adhesion}. \quad (6)$$

Здесь $\Delta U_e = V_f \Delta u_e$, $\dot{U}_e = V_f \dot{u}_e$ – изменение и скорость изменения скрытой энергии в деформируемом объеме; $Q = V_f q$, $\dot{Q} = V_f \dot{q}$ – тепловой эффект трения и его мощность; Δu_e ; $\dot{u}_e = du_e/dt$ – плотность и скорость изменения плотности скрытой энергии в контактных объемах; q , \dot{q} – плотность теплового эффекта (диссипации) и его интенсивность; V_f – деформируемый (трения) объем; μ_{adapt} ; μ_{dis} – адаптивный (Леонардо да Винчи) и диссипативный коэффициенты трения; μ_{disT} ; $\mu_{dis\bar{Q}}$ – статическая и динамическая компоненты диссипативного коэффициента трения; N, l – нагрузка и путь трения; ΔU_T – тепловая компонента внутренней энергии;

Уравнения энергетического баланса трения (в данном случае для трения без смазки) как обобщенные уравнения трения адекватны современным двойственным представлениям о трении – молекулярно-механической [7] и деформационно-адгезионной [8] теориям трения.

Как следует из (1)-(6) первая тенденция процесса определяет эффект деформационного упрочнения и интегрально характеризует меру повреждаемости (параметр состояния); вторая тенденция определяет тепловой эффект трения Q и ответственна за квазивязкую составляющую процесса.

Коэффициент трения в его энергетической интерпретации есть отношение накопленной скрытой энергии деформации к работе внешних сил, и является истинным и обобщенным параметром состояния трибосистемы:

$$\mu = \frac{\Delta U_{e\Sigma}}{\mu^* Nl} = \frac{F}{N}; \quad \mu^* = 1,0, \quad Q \cong 0. \quad (7)$$

Таким образом, анализ закономерностей трения – это анализ закономерностей изменения накопленной скрытой энергии деформации или же коэффициента трения (рис. 1).

Эволюция трибосистемы, представленная в виде диаграммы (рис. 1), имеет адаптивно-диссипативный характер (1) и отражает конкурентную (диалектическую) природу трения.

Эволюционная кривая имеет ряд принципиальных точек (1,2,3,4,5) переходных состояний ТС [2,9], которые строго подчинены балансовому принципу трения; между этими точками существуют наиболее характерные области поведения трибосистемы, отражающие общие свойства её нелинейной динамики.

На рис.1 можно видеть следующие условно обозначенные точки и этапы: 0-1 – участок статического трения и деформационного упрочнения; 1 – точка предельного деформационного упрочнения; 1-2 – участок накачки избыточной энергии; 2 – точка схватывания и перехода внешнего трения во внутреннее (критической неустойчивости); 2-3 – участок образования диссипативных структур; 3 – точка минимальной совместимости (максимальной фрикционности); 1-2-3 – область приспособления (адаптации) и самоорганизации; 3-4 – участок совместимости; 4- точка безызносности (аномально-низкого трения); 5 – точка термического схватывания.

На первом этапе адаптации эволюция контакта трения устремляется к возникновению некоторого критического объёма трения V_f^* (точка 2) – элементарной трибосистемы (адекватного понятию о равновесной шероховатости) как существа элементарного и самостоятельного трансформатора энергии; по существу – это то, что мы называем материальной точкой механики. Завершается этап накоплением скрытой энергии с критической плотностью Δu_e^* .

Этот объём трения V_f^* постоянен на втором этапе эволюции и здесь он эволюционно развивается за счет структурной трансформации, реализуя возможный широкий спектр совместимых структур трения (диапазон совместимости (рис.1)). Условно, мы имеем уменьшение доли адаптивного объёма трения V_{adapt} и рост диссипативного объёма V_{dis} (диапазон совместимости на рис. 1), т.е. $V_f^* = V_{adapt} + V_{dis}$. В пределе (точка 4) этот этап характеризуется полным превращением адаптивного критического объёма V_{adapt}^* в объем диссипативный V_{dis}^* .

Структурное приспособление, благодаря сложным атомарно-конфигурационным изменениям внутри объёма V_f^* , приводит к уменьшению внутренних напряжений, вплоть до упругих и соответственно, увеличению доли энергии \bar{Q} , обратимо рассеиваемой. Соответственно – это структурное рассеяние энергии, характерное для существа диссипативных структур трения.

Кульминацией эволюции ТС является ее конечное и предельное состояние точки 4 – состояние аномально-низкого трения и безызносности (максимальной работоспособности).

Обозначенные выше объёмы характеризуют различные закономерности преобразования энергии внешнего механического движения при трении. Адаптивный объем связан с необратимым поглощением энергии деформации. В этом объеме происходит накопление скрытой энергии деформации Δu_e и зарождаются очаги разрушения. Диссипативный объем способен обратимо трансформировать (рассеивать) энергию внешнего движения. В нем не происходит накопления скрытой энергии деформации за счет протекания обратимой упругопластической деформации.

Предложенные теоретические и расчетные оценки [1] показали, что диссипативный объем трения осуществляет обратимую упругую трансформацию энергии внешнего механического движения с плотностью \bar{q}^* , равной критической плотности скрытой

энергии u_e^* . Физическое различие этих двух плотностей свободной энергии заключается в том, что u_e^* – это плотность упругой энергии различного рода дефектов и поврежденных структуры, которая характеризует необратимость процесса преобразования внешнего механического движения, а \vec{q}^* – плотность упругой энергии ротационного движения структурных элементов (плотность кинетической энергии квантовых осцилляторов, равная их потенциальной энергии), обладающей свойством обратимо возвращаться внешнему механическому движению.

В наиболее общем случае движущие силы процесса (адаптации и диссипации) определяются кинетическими уравнениями [3] состояния (деформационного упрочнения) и теплового эффекта (динамического возврата)

$$\dot{u}_e = A \operatorname{sh}\left[\left(\alpha\sigma_i^2 - \nu u_e\right)/2kT\right], \quad (8)$$

$$\dot{q} = B \operatorname{sh}\left[\left(\alpha\sigma_i^2 + \nu u_e\right)/2kT\right], \quad (9)$$

описывающими кинетику изменения в деформируемых объемах плотности скрытой энергии u_e (повреждаемости) и теплового эффекта q пластической деформации.

Здесь A и B – кинетические коэффициенты; α , ν , u_{e0} – структурные параметры, характеризующие локальность и неоднородность элементарных актов по объему элемента тела.

$$A = \frac{2kT}{hV_0} \sum_1^n U_i'(\sigma_0, T) \exp[-U_i'(\sigma_0, T)/kT]; \quad (10)$$

$$B = \frac{2kT}{hV_0} \sum_1^n U_i''(\sigma_0, T) \exp[-U_i''(\sigma_0, T)/kT]; \quad (11)$$

$$U_i'(\sigma_0, T) = U_{0i}' + \Delta U'(T) \pm \beta \sigma_0^2; \quad U_i''(\sigma_0, T) = U_{0i}'' + \Delta U''(T) \pm \beta \sigma_0^2; \quad (12)$$

$$\alpha = \gamma_\sigma^2 V_0 / 6G, \quad \beta = \gamma_\sigma^2 V_0 / 2K, \quad (13)$$

где U_{0i}', U_{0i}'' – энергия активации образования и диффузии элементарных дефектов i -го типа; σ_0, σ_i – гидростатическое напряжение и интенсивность напряжений; V_0 – атомный объем; k – постоянная Больцмана; h – постоянная Планка; G, K – модули сдвига и объемной упругости.

Как следует из уравнений (8) и (9) по мере роста плотности скрытой энергии u_e скорость процесса накопления энергии стремится к нулю ($\alpha\sigma_i^2 = \nu u_e$), а скорость процесса диссипации энергии асимптотически увеличивается.

Характерные этапы энергетической эволюции элементарной системы сдвига (трения). Принципиальные структурно-энергетические состояния трибосистемы в точках переходных состояний (рис.1) показаны на рис. 3. В наиболее общем случае физические закономерности эволюции трибосистемы (контактных объемов) можно представить следующим образом (рис.1). От 0 до точки 1 – статическое трение и деформационное упрочнение. В точке 1 достигается предельное деформационное упрочнение. Энергетическое состояние контактного объема с размером V_f^* оценивается плотностью скрытой

энергии Δu_e^* , равной энтальпии плавления ΔH в твердом состоянии при температуре плавления T_S . Это критерий предельного состояния [10] для традиционно объемной деформации. Однако объем трения V_f^* в этих условиях (т.1) не разрушается, а продолжает накапливать энергию далее до точки 2. Здесь объем трения V_f^* попадает в область всестороннего сжатия ($F = N$, $\mu = 1,0$) со сдвигом. Равновесие, далекое от состояния равновесия.

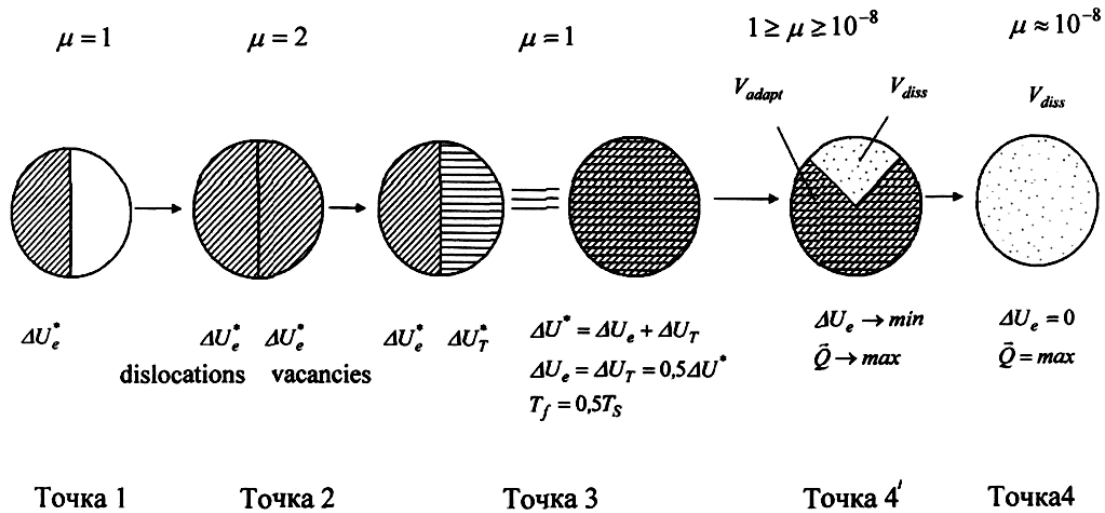


Рис. 3 – Условная схема энергетической эволюции контактного объема трения V_f^* [2]

Далее, перенасыщенными очагами дислокационных областей, осуществляется накачка избыточной энергии неравновесных вакансий и в точке 2 достигается второе предельной термодинамическое состояние. Энергетическое состояние контактного объема с размером V_f^* оценивается плотностью скрытой энергии Δu_e^* , равной энтальпии плавления ΔH_S в жидком состоянии при температуре плавления T_S . Это критерий предельного состояния [10] для традиционно поверхностной деформации. Опять равновесное состояние вдали от точки равновесия и полного порядка. Здесь имеем суперпозицию двух метастабильных структур: одной деформационно-упрочненной V_D , другой вакансионно-накачанной V_V . В точке 2 мы имеем явно выраженный сдвиг ($\mu = 2$; $F = 2N$). Таким образом, от точки 1 до точки 2 начинает развиваться схема всестороннего неравномерного сжатия.

Взаимодействие этих структур приводит к развитию релаксационных процессов. В соответствие с кинетическим уравнением пластической деформации [3,10,11] в точке 2 скорость процессов накопления энергии деформации становится равной нулю, а скорость процессов, контролирующих динамический возврат (тепловой эффект деформации) становится максимальной. В итоге, накопленная скрытая энергия ΔU_e дефектов структуры начинает превращаться (трансформироваться) в тепловую (связанную) энергию ΔU_T и в точке 3 достигается новое по качеству равновесное состояние в объеме трения ($\Delta u_e = \Delta u_T = 0,5u^*$). Это есть не что иное как условие динамической рекристаллизации ($T_f = 0,5T_S$) – тепловая флуктуация в макрообъеме. Состояние равновесия в точке 3 можно представить двояко. Либо это равновесие двух подобластей с критическими плот-

ностями внутренней энергии ΔU_e и ΔU_T в объеме V_f^* . Модель условного статического осциллятора (медленный (статический) канал рассеяния энергии (рис.4) по механизму традиционного температурного теплообмена, перпендикулярного плоскости скольжения). Либо это равенство плотностей внутренней энергии $\Delta u_e = \Delta u_T = 0,5u^*$ в объеме V_f^* . Также модель условного статического осциллятора.

В целом вся область 1-2-3 – это область самоорганизации. Самоорганизация определяется фактом достижения в точке 1 равенства работ внешних и внутренних сил ($\mu = 1$; $\Delta U_e = Nl$). Далее, накопленная внутренняя энергия дефектов структуры (дислокаций) способна, в поле действия постоянства внешних сил Nl , совершать работу – работу образования (перенасыщенными очагами дислокационных скоплений) избыточной энергии вакансий. Поэтому в точке 2 коэффициент трения равен двум – двойной баланс энергии. Один баланс – работа внутренних сил, обуславливает накачку энергии вакансий. Другой баланс – работа внешних сил по поддержанию постоянства уровня накопленной энергии дислокационного упрочнения.

Самоорганизация в условиях адаптации обоснованно стремится к точке 3 и далее, так как это энергетически выгодно – например, в точке 3 достигается выгодное внутреннее равновесие – $\Delta U_e = \Delta U_T$. Объем трения в точке 3 способен работать как осциллятор; рассеивать накопленную, скрытую энергию ΔU_e , превращая ее в тепловую ΔU_T . Поэтому, по отношению к точке 1, несмотря на одинаковый уровень накопленной скрытой энергии ΔU_e , состояние точки 3 выгоднее. Здесь энергия способна рассеиваться уже в процессе ее накопления. В целом объем трения как статический трансформатор энергии можно представить следующей цепочкой преобразований – $Nl \rightarrow \Delta U_e \rightarrow \Delta U_T$.

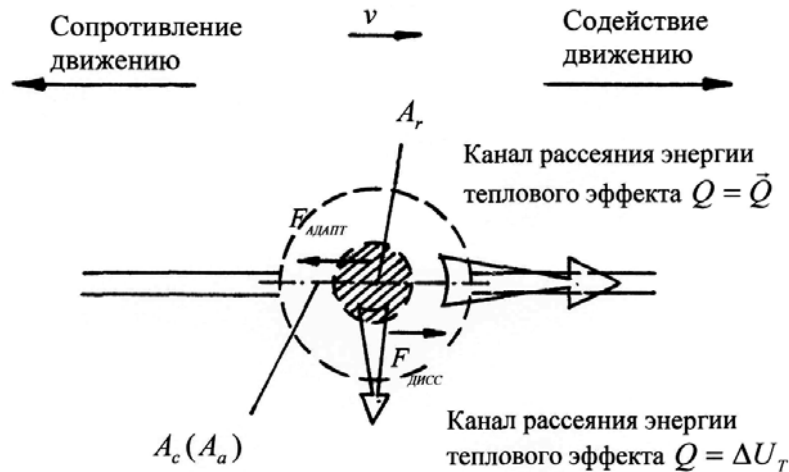


Рис.4 – Условная схема двух каналов диссипации энергии теплового эффекта трения Q

Наиболее полное равновесие достигается при устремлении эволюции к точке 4, где мы имеем условие – $\Delta U_e = 0$; $\bar{Q} = max$. От точки 3 и далее объем трения V_f^* условно можно представить состоящим из равновесных объемов адаптивного и диссипативного – $V_f^* = V_{adapt} + V_{dis}$. Уровни плотности энергии в этих объемах одинаковые и равны, в адаптивном – Δu_e^* и в диссипативном – $\bar{q}^* = \Delta u_e^*$. Соответственно, при наиболее полной эволюции, весь объем трения V_f^* преобразуется в объем диссипативный V_{dis}^* .

Здесь мы имеем быстрый канал рассеяния энергии по механизму поведения истинно диссипативных структур трения. Этот канал как бы аналогичен традиционному теплообмену, но действует он по линии плоскости скольжения (рис. 4) в направлении скольжения, способствуя последнему [2]. Однако, если при статическом (медленном), температурном теплообмене мы необратимо теряем накопленную энергию ΔU_T и превращаем ее в энергию безотносительного (хаотического) движения, то здесь структурно рассеянная упругая энергия \vec{Q} совершает работу формоизменения (сдвига), т.е. обратимо возвращается исходному упорядоченному, относительно движению, начинающему процесс деформации, поддерживая его на внутреннем молекулярном уровне. В итоге, здесь, объем трения как динамический трансформатор энергии можно представить следующей цепочкой преобразований – $Nl \rightarrow \Delta U_e \rightarrow \Delta U_T \rightarrow \vec{Q}$.

Собственно, такое идеальное, квазиупругое состояние контакта при его полной эволюции обеспечивается механическими (нано) квантами (динамическими осцилляторами [1]), которые реализуют наиболее полное ротационно-колебательное их поведение относительно друг друга в объеме элементарной трибосистемы. При этом сопротивление их относительно взаимодвижению минимально – упруго и соответствует упругости идеальных атомарных (термодинамически равновесных) взаимодействий на уровне электронных оболочек.

Нано-квантовая «резка» формообразования и параметры поверхности изделия. Разделим условно весь процесс деформации при ОМД (например, выдавливании) на два общих этапа. Первый – объемная деформация активной зоны заготовки до упруго-вязко пластического состояния с определенной долей упругости (вязкости). Второй – локальная деформация и отделение готовой поковки (изделия) от общей массы активированной активной зоны деформации на шарнире сдвига.

Естественно, затраты энергии на процесс можно суммировать из работы деформации первого и второго этапов. Оценка энергоемкости каждого этапа есть путь оптимизации всего процесса по его эффективности.

Рассмотрим возможную эффективность второго этапа. Хорошо было бы, чтобы на первом этапе сформировалась структура с размером зерна, равного размеру элементарной, равновесной трибосистемы (см. ниже). Тогда на линии сдвига на параллельных плоскостях в шарнире трения встретились бы объемы, именно как контактные, и равные размеру элементарной равновесной трибосистемы V_f^* .

Если представить себе точку C , лежащую на линии сдвига $A - A$ (рис. 5 а), то это область шарнира деформации, на который действуют силы – тянущая T и трения F .

В этой области возникает разрушение вдоль этой же линии $A - A$. Соответственно, трещина бежит от устья матрицы вглубь деформируемого объема [12]. При этом осуществляется сдвиг области C как элементарный акт образования готового изделия.

Естественно полагая, размер области C равным равновесному объему трения V_f^* , претерпевшему, например, наиболее полную эволюцию структурного приспособления совокупности механических квантов, трещина, разделяющая этот объем, будет двигаться, огибая эти кванты [12] упругого взаимодействия (рис. 5б).

Дойдя до конца элементарного объема V_f^* , этот объем трения испускает один квант излучения, который по существу является малым управляющим воздействием для продолжения процесса в объеме следующей элементарной трибосистемы. Процесс начинает развиваться самостоятельно. Образуется некий, например, круговой фронт (деталь круглого сечения) самостоятельной и высококачественной (нано-квантовой) «резки» объема деформируемого тела. Процесс можно сравнить с устойчивым испусканием луча лазера областью супервозбужденного состояния квантового генератора.

Затраты на «разрезку» деформируемого объема практически нулевые.

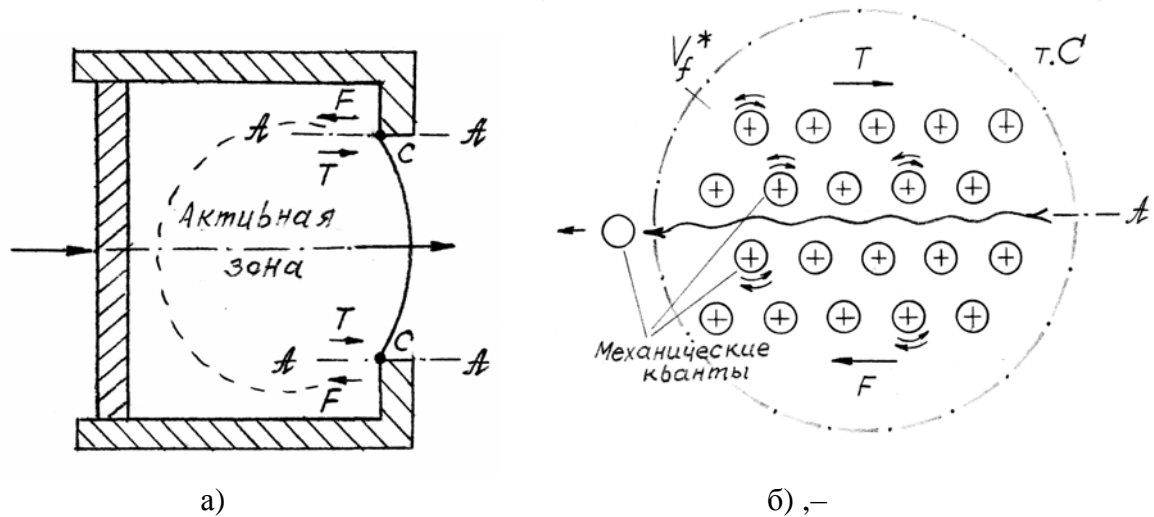


Рис. 5 – Схема, поясняющая нано-квантовую модель «резки» деформируемого объема при холодной ОМД: а - область шарнира деформации, на который действуют силы –тянущая T и трения F ; б - трещина, разделяющая равновесный объем трения V_f^*

Произведём оценку качества поверхностного слоя изделия в случае, если в шарнире V_f^* имеет место полное эволюционное приспособление структуры до нано квантового уровня.

Средний объем одного механического кванта (рис.2) по модели куба, состоящего из атомарных кубических ячеек – $(e^3)^3 = W^3 = (20,08553695)^3 = 8103,083969$ равен, m^3 :

$$\bar{V}_{MQ} = \bar{V}_{at} \cdot e^9 = 23,887872 \cdot 10^{-30} \cdot 8103,083969 = 19,35654324 \cdot 10^{-26}.$$

Механический квант сам по себе является динамическим осциллятором диссипативных структур трения и его линейный размер равен радиусу сферического идеального кристалла:

$$D_Q = 2R_{MQ} = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot W^3 d_a^3}{4 \cdot \pi}} = 7,177 \text{ нм.}$$

Здесь \bar{V}_{at} - средний атомный объем для металлов [13]; d_a - средний атомный диаметр.

По уточненным расчётам [14] размер элементарной равновесной трибосистемы V_f^* как сферического образования равен объёму \bar{V}_{MQ} кванта и их количеству $0,63 \cdot 10^8$ в объёме элементарной трибосистемы V_f^* , m^3 :

$$V_f^* = 0,63 \cdot 10^8 \cdot \bar{V}_{MQ} = 0,63 \cdot 10^8 \cdot 19,35624324 \cdot 10^{-24} = 12,19462224 \cdot 10^{-18}.$$

Радиус равновесного объема трения V_f^* (элементарной трибосистемы (1TS) как сферического образования (шарнира деформации) равен, m :

$$R_{TS} = \sqrt[3]{\frac{3V_f^*}{4\pi}} = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot 12,19462224}{4 \cdot 3,14159}} = 1,427885455 \cdot 10^{-6}.$$

Диаметр элементарной трибосистемы равен, μm :

$$D_{TS} = 2 \cdot R_{TS} = 2 \cdot 1,427885455 \cdot 10^{-6} = 2,8557709 \cdot 10^{-6} \text{ м} = 2,85 \text{ нм}.$$

В итоге имеем следующее – при образовании поверхности изделия по указанной выше модели качество поверхности – это шероховатость на уровне нескольких нанометров – $1/2 \cdot 7,177$. Общее качество поверхностного слоя представляет собой качество однородной нано-зернистой структуры. Толщина этого слоя порядка полутора микрон – $1,427885455 \cdot 10^{-6}$ м. Более того – это равновесный слой практически абсолютно пассивный к взаимодействию с окружающей средой.

По существу, такой слой можно было бы изготовить поверхностной закалкой, если бы возможно было реализовать высокоскоростное охлаждение на уровне скорости деформации объёма V_f^* до уровня температуры абсолютного нуля ($T = 0^\circ \text{K}$). Именно такие условия [14] предполагает идеальное и упругое равновесное состояние объёма V_f^* на уровне нано-квантового его устройства.

Таким образом, общеизвестные преимущества холодной ОМД, реализуемые естественным свойством самоорганизации, вполне очевидны и имеют реальные пути к их совершенствованию.

Список литературы: 1. Фёдоров С.В. Некоторые размышления о структурных свойствах в очаге пластической деформации при операциях холодной ОМД Вестник НТУ «ХПИ», Харьков. – 2010. – №43. С. 86-97. 2. Фёдоров С.В. Основы трибоэргодинамики и физико-химические предпосылки теории совместимости. – Калининград: КГТУ, 2003. – 415 с. 3. Фёдоров В.В. Эргодинамическая концепция разрушения // Проблемы прочности, 1991. – №8. – С.48-58, №10. – С. 31-35. 4. Фёдоров С.В. Аксиоматичность машинного трения // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2006. – № 1.- С. 18-27. 5. Fedorov S. V. The Mechanical Quantum of Dissipative Friction Structures is the Elementary Tribonanostructure. Proceedings of World Tribology Congress, Japanese Society of Tribologists.- Kyoto, Japan, p. 926, 2009. 6. Фёдоров С.В. Расчет износа зубчатого зацепления по модели механического кванта // Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2010. – № 5. – С. 33-39. 7. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчётов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526с. 8. Bowden F.P., Tabor D. Friction. An Introduction to Tribology. Anchor Books, Anchor Press / Doubleday, Garden City, New York, 1973, p. 178. 9. Фёдоров С.В. Теоретическая оценка принципиальных значений коэффициента трения Доклады АН Украины. – 1993. – №3.- С.74-81. 10. Фёдоров В.В. Термодинамические аспекты прочности и разрушения твёрдых тел.-Ташкент: ФАН, 1979.-186 с. 11. Фёдоров В.В. Кинетика повреждаемости и разрушения твёрдых тел. – Ташкент:ФАН, 1985.-168 с. 12. Фёдоров С.В. Энергетическая природа упругого качения колеса. – Калининград: КГТУ, 2004. – 182 с. 13. Уэрт Ч., Томсон Р. Физика твёрдого тела.-М.: Мир, 1966.-567 с. 14. Фёдоров С.В. Расчет истинного объема трения/ С.В.Фёдоров// Трение и смазка в машинах и механизмах. – 2011. – № 12. – С. 3-7.

Надійшла до редколегії 23.10.2012

УДК 621.7539.37; 621.891

Энергетический анализ эволюции сдвига (трения) в шарнире деформации при холодной ОМД / Фёдоров С.В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – № 46(952). – С. 112 –122. – Бібліогр.: 14 назв.

В рамках процесу холодної ОМТ аналізується модель тертя (зрушення) на межі формотворної поверхні матриці, запропонована узагальненою теорією тертя – трибоергодинамікою. Розглядається можливий ефект нано-квантового «різання», створюючого якість поверхні поковки. Вироблена розрахункова оцінка якості поверхневого шару виробу по моделі ідеальної нано-структуризації. Показано, що висотний параметр шорсткості поверхні виробу може досягати рівня порядку 3-4 нанометри. Поверхневий шар виробу може мати однорідну нано-зернисту структуру з товщиною порядку близько мікрона.

Ключові слова: тертя, деформація, пластичність, технологія тиску

In the framework of the metals deformation under cold pressure treatment the friction (shear) model is analysed. The possible effect of nanoquanta «cutting» is examined. This model of «cutting» to forms the quality of forging surface. The calculate estimation of quality for assortment surface layer by ideal, nanostructured model has realized. The parameter of surface roughness may be equal about to 3-4 nanometer. The surface layer of assortment in such case to have the homogeneous and nanoscale structure of thickness of one micrometer

Keywords: friction, deformation, plasticity, pressure treatment

УДК 621.983.044

Е. А. ФРОЛОВ, докт. техн. наук, проф., ПНТУ, Полтава;**О. Г. НОСЕНКО**, ст. преподаватель, ПНТУ, Полтава**ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ГЛУБОКОЙ ВЫТЯЖКЕ ДЕТАЛЕЙ ИЗ КОРРОЗИОННОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ С ДИФФУЗИОННЫМ ПОКРЫТИЕМ**

В статье на основании проведенных теоретических исследований получены аналитические выражения значений и параметров для определения полей напряжений процесса глубокой вытяжки деталей с использованием диффузионных медных покрытий на заготовках из коррозионностойких нержавеющей сталей. Полученные результаты могут быть использованы для проведения расчетов при разработке технологических процессов.

Ключевые слова: коррозионностойкая нержавеющая сталь, диффузия, покрытие, вытяжка, напряжения, интенсивность деформаций, удельное давление.

Введение. При разработке технологических процессов глубокой статико-динамической вытяжки деталей из коррозионностойких нержавеющей сталей (12X18H9T, 12X18H10T, 1X12H10T) с медным диффузионным покрытием без промежуточных термообработок, необходимо иметь аналитические выражения и специальные таблицы значений параметров максимальных напряжений и усилий, необходимых для осуществления операций штамповки с учетом всех основных особенностей, присущих данному процессу: наличие мягкого медного покрытия, многoperеходность, анизотропия начальной листовой заготовки, неравномерность упрочнения полой заготовки и характерные стадии процесса.

Анализ последних исследований и литературы. Математический анализ процесса глубокой вытяжки основан на общих положениях теории пластической деформации и осуществляется путем совместного решения уравнений равновесия, уравнений пластичности, уравнений связи напряжений и деформаций (скоростей деформации), уравнений неразрывности деформаций и уравнений сплошности. Для отыскания произвольных постоянных интегрирования перечисленных уравнений, большинство которых задано в дифференциальной форме, используются граничные условия, зависящие от конкретных условий деформирования.

Решение этой громоздкой системы уравнений связано с большими математическими трудностями. Эти трудности осложняются еще и тем, что при пластических деформациях отсутствует линейная связь между напряжениями и деформациями, а граничные условия часто меняются в процессе деформирования. Сам же процесс является немоготонным. Поэтому для решения задач обработки металлов давлением применяют следующие приближенные методы: 1) метод совместного решения приближенных уравнений равновесия с условием пластичности [1, 2]; 2) метод линий скольжения [3, 6, 12]; 3) метод сопротивления материалов пластическому деформированию [10]; 4) метод баланса работ (мощностей) [2], в том числе, с использованием экстремальных принципов механики сплошных сред [4]; 5) метод конечных элементов [1].

Детальный теоретический анализ метода совместного решения уравнений равновесия с условием пластичности дан Е.П. Унсковым [2]. Применительно к процессам листовой штамповки метод разработал Е.А. Попов [1]. Им же теоретически и экспериментально доказана достаточная точность метода, сущность которого заключается в следующем: 1) задачу сводят к осесимметричной или плоской; 2) распределение нормальных напряжений определяют только для контактной поверхности; 3) дифференциальные уравнения равновесия предельно упрощают.

© Е. А. Фролов, О. Г. Носенко, 2012

Следует отметить, что при решении задач, связанных с определением технологических усилий глубокой вытяжки, методом совместного решения уравнений равновесия с условием пластичности пользовались многие исследователи [1, 2, 4, 6–8].

В настоящее время не существует полных теоретических исследований напряженного состояния при глубокой вытяжке деталей из коррозионностойких сталей с мягкими диффузионными покрытиями заготовок.

Целью исследований является разработка методики учета основных факторов влияния на напряженное состояние при глубокой вытяжке деталей из коррозионностойких сталей с предварительно нанесенными на заготовки диффузионных мягких покрытий из расплавов солей.

Материалы исследований. К числу факторов, оказывающих наибольшее влияние на процесс многопереходной глубокой вытяжки, следует отнести контактное трение, упрочнение металла и анизотропию исходной листовой заготовки.

Процесс многопереходной глубокой вытяжки коррозионностойких нержавеющей сталей, склонных к интенсивному упрочнению, без промежуточной термообработки, с медным диффузионным покрытием и смазкой на поверхности заготовки, накладывает ряд особенностей по определению контактного трения и упрочнения. Кроме того, для более точного расчета поля напряжений необходимо учесть влияние анизотропии исходной листовой заготовки. Рассмотрим влияние отмеченных факторов в отдельности.

1. Учет влияния упрочнения

При вытяжке без промежуточных отжигов одним и наиболее важных является вопрос об учете упрочнения деформируемого металла при определении полей напряжений и усилий.

При свертке плоской заготовки в полое изделие различные точки фланца получают различное упрочнение, поскольку интенсивность деформаций является функцией координат.

Для плоской деформации (условно считаем толщину $t = const$).

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} |\varepsilon_\theta|, \quad (1)$$

где $\varepsilon_\theta = \ln(\rho/R)$ (см. рис. 1).

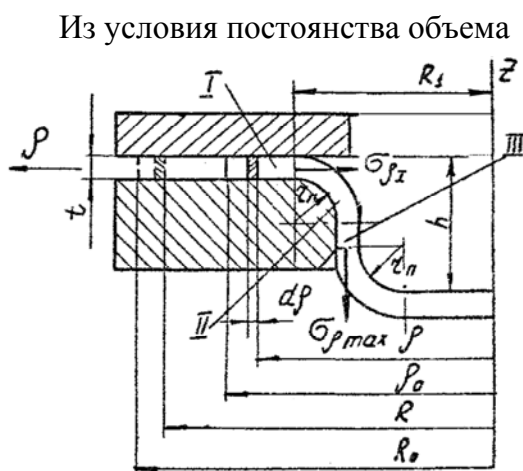


Рис. 1 – Схема первой операции глубокой вытяжки

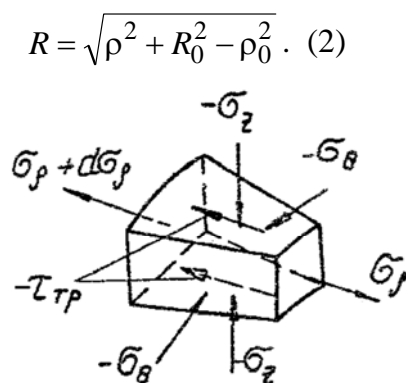


Рис. 2. – напряженное состояние элемента фланца в I - зоне очага деформации

Тогда

$$\varepsilon_{\theta} = \ln \frac{\rho}{\sqrt{\rho^2 + R_0^2 - \rho_0^2}}. \quad (3)$$

После небольших преобразований получим окончательное выражение для интенсивности деформаций

$$\varepsilon_i = \frac{1}{\sqrt{3}} \left| \ln \left(1 + \frac{R_0^2 - \rho_0^2}{\rho^2} \right) \right| \quad (4)$$

и интенсивности напряжений

$$\sigma_i = A \left[\frac{1}{\sqrt{3}} \left| \ln \left(1 + \frac{R_0^2 - \rho_0^2}{\rho^2} \right) \right| \right]^n, \quad (5)$$

где A и n – константы.

Для многопереходной вытяжки необходимо использовать истинную кривую упрочнения, которая для нержавеющей стали типа 12X18H10T достаточно полно аппроксимируется зависимостью [9]

$$\sigma_i = 1950 - 1513 \exp(-\varepsilon_i) - 197 \exp(-25\varepsilon_i), \text{ МПа.} \quad (6)$$

Среднее значение интенсивности напряжений σ_i по очагу деформации можно найти, подставив в формулу (6) вместо ε_i ее среднее значение

$$\varepsilon_{cp} = 0,5\varepsilon_i^{kp}. \quad (7)$$

Согласно рекомендации Г.А. Смирнова-Аляева [10] степень деформации сдвига рассчитывается по формуле

$$\lambda_1 = \frac{\sqrt{3}-1}{\sqrt{3}} \ln \frac{D}{d_1} + \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{F}{F_1}, \quad (8)$$

где D , d_1 – диаметры заготовки и изделия;

F , F_1 – площади торцевой части заготовки и изделия.

Принимая во внимание, что на первом переходе коэффициент вытяжки $m_1 = d_1/D$, а также при постоянстве толщины металла $F/F_1 = 1/m_1$, получим

$$\lambda_1 = 1,58 \ln(1/m_1). \quad (9)$$

Процесс многопереходной глубокой вытяжки без промежуточных отжигов можно представить как процесс однопереходной вытяжки плоской заготовки с коэффициентом вытяжки, равным суммарному коэффициенту вытяжки $M_n = m_1 \cdot m_2 \cdot \dots \cdot m_n$. В этом случае

$$\lambda_{\Sigma} = 1,58 \ln(1/M_n). \quad (10)$$

Тогда интенсивность деформации краевой части изделия

$$\varepsilon_{i_n}^{kp} = \frac{\lambda_{\Sigma}}{\sqrt{3}} = 0,914 \ln(1/M_n). \quad (11)$$

Значения $\varepsilon_{i_n}^{kp}$, вычисленные по формуле (11), не более чем на 8 % отличаются от

результатов, полученных экспериментально. Так, методом координатных сеток была определена интенсивность деформаций ε_i для изделий, полученных многопереходной вытяжкой из стали 12X18H10T за четыре операции без промежуточных отжигов. Сравнение значений ε_i , полученных по формуле (11), с результатами эксперимента показано в табл. 1.

Таблица 1. – Сравнение значений интенсивности деформаций краевой части изделий ε_i^{KP} с результатами эксперимента

№ операции	Суммарный коэффициент вытяжки	Расчетные данные $\varepsilon_{i_n}^{KP} = 0,914 \ln(1/M_n)$	Экспериментальные данные	Погрешность, %
1	0,63	0,425	0,46	-7,59
2	0,50	0,635	0,64	-0,78
3	0,40	0,842	0,84	+0,24
4	0,32	1,043	1,10	-5,20

Таким образом, учитывая, что $M_n < 1$, можно принять

$$\varepsilon_{cp_n} = 0,457 \ln(1/M_n). \quad (12)$$

Поставив (12) в (6), получим после небольших преобразований

$$\sigma_i = 1950 - 1513M_n^{0,457} - 197M_n^{11,4}, \text{ МПа.} \quad (13)$$

Поскольку третье слагаемое значительно меньше двух других, можно без большой погрешности считать

$$\sigma_i = 1950 - 1513M_n^{0,457}, \text{ МПа.} \quad (14)$$

Таким образом, в дальнейших расчетах среднее значение интенсивности напряжений (сопротивление деформированию) будем определять по формулам (5) и (14).

2. Учет влияния анизотропии

Как было отмечено в работе [11] анизотропия существенно влияет на процесс глубокой вытяжки листовых материалов и его силовые параметры, причем, в зависимости от напряженно-деформированного состояния и величине показателя анизотропии \bar{R} она может как способствовать, так и затруднять процесс пластического деформирования.

Точное решение задачи о напряженном состоянии фланца листовой анизотропной заготовки связано с большими математическими трудностями. Поэтому введем ряд допущений, которые будем использовать в дальнейшем при определении поля напряжений и усилий глубокой вытяжки [11]. Будем считать, что:

1) листовой металл является трансверсально-изотропным (анизотропия с круговой симметрией, причем ось симметрии перпендикулярна плоскости листа). В этом случае

$$R_\alpha = \bar{R} = \text{const}, \quad \bar{R} = (R_0 + 2R_{45} + R_{90})/4; \quad (15)$$

2) толщина деформируемой заготовки в процессе вытяжки остается неизменной, т.е. $\varepsilon_z = 0$.

3) окружные σ_θ и радиальные σ_ρ напряжения, действующие на бесконечно малый элемент (см. рис. 1) из узкого участка фланца, являются главными нормальными напряжениями;

4) влияние среднего главного напряжения при выводе условия пластичности не

учитываем;

5) зависимости $\sigma_i - \varepsilon_i$, связанные с главными осями анизотропии, не меняются при повороте главных осей и остаются постоянными в процессе деформирования.

Перечисленные допущения являются вполне приемлемыми при решении задач по определению энергосиловых параметров процесса глубокой вытяжки коррозионностойких сталей.

На основании условия пластичности для анизотропного материала [12] предложены зависимости для главных деформаций с учетом анизотропии

$$\begin{cases} \varepsilon_\rho = \mu \frac{\varepsilon_i}{\sigma_i} [c_{11}\sigma_\rho + c_{12}\sigma_\theta - (c_{11} + c_{12})\sigma_z] \\ \varepsilon_\theta = \mu \frac{\varepsilon_i}{\sigma_i} [c_{12}\sigma_\rho + c_{22}\sigma_\theta - (c_{22} + c_{12})\sigma_z] \\ \varepsilon_z = \mu \frac{\varepsilon_i}{\sigma_i} [-(c_{11} + c_{12})\sigma_\rho - (c_{22} + c_{12})\sigma_\theta + (c_{11} + c_{22} + 2c_{12})\sigma_z] \end{cases}, \quad (16)$$

где $\mu, c_{11}, c_{12}, \dots$ – константы анизотропии.

$$c_{11} = 1 + \frac{1}{R_\rho}; c_{12} = -1; c_{22} = 1 + \frac{1}{R_\theta}; \mu = \frac{3}{2(1 + 1/R_\rho + 1/R_\theta)}, \quad (17)$$

а также для интенсивности напряжений

$$\sigma_i^2 = \mu \cdot [(c_{22} + c_{12}) \cdot (\sigma_\theta - \sigma_\rho)^2 + (c_{11} + c_{12}) \cdot (\sigma_z - \sigma_\rho)^2 - c_{12} \cdot (\sigma_z - \sigma_\theta)^2]. \quad (18)$$

Из (16) при условии постоянства толщины заготовки ($\varepsilon_z = 0$) имеем

$$\sigma_z = \frac{(c_{11} + c_{12}) \cdot \sigma_\rho + (c_{22} + c_{12}) \cdot \sigma_\theta}{c_{11} + c_{22} + 2c_{12}}. \quad (19)$$

Подставив (19) в (18), получим после некоторых преобразований

$$\sigma_i^2 = \mu \left[\frac{(c_{11} + c_{12}) \cdot (c_{22} + c_{12})}{c_{11} + c_{22} + 2c_{12}} - c_{12} \right] (\sigma_\theta - \sigma_\rho)^2. \quad (20)$$

Учитывая, что для трансверсально-изотропного тела, показатели анизотропии в плоскости $\rho - \theta$ равны ($R_\theta = R_\rho = \bar{R}$), получим конечное выражение условия пластичности с учетом анизотропии:

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \sigma_i \sqrt{\frac{4(\bar{R} + 2)}{3(2\bar{R} + 1)}}. \quad (21)$$

которым будем пользоваться при определении поля напряжений.

3. Учет сил контактного трения

В процессах глубокой вытяжки в подавляющем большинстве случаев закон трения принимают по Кулону [1, 4, 6 – 8]. Кроме того, силы трения считают приложенными к краевой части фланца и при определении полей напряжений учитывают их в граничных условиях.

Однако закон Кулона $\tau_{mp} = f \cdot \rho$, недостаточно точный для характеристики обычного трения в машинах, еще в меньшей степени пригоден для определения сил трения в условиях пластического деформирования [12]. Тем не менее, ввиду недостаточной изученности явления пластического трения, при анализе некоторых операций обработки металлов давлением, таких как глубокая вытяжка, законом Кулона приходится пользоваться в порядке допущения. При этом значения коэффициента трения f определяет для каждого конкретного условия деформирования. Универсального метода нахождения значений f в настоящее время не существует. Кроме того, значения f , принятые для условий трения в машинах, ни в какой мере не пригодны для определения сил контактного трения при пластическом деформировании [6].

Все перечисленное выше доказывает необходимость использования при расчете сил контактного трения универсальных опытных констант, справедливых для различных механических условий деформации. В связи с этим работы В.В. Соколовского, Е.И. Исаченкова, В.Л. Колмогорова, А.Н. Леванова и др. [3, 13, 14] по выявлению закономерностей пластического трения позволили записать напряжения трения как функцию, инвариантную механическим условиям деформации и виду процесса с достаточно полным учетом влияния основных факторов: нормальных напряжений, предела текучести деформируемого металла в приконтактном слое, состояния поверхности, типа смазки и др. [14].

В частности, на основании многочисленных опытных данных ими было установлено, что кривые зависимости относительных касательных напряжений τ/τ_{sk} от относительных контактных давлений p/σ_{sk} для металлов с существенно различными механическими свойствами имеет одинаковый характер. Благодаря этому удастся отдельно учитывать влияние состояния поверхности контакта, наличия подсмазочного покрытия и смазки, а также напряженно-деформированного состояния и механических свойств металла на величину сил трения.

В итоге значения контактных напряжений трения можно определить из выражения [14]

$$\tau_{mp} = k_n \cdot [1 - \exp(-1,25 p_{cp}/\sigma_{sk})] \cdot \tau_{sk} \quad (22)$$

где p_{cp} – среднее по очагу деформации контактное давление; k_n – константа поверхности, зависит от материалов заготовки и инструмента, чистоты обработки и вида технологической смазки (значение k_n определяется опытным путем); σ_{sk} , τ_{sk} – пределы текучести приконтактного слоя, причем по условию текучести $\tau_{sk} = \sigma_{sk}/\sqrt{3}$.

Предел текучести приконтактного слоя можно определять в виде полусуммы усредненного по объему очага деформации предела текучести σ_{sv} и предела упрочнения тонкого поверхностного слоя, равного пределу упрочнения данного материала $\sigma_{nред}$ [14]

$$\sigma_{sk} = (\sigma_{sv} + \sigma_{nред})/2 \quad (23)$$

Чтобы конкретно применить формулу (22) для расчета сил трения при глубокой вытяжке с мягкими покрытиями, рассмотрим основные зоны очага деформаций на первом и последующем переходах.

1. Зоны фланца (см. рис. 1) и цилиндрического участка матрицы. При вытяжке с прижимом тонколистового металла, на поверхность которого нанесен слой мягкого покрытия, удельное усилие прижима q можно принять $q = p_{cp} = const$. Значение σ_{sv} бу-

дет равно среднему по очагу деформации значению интенсивности напряжений (первый переход).

$$\sigma_{sv} = A \cdot \varepsilon_{i_{cp}}^n, \text{ МПа.} \quad (24)$$

Подставив (24) в (23) с учетом (12) и приняв во внимание что для коррозионно-стойких сталей типа 12Х18Н10Т константы упрочнения равны $A = 1576$, $n = 0,52$, получим

$$\sigma_{sk} = 525 \cdot [\ln(1/m_1)]^{0,52} + 0,5 \cdot \sigma_{пред}, \text{ МПа.} \quad (25)$$

Для конического участка матрицы на последующих переходах многооперационной вытяжки без промежуточных отжигов средняя величина предела текучести определится из выражения (14). Тогда

$$\sigma_{sk} = 975 - 756,5 \cdot M_n^{0,475} + 0,5 \cdot \sigma_{пред}, \text{ МПа.} \quad (26)$$

Значение $\sigma_{пред}$ можно найти по кривым упрочнения [3, 5].

В итоге удельные силы трения выразятся уравнением

$$\tau_{mp} = 0,58k_n \cdot \sigma_{sk} \cdot [1 - \exp(-1,25q/\sigma_{sk})]. \quad (27)$$

2. Зона тороидального участка матрицы (рис. 3). Анализ эпюр распределения контактных давлений на скругленном участке матрицы, полученных в работе [4] дает основание принять

$$p_{cp} \approx \frac{2}{3} p_{max}. \quad (28)$$

В свою очередь, максимальное значение удельного давления на поверхности контакта определится формулой [13]

$$p_{max} = \sqrt{2} \frac{k \cdot \sigma_{\epsilon} \cdot (r_M + 0,5 \cdot t)}{n(r_M + 0,364 \cdot n \cdot t)}. \quad (29)$$

где n – относительный радиус округления кромки матрицы $n = r_M/t$;

k – коэффициент, учитывающий неравномерность распределения давлений (для нержавеющей сталей $k = 1,8$).

После небольших преобразований получим

$$p_{cp} = \frac{1,24 \cdot \sigma_{\epsilon} \cdot t}{r_M^2} \cdot (r_M + 0,5 \cdot t). \quad (30)$$

Тогда удельные силы трения на тороидальных участках очага деформации могут, быть рассчитаны по формуле

$$\tau_{mp} = 0,58k_n \sigma_{sk} \left\{ 1 - \exp \left[- \frac{1,55 \cdot \sigma_{\epsilon} \cdot t \cdot (r_M + 0,5 \cdot t)}{r_M^2 \cdot \sigma_{sk}} \right] \right\}. \quad (31)$$

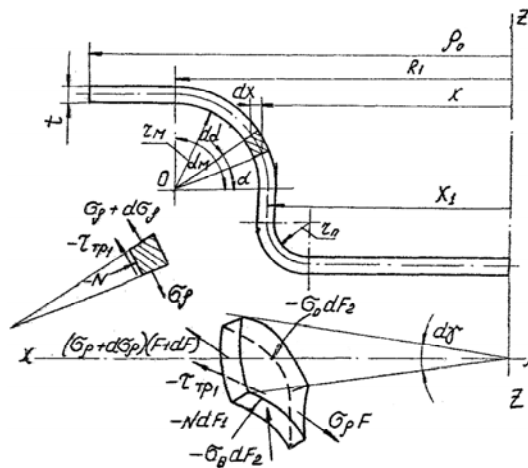


Рис. 3 – Напряжённое состояние, в зоне скруглённой кромки матрицы на первой и последующих операциях глубокой вытяжки

Для удобства дальнейших расчетов основные составляющие удельных сил контактного трения в различных зонах очага деформации сведены в табл. 2. Для определения константы поверхности k_n необходимо пользоваться опытными данными, приведенными в работе [14].

Таблица 2. – Определение основных параметров для расчета удельных сил контактного трения $\tau_{mp} = 0,58k_n \cdot \sigma_{sk} \cdot [1 - \exp(-1,25 p_{cp} / \sigma_{sk})]$ в различных зонах очага деформации

Операции	Зона очага деформации	Среднее удельное давление	Предел текучести в при- контактном слое	Предел упрочнения $\sigma_{пред}$, МПа
первая	Фланец	q	$525 \cdot \left(\ln \frac{1}{m_1} \right)^{0,52} + 0,5\sigma_{пред}$	1400 – вытяжка без покрытия
	Тороидальный участок	$\frac{1,24 \cdot \sigma_{\sigma} \cdot t}{r_m^2} (r_m + 0,5t)$		
последующие	Конический участок	q	$975 - 756,5M_n^{0,457} + 0,5\sigma_{пред}$	360 – вытяжка с медным покрытием
	Тороидальный участок	$\frac{1,24 \cdot \sigma_{\sigma} \cdot t}{r_m^2} (r_m + 0,5t)$		

Выводы. Таким образом, в настоящем исследовании задача по определению полей напряжений и энергосиловых параметров процесса глубокой вытяжки деталей с использованием диффузионных мягких покрытий заготовок из коррозионностойких нержавеющей сталей без промежуточных отжигов решается при условии постоянства удельных сил контактного трения на всех участках очага деформации. Силы трения: на прямолинейных участках очага деформации (фланец, конический участок) – τ_{mp} и на тороидальных участках τ_{mp1} , определяются соответственно из равенств (27) и (31).

Список литературы: 1. Попов, Е.А. Основы теории листовой штамповки [Текст]: 2-е изд., перераб. и доп. / Е.А. Попов. – М.: Машиностроение, 1977. – 278 с. 2. Унксов, Е.П. Инженерная теория пластичности. Методы расчета усилий деформирования [Текст] / Е.П. Унксов. – М.: Машгиз, 1959. – 328 с. 3. Соколовский, В.В. Теория пластичности [Текст] / В.В. Соколовский. – М.: Высшая школа, 1969. – 608 с. 4. Норицын, И.А. Теоретический анализ процесса вытяжки листового материала [Текст] / И.А. Норицын // Изв. АН СССР, ОТН, 1951, – № 11. – с. 1696 – 1703. 5. Сторожев, М.В. Теория обра-

ботки металлов давлением [Текст]: 4-е изд., перераб. и доп. / М.В. Сторожев, Е.А. Попов. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с. **6.** Шофман, Л.А. Теория и расчет процессов холодной штамповки [Текст] / Л.А. Шофман. – М.: Машиностроение, 1964. – 375 с. **7.** Валиев, С.А. Комбинированная глубокая вытяжка листовых материалов [Текст] / С.А. Валиев. – М.: Машиностроение, 1973. – 176 с. **8.** Поуп, Бэрри. Расчет усилий глубокой вытяжки при повышенных температурах и различных условиях трения. – Пер. с англ. – Конструирование и технология машиностроения, 1973, № 3. – С. 234 – 244. **9.** Пневмоударная и статикодинамическая штамповка сложнорельефных листовых деталей упругими средами: монография [Текст] / Е.А. Фролов, А.Я. Мовшиович, И.В. Манаенков и др. – Харьков: УкрГАЖТ, – Краматорск: ДГМА. Изд. Центр НТУ «ХПИ», 2010. – 286 с. **10.** Смирнов-Аляев, Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию [Текст] / Г.А. Смирнов-Аляев. – М.–Л.: Машгиз, 1961. – 463 с. **11.** Чань Кобаяси. Влияние анизотропии и параметров упрочнения на распределение напряжений и деформаций при глубокой вытяжке [Текст]: пер. с англ. / Чань Кобаяси // Конструирование и технология машиностроения. – № 4. – 1966. – С. 117 – 123. **12.** Павлов, И.М. Физические условия пластической деформации в аспекте некоторых общих соотношений движения и трения [Текст] / И.М. Павлов. // – Изв. АН СССР. Металлы, № 3. – С. 1245 – 1253. **13.** Исаченков, Е.И. Контактное трение и смазки при обработке металлов давлением [Текст] / Е.И. Исаченков. – М.: Машиностроение, 1978. – 208 с. **14.** Контактное трение в процессах обработки металлов давлением [Текст] / А.Н. Леванов, В.Л. Колмгоров, С.П. Буркин и др. – М.: Машиностроение, 1976. – 416 с.

Надійшла до редколегії 10.10.2012

УДК 621.983.044

Теоретические исследования напряженного состояния при глубокой вытяжке деталей из коррозионностойких сталей с диффузионным покрытием / Фролов Е. А., Носенко О. Г. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – № 46(952). – С. 123-131. – Бібліогр. 14 назв.

У статті на підставі проведених теоретичних досліджень отримано аналітичні вирази значень та параметрів для визначення полів напружень процесу глибокої вытяжки деталей з використанням дифузійних мідних покриттів на заготовки з корозійностійких нержавіючих сталей. Отримані результати можуть бути використані для проведення розрахунків при розробці технологічних процесів.

Ключові слова: корозійностійка нержавіюча сталь, дифузія, покриття вытяжка, напруження, інтенсивність деформацій, питомий тиск.

In the article based on the presented theoretical research the value and parameters analytical forms for calculation of stress fields for the process of parts deep drawing with the usage of diffusive copper coatings for blank parts made of corrosion-proof stainless steels are obtained. The obtained results can be used for calculations during development of manufacturing processes.

Keywords: corrosion-proof stainless steel, diffusion, coating, deep drawing, tensions, strain intensity, specific pressure.

УДК 621.778.5

В. А. ХАРИТОНОВ, канд. техн. наук, проф., МГТУ, Магнітогорск

М. В. ЗАРЕЦКИЙ, доц., МГТУ, Магнітогорск

Л. М. ЗАРЕЦКИЙ, канд. техн. наук, директор ООО «АрМон», Магнітогорск

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ПРЕФОРМАЦИИ ПРОВОЛОКИ ДЛЯ ТОЧНОГО ПОЗИЦИОНИРОВАНИЯ В НЕПОЛНОМ СЛОЕ ПОВИВА КАНАТА

Сформулирована проблема предельной скорости деформации при интенсивной преформации проволок, требующих точного позиционирования. Выработана методика расчета скорости деформации, предложено с учетом дополнительных факторов инженерное решение, гарантирующее достижимость положительного решения.

Ключевые слова: арматурный канат, свивка, интенсивность деформации, предельная скорость деформации, деформационный нагрев, двухэтапная преформация.

Вступление. В предшествующих работах [1, 2] нами рассматривалась задача предварительной деформации (преформации) проволок при изготовлении нового продукта – трехгранного пластически обжатого арматурного каната конструкции 1+6+3 с периодическим профилем поверхности проволок.

© Харитонов В. А., Зарецкий М. В., Зарецкий Л. М., 2012

Результатом данных работ стала методика расчета радиуса кривизны проволок при преформации, обеспечивающего при упругой разгрузке проволоки при снятии действующих на нее извне усилий радиус ее кривизны, строго соответствующий таковому при нахождении проволоки на заданном месте в структуре каната.

Важность корректного решения этой задачи обусловлена нестандартной конфигурацией каната, которая предъявляет беспрецедентно высокие требования к устойчивому позиционированию проволок в канате – применительно как к взаиморасположению проволок в сечении, так и к угловому положению каждой отдельно взятой проволоки, которая должна иметь поверхностный контакт со смежными проволоками и периодический профиль на наружной поверхности.

Анализ литературы. Подробное описание таких классических операций послесвивочной обработки, как рихтовка или ложное кручение свитого каната, рассмотрено в работах [3, 4]. Для большинства типовых канатов, состоящих из круглых проволок и потому не предъявляющих никаких требований к их угловому положению, эти операции за счет сглаживания пиковых напряжений успешно решают более простые задачи устойчивого взаимного позиционирования проволок. Нетиповая конфигурация предложенного каната исключает возможность применения этих операций.

Для данного каната классические способы обработки привели бы к нарушению взаимоположения проволок и смещению в более компактную квазикруглую структуру, в которой три «лишние» проволоки второго, неполного слоя повива расположены друг возле друга. Такое изменение конструкции приведет к потере как основной отличительной особенности – очень высокого сцепления каната с бетоном, так и структурной целостности и, соответственно, нераскручиваемости и высокой релаксационной стойкости, что неприемлемо даже в тех конструкциях, где высокое сцепление не является критичным.

Таким образом, преформация при изготовлении трехгранного арматурного каната заменяет совокупность операций преформации и рихтовки при изготовлении типовых спиральных канатов аналогичного назначения – арматурных канатов К7.

А отсюда следует не только большая важность операции преформации для трехгранного арматурного каната, но и большая относительная деформация металла при ее осуществлении. Ведь в то время, как после свивки классического арматурного каната К7 допустимо наличие в проволоках значительного остаточного момента отдачи, впоследствии устраняемого многократным изгибом в рихтовках, проволокам трехгранного арматурного каната необходимо уже в преформаторе придать нужный радиус кривизны – соответственно, получаемый при прохождении преформатора радиус кривизны меньше, чем при преформации канатов К7 с аналогичным диаметром проволок.

С учетом того, что очень высокое сцепление трехгранного арматурного каната позволяет увеличивать шаг свивки относительно каната К7 с аналогичным диаметром проволок, вырастает не только величина деформации (особенно применительно к проволокам второго слоя повива), но и линейная скорость движения проволоки по преформатору при сохранении скорости вращения канатовьющей машины.

Цель статьи. Определение возможности эффективной преформации при фактически применяемых режимах свивки.

Теоретическое исследование. Для достижения поставленной цели должны быть решены две новые задачи технологического характера.

Во-первых, необходимо определить, не приведет ли высокая скорость изгиба упрочненной деформацией высокоуглеродистой проволоки к ее разрушению в преформаторе.

Во-вторых, необходимо определить, не окажется ли выделяющаяся при интенсивной деформации металла в преформаторе теплота настолько велика, что промышленный процесс станет технологически неосуществим на экономически оправданных скоростях.

Для решения первой из этих задач необходимо оценить фактическую интенсивность деформации в единицу времени и сравнить ее с предельно допустимой скоростью деформации.

Деформация определяется нами по расчетным относительным удлинениям, распределение которых по сечению проволоки рассчитывалось нами в предыдущих работах [1, 2]. Поперечные деформации стержня круглого сечения при пластическом изгибе рассматривались во многих источниках, например [5].

Таким образом, мы получаем численную оценку деформации. Для привязки ее ко времени вычисляем линейную скорость движения проволоки по преформатору.

Линейная скорость движения проволоки по преформатору задана технологически – заложенным в технические условия шагом свивки каната и конструктивно заданной скоростью вращения ротора канатовьющей машины, снизить которую возможно, но нежелательно по экономическим соображениям.

Скорость вращения ротора канатовьющей машины, используемых в линиях производства стабилизированных арматурных канатов, составляет 750-900 об/мин.

Для последующего расчета берем шаг свивки и средний радиус первого и второго слоев повива трехгранного арматурного каната, из них вычисляем длину проволоки на шаге свивки. Из этих данных получаем интенсивность деформации в единицу времени.

В известных авторам источниках предельная скорость деформации углеродистой стали при деформации изгибом не рассматривалась. Однако существуют аналогичные данные для процесса волочения, например [6], которыми с некоторой степенью условности можно руководствоваться.

В нашем случае максимальная интенсивность деформации при изгибе в крайних волокнах проволок второго слоя повива выше предельно допустимой (по меркам процесса волочения), однако в среднем по сечению скорость деформации ниже допустимой. Деформация же крайних волокон при изгибе может значительно превышать таковую для волочения без нарушения целостности изделия.

Это позволяет рассчитывать, что и превышение предельно допустимой по меркам волочения скорости деформации при изгибе не повлечет разрушения проволоки, однако для точных оценок в дальнейшем потребуются экспериментальные данные о предельной скорости деформации именно для процесса изгиба.

Вторая из рассматриваемых задач также связана со скоростью деформации. Зная интенсивность деформации в единицу времени, мы можем деформационный нагрев проволоки и передачу ее тепла роликам преформатора. Исходя из заданного технологическими параметрами свивки диаметра роликов и конструктивных возможностей преформатора по отводу тепла, рассчитываем способность преформатора отвести тепло роликов за счет теплового излучения, теплоотдачи окружающему воздуху и теплопередачи другим, более массивным частям канатовьющей машины через соединения, не повышая температуру подшипников преформатора до уровня, вызывающего нарушение их смазки.

Решение второй задачи лежит преимущественно в плоскости конструктивных решений – преформатор изготавливается в виде набора массивных венцов, а подшипники выносятся из роликов в их опоры с целью максимального увеличения диаметров осей как несущих конструкций и элементов теплопередачи. Как показывает практика, данное решение является исчерпывающим для проблемы нагрева роликов преформатора.

В случае же экспериментально подтвержденного повреждения угловых проволок трехгранного арматурного каната из-за чрезмерной скорости преформации возможны два решения.

Во-первых, допустимо, хотя и экономически невыгодно сугубо технологическое решение возникающих проблем – снижение скорости вращения ротора машины и связанное с этим пропорциональное уменьшение скорости всех остальных процессов, так и

конструктивное решение – придание проволокам необходимого радиуса кривизны в два или несколько этапов преформации.

Второе решение достигается конструктивно и позволяет сохранить максимальную для остальных составляющих технологии и возможностей машины производительность; оно неочевидно из-за того, что ранее не применялось ввиду отсутствия необходимости, но вместе с тем чрезвычайно просто. Преформация проволок каната при необходимости распределяется на два этапа, т.е. две отдельные операции гибки, реализуемые двумя последовательно расположенными преформаторами. При этом чистовой преформатор предпочтительно выполнять в виде венцовой конструкции, а черновой может быть, в целях удешевления, выполнен планочным.

Вывод. Предложенное инженерное решение позволяет гарантированно свести описанные в статье задачи к расчету технологических режимов без снижения производительности.

Список литературы: 1. Харитонов В.А. Решение задачи устойчивого позиционирования проволок в неполном слое повива путем расчета и применения рациональных параметров их преформации / В.А. Харитонов, М.В. Зарецкий, Л.М. Зарецкий, Ю.А. Дремин // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ», 2010. – № 42. С. 106 – 112. 2. Харитонов В.А. Расчет деформации изгиба при пластическом обжатии проволоки в неполном слое повива каната с целью точного позиционирования / В.А. Харитонов, М.В. Зарецкий, Л.М. Зарецкий // Вісник національного технічного університету «ХПІ». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ» – 2011. – № 47. – С. 104 – 109. 3. Хромов И.В. Натяжение проволоки в процессе упругопластического изгиба в преформаторе / И.В. Хромов // Вестник СевНТУ. – Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2002. – Вып. 38: Механика, энергетика, экология. – С. 48 – 52. 4. Хромов И. В. Методика розв'язання типових задач технологічної механіки пружнопластичного стрижня з врахуванням нелінійних властивостей матеріалу / І. В. Хромов // Опір матеріалів і теорія споруд. – 2009. – № 84. – С. 110 – 119. 5. Федорова М.Ю. Применение вариационного метода М.Л. Качанова в задачах плоского упруго-пластического изгиба стержней: автореф. дис. на соискание ученой степени канд. физ.-мат. наук: спец. 01.02.04. «Механика деформируемого твердого тела» / М. Ю. Федорова; Санкт-Петербургский государственный университет / – Санкт-Петербург, 1999/ – 126 с. 6. Харитонов В.А. Проектирование режимов высокоскоростного волочения проволоки на основе моделирования / В.А. Харитонов, С.М. Головизнин. – Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2011. – 117 с.

Надійшла до редколегії 25.10.2012

УДК 621.778.5

Технологические особенности процесса преформации проволоки для точного позиционирования в неполном слое повива каната / Харитонов В. А., Зарецкий М. В., Зарецкий Л. М. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – № 46(952). – С. 131-134. – Бібліогр.: 6 назв.

Сформульовано проблему граничної швидкості деформації при інтенсивній преформації дротів, які вимагають точного позиціонування. Вироблено методику розрахунку швидкості деформації, запропоновано з урахуванням додаткових факторів інженерне рішення, яке гарантує досягнення позитивного рішення.

Ключові слова: арматурний канат, звивання, інтенсивність деформації, гранична швидкість деформації, деформаційний нагрів, двоетапна преформація.

Presents the problem of limiting the rate of deformation in intensive preformation wires that require precise positioning. Developed a method of calculating the rate of deformation is proposed, taking into account additional factors engineering solution that guarantees the reachability of the decisions.

Keywords: reinforced rope lay, strain rate, the maximum rate of deformation, deformation heating, two-stage preformation.

УДК 621.762

О. І. ХОМЕНКО, канд. техн. наук, ст. наук. сотр., ІПМ НАНУ, Київ**Г. А. БАГЛЮК**, докт. техн. наук, зав. відділом ІПМ НАНУ, Київ**В. С. КУРІХІН**, провідний інж., аспірант, ІПМ НАНУ, Київ**УРАХУВАННЯ РАДІАЛЬНОЇ СКЛАДОВОЇ ШВИДКОСТІ ПЛИНУ ПОРОШКОВИХ МАТЕРІАЛІВ ПРИ МОДЕЛЮВАННІ ПРОЦЕСУ УЩІЛЬНЕННЯ В ЗАКРИТОМУ ШТАМПІ**

Розглянуто вплив радіальної складової швидкості плинину при моделюванні ущільнення порошкової заготовки в закритому штампі. Показано, що радіальна складова помітно впливає на характер ущільнення при достатньо великій початковій густині заготовки (порядку 50 %), що дає змогу при вивченні процесів ущільнення виробів складної форми користуватися багатошаровими моделями з плакованих порошків.

Ключові слова: порошковий матеріал, пресування, комп'ютерне моделювання, прямий варіаційний метод.

Більшість моделей ущільнення циліндричної пористої заготовки у жорсткому закритому штампі побудовано у припущенні про відсутність плинину матеріалу у радіальному напрямку. Це припущення зроблено внаслідок граничних умов нульової радіальної складової швидкості плинину на осі заготовки та на внутрішній поверхні матриці. Однак це не визначає нульової радіальної складової швидкості плинину в будь-якій іншій точці заготовки. Для коректного опису цієї складової потрібно спочатку розглянути випадок, коли матеріал явно рухається у радіальному напрямку, зокрема вільне осадження циліндричної заготовки.

Зазвичай при моделюванні вільного осадження циліндричної заготовки прямим варіаційним методом приймають лінійний закон плинину матеріалу в осьовому і радіальному напрямках [1]

$$\left. \begin{aligned} v_z &= -v_0 \frac{z}{h}; \\ v_r &= v_0 \frac{r}{h} a \nu; \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

де v_0 – швидкість переміщення робочого інструменту;

© Хоменко О. І., Баглюк Г. А., Куріхін В. С., 2012

ν - коефіцієнт Пуассона, $\nu = \frac{2-3\theta}{4-3\theta}$, де θ – пористість;

h - висота циліндра;

a - деякий параметр.

У цьому випадку обидві складові енергетичного функціоналу можна отримати у аналітичному вигляді. Проте така модель недостатньо добре відтворює зміну форми циліндричної заготовки – "бочкуватість". Квадратичний закон зміни радіальної складової швидкості плинину матеріалу краще відтворює більшу швидкість плинину у середньому перерізі заготовки, ніж на торцях, що приводить до характерної бочкуватості. Якщо обмежитися одним параметром, така модель призводить до нульової швидкості плинину на торцях, чого у дійсності не трапляється

$$\left. \begin{aligned} v_z &= -v_0 \frac{z}{h}; \\ v_r &= v_0 \frac{a_3 r \nu}{h} (1 + a_4 z (h - z)); \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

де a_3, a_4 - деякі параметри,

.Компоненти тензора деформації у цьому випадку можна записати у наступному вигляді:

$$\left. \begin{aligned} e_r &= \frac{\partial v_r}{\partial r} = \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{a_3 v_0 r v (1 + a_4 z (h - z))}{h} \right) = \frac{a_3 v_0 v (1 + a_4 z (h - z))}{h}; \\ e_z &= \frac{\partial v_z}{\partial z} = -\frac{v_0}{h}; \\ e_\varphi &= \frac{v_r}{r} = \frac{a_3 v_0 v (1 + a_4 z (h - z))}{h}; \\ \gamma_{rz} &= \frac{\partial v_z}{\partial r} + \frac{\partial v_r}{\partial z} = \frac{a_3 a_4 v_0 v (h - 2z)}{h} \end{aligned} \right\} \cdot (3)$$

Інтенсивність деформації

$$H = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{(e_r - e_z)^2 + (e_z - e_\varphi)^2 + (e_r - e_\varphi)^2 + 6\gamma_{rz}^2}. \quad (4)$$

Складова варіаційного функціоналу, що визначається внутрішніми силами опору деформації, з урахуванням того, що елемент об'єму заготовки $dV = r dr dz d\varphi$, прийме наступний вигляд

$$J_1 = \iiint_V \sqrt{(e_r + e_\varphi + e_{iz})^2} f_1(\theta) + H_i^2 f_2(\theta) dV, \quad (5)$$

а складова, що зумовлена тертям на торцях,

$$J_2 = \sqrt{3}\mu \iint_{F_2} \sqrt{2f_2(\theta)v_r^2} dF, \quad (6)$$

де $f_1(\theta) = \frac{4(1-\theta)^4}{9\theta}$ і $f_2(\theta) = \frac{(1-\theta)^3}{3}$ - деякі функції пористості.

Задачу моделювання у цьому випадку доречно вирішувати чисельно. Подумки розіб'ємо переріз заготовки на прямокутні елементи, що утворюють ортогональну сітку. Будемо вважати пористість у межах комірки сітки постійною. Задамо значення швидкості робочого інструменту v_0 і обчислюватимемо інтеграли у виразах для J_1 і J_2 у фіксовані моменти часу Δt . Мінімізуючи суму $J_1 + J_2$ варіюванням параметрів a_3 і a_4 , розрахуватимемо положення вузлових точок сітки у означені моменти часу. Природно, що прямокутні комірки сітки будуть перетворюватися у довільні чотирикутники. Розрахунок закінчимо, коли буде досягнуто потрібного кінцевого значення висоти заготовки.

Для перевірки відповідності результатів моделювання провели експеримент з вільного осаджування циліндричної заготовки, виготовленої з залізного порошку пресуванням та подальшим спіканням (рис. 1а). Діаметр заготовки до деформації складав 10,5 мм, висота - 15.75 мм, об'єм 1363,795 мм³, маса 8.5 г. Оскільки маса суцільного залізного циліндру з такими ж розмірами дорівнювала б 10,638 г, відносна густина заготовки дорівнюватиме 0,8 або 80%, а пористість, відповідно, 0,2 або 20%.

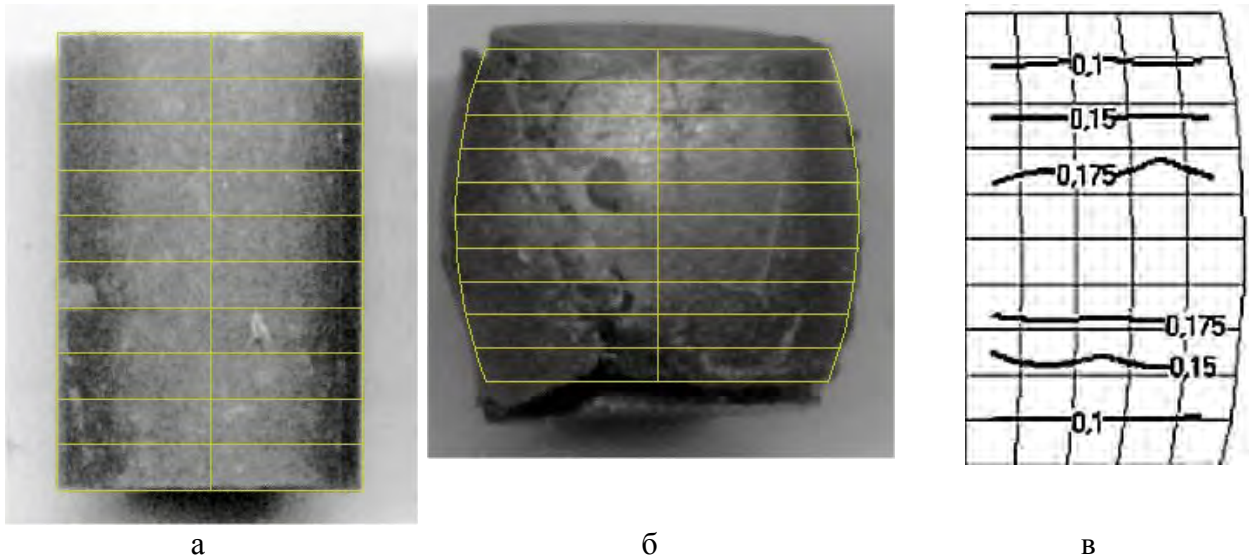


Рис 1 – Порошкова заготовка: а – до вільного осаджування, б – після вільного осаджування, в – лінії рівної пористості за результатами моделювання.

Після деформації заготовка набула характерної бочкуватої форми (рис. 1б). Її висота зменшилася до 10,5 мм, діаметри торців збільшилися до 10,8 мм, а об'єм склав $1211,445 \text{ мм}^3$. Оскільки об'єм було розраховано чисельним методом, то за рахунок заміни кривої ламаною слід було очікувати від'ємної похибки. Виходячи з закону збереження маси, нижня оцінка середньої інтегральної густини заготовки мала скласти 0,9 або 90%, відповідно середня інтегральна густина – 0,1 або 10%. За рахунок від'ємної похибки у визначенні об'єму реальне значення має бути дещо меншим.

Геометричні характеристики заготовки було розраховано за допомогою приведеної вище моделі. Максимальне значення похибки у визначенні координат точок зовнішнього контуру заготовки склало 8,7%, а середнє – 2,9 %, тобто модель задовільно відтворює зміни форми циліндричної заготовки при вільному осаджуванні. Розрахункове значення інтегральної пористості 14 %, з урахуванням зроблених зауважень, теж задовільно погоджується з результатом експерименту. Лінії рівної пористості, побудовані за результатами моделювання, показано на рис. 1 в.

Тепер спробуємо урахувати радіальну складову швидкості плинину матеріалу при ущільненні циліндричної порошкової заготовки у жорсткій закритій матриці за схемою двостороннього пресування (рис. 2).

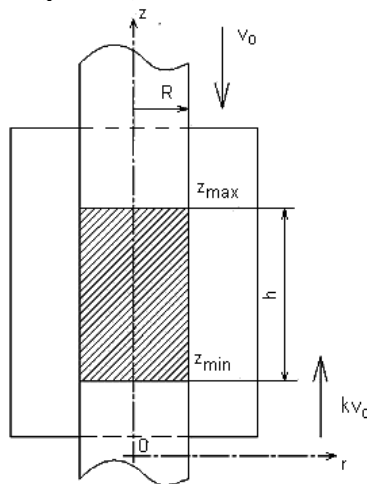


Рис. 2 – Схема ущільнення циліндричної заготовки у закритому штампі

Для того, щоб граничні умови не порушувалися, припустимо, що у межах $0 < r < R$, де R – радіус основи циліндричної заготовки, матеріал у радіальному напрямі рухається так, що

$$\left. \begin{aligned} v_r &= 0|_{r=0} \\ v_r &= 0|_{r=R} \end{aligned} \right\}. \quad (7)$$

Цим умовам задовольняє функція вигляду

$$f(r) = a_5 \left(\frac{R^2}{4} - \left(r - \frac{R}{2} \right)^2 \right), \quad (8)$$

де a_5 - деякий параметр.

Після розкриття дужок та приведення подібних функція приймає вигляд

$$f(r) = a_5 r(R - r). \quad (9)$$

Але ця функція не ураховує залежність радіальної складової швидкості плинину матеріалу від координати z та висоти заготовки, що у загальному випадку невірно. Тому радіальну складову швидкості плинину слід шукати, як добуток цієї функції на вираз для радіальної складової у системі (2), тобто як поліном третього ступеню відносно координати r

$$V_r = v_0 \frac{a_3 a_5 v}{h} r^2 (R - r) \cdot (1 + a_4 z(h - z)).$$

Добуток параметрів $a_3 a_5$ будемо розглядати як єдиний параметр a_3 . Оскільки при двобічному пресуванні висота циліндра весь час змінюється, доцільно записати її у явному вигляді $h = z_{\max} - z_{\min}$, де z_{\max} і z_{\min} - відповідно найбільша і найменша координати по осі заготовки. Тоді

$$v_r = \frac{a_3 v_0 v}{z_{\max} - z_{\min}} r^2 (R - r) \cdot (1 + a_4 z(z_{\max} - z_{\min} - z)). \quad (10)$$

Граничні умови для двобічного пресування можна записати у вигляді

$$\left. \begin{aligned} v_r(R, z) &= 0; \\ v_r(0, z) &= 0; \\ v_z(r, z_{\max}) &= -v_0; \\ v_z(r, z_{\min}) &= kv_0. \end{aligned} \right\}, \quad (11)$$

де $0 \leq k \leq 1$ – відношення швидкостей нижнього і верхнього пуансонів.

З урахуванням того, що при двобічному пресуванні існують точки з координатою $z = z_{mid} = (kz_{\max} + z_{\min}) / (1 + k)$, у яких осьова складова швидкості плинину дорівнюватиме нулю, осьова складова швидкості плинину матеріалу згідно [2]

$$\left. \begin{aligned} v_{1z} &= -v_0 \frac{(1+k)z - kz_{\max} - z_{\min}}{z_{\max} - z_{\min}} \left(1 - a_1 \left(1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \frac{(1+k)(z - z_{\min})}{k(z_{\max} - z_{\min})} \right) \\ v_{2z} &= -v_0 \frac{(1+k)z - kz_{\max} - z_{\min}}{z_{\max} - z_{\min}} \left(1 - a_1 \left(1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \frac{(1+k)(z_{\max} - z)}{z_{\max} - z_{\min}} \right) \end{aligned} \right\}, (12)$$

де $v_{1z} = v_z|_{z < z_{mid}}$;

$v_{2z} = v_z|_{z \geq z_{mid}}$.

Тоді компоненти тензора швидкостей деформації можна обчислити як

$$\left. \begin{aligned} e_r &= \frac{a_3 v_0 \nu (2rR - 3r^2)(1 + a_4 z(z_{\max} - z_{\min} - z))}{z_{\max} - z_{\min}}; \\ e_{1z} &= -\frac{2v_0(1+k)}{z_{\max} - z_{\min}} \left(1 + a_1 \left(1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \frac{2(1+k)z - ((2+k)z_{\min} + kz_{\max})}{k(z_{\max} - z_{\min})} \right); \\ e_{2z} &= -\frac{v_0(1+k)}{z_{\max} - z_{\min}} \left(1 - a_1 \left(1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \frac{(1+2k)z_{\max} + z_{\min} - 2(1+k)z}{z_{\max} - z_{\min}} \right); \\ e_\varphi &= \frac{a_4 v_0 \nu}{z_{\max} - z_{\min}} r(R-r) \cdot (1 + a_5 z(z_{\max} - z_{\min} - z)); \\ \gamma_{1rz} &= \frac{2v_0 a_1 a_2 r}{R^2} \left(\frac{(1+k)z - kz_{\max} - z_{\min}}{z_{\max} - z_{\min}} \right) \left(\frac{(1+k)(z - z_{\min})}{k(z_{\max} - z_{\min})} \right) + \\ &+ \frac{a_3 a_4 v_0 \nu (z_{\max} - z_{\min} - 2z)}{z_{\max} - z_{\min}} r^2 (R-r); \\ \gamma_{2rz} &= \frac{2v_0 a_1 a_2 r}{R^2} \left(\frac{(1+k)z - kz_{\max} - z_{\min}}{z_{\max} - z_{\min}} \right) \left(\frac{(1+k)(z_{\max} - z)}{z_{\max} - z_{\min}} \right) + \\ &+ \frac{a_4 a_5 v_0 \nu (z_{\max} - z_{\min} - 2z)}{z_{\max} - z_{\min}} r^2 (R-r). \end{aligned} \right\} (13)$$

Тут, як у (12), індекс 1 стосується точок заготовки з координатою $z < z_{mid}$, а індекс 2 – усіх інших точок заготовки.

Інтенсивність деформації

$$\begin{aligned} H_1 &= H|_{z < z_{mid}} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{(e_r - e_{1z})^2 + (e_{1z} - e_\varphi)^2 + (e_r - e_\varphi)^2 + 6\gamma_{1rz}^2}; \\ H_2 &= H|_{z \geq z_{mid}} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{(e_r - e_{2z})^2 + (e_{2z} - e_\varphi)^2 + (e_r - e_\varphi)^2 + 6\gamma_{2rz}^2}. \end{aligned} (14)$$

Складова варіаційного функціонала, що визначається внутрішніми силами опору деформації, матиме наступний вигляд

$$J_1 = \sum_{i=1}^2 \iiint_V \sqrt{(e_r + e_\varphi + e_{iz})^2 f_1(\theta) + H_i^2 f_2(\theta)} dV, (15)$$

а складова, обумовлена тертям на торцях та бічній стінці матриці

$$J_2 = \sqrt{3} \left(\iint_{F_1} \mu_{\delta} \sqrt{f_2(\theta)} v_z^2 dF_1 + \iint_{F_2} \mu_m \sqrt{2f_2(\theta)} v_r^2 dF_2 \right),$$

або, якщо вважати коефіцієнти тертя на бічній стінці μ_{δ} та торцях μ_m однаковими, що дорівнюють μ ,

$$J_2 = \sqrt{3}\mu \left(\iint_{F_1} \sqrt{f_2(\theta)} v_z^2 dF_1 + \iint_{F_2} \sqrt{2f_2(\theta)} v_r^2 dF_2 \right). \quad (17)$$

Елемент бічної поверхні циліндра $dF_1 = R d\phi dz$, а швидкість ковзання по бічній поверхні

$$\left. \begin{aligned} v_{1z}(R, z) &= -v_0 \frac{(1+k)z - kz_{\max} - z_{\min}}{z_{\max} - z_{\min}} \left(1 - a_1(1+a_2) \frac{(1+k)(z - z_{\min})}{k(z_{\max} - z_{\min})} \right); \\ v_{2z}(R, z) &= -v_0 \frac{(1+k)z - kz_{\max} - z_{\min}}{z_{\max} - z_{\min}} \left(1 - a_1(1+a_2) \frac{(1+k)(z_{\max} - z)}{z_{\max} - z_{\min}} \right) \end{aligned} \right\}. \quad (18)$$

Елемент поверхні торця циліндра $dF_2 = r dr d\phi$ і швидкість ковзання на торцях

$$v_r|_{z=z_{\max}} = v_r|_{z=z_{\min}} = v_0 \frac{a_3 r^2 v}{h} (R - r). \quad (19)$$

Виконавши моделювання так само, як у попередньому випадку, з'ясували, що плин матеріалу у радіальному напрямку тим інтенсивніше, чим вище початкова густина матеріалу. Зокрема при початковій густині заготовки 30% числові значення параметрів a_3 і a_4 приблизно на порядок менші за значення параметрів a_1 і a_2 , тож радіальна складова швидкості плину матеріалу набагато менша осьової складової і плин матеріалу у радіальному напрямку не призводить до помітного викривлення вертикальних ліній сітки (рис. 4, а). Навпаки, при початковій густині заготовки 50% плин матеріалу у радіальному напрямку проявляється сильніше, бо числові значення параметрів a_3 і a_4 сумірні зі значеннями параметрів a_1 і a_2 , що призводить до помітного викривлення вертикальних ліній сітки (рис. 4, б). Розподіл пористості за рахунок плину матеріалу у радіальному напрямку помітно змінюється (рис. 4 в, г).

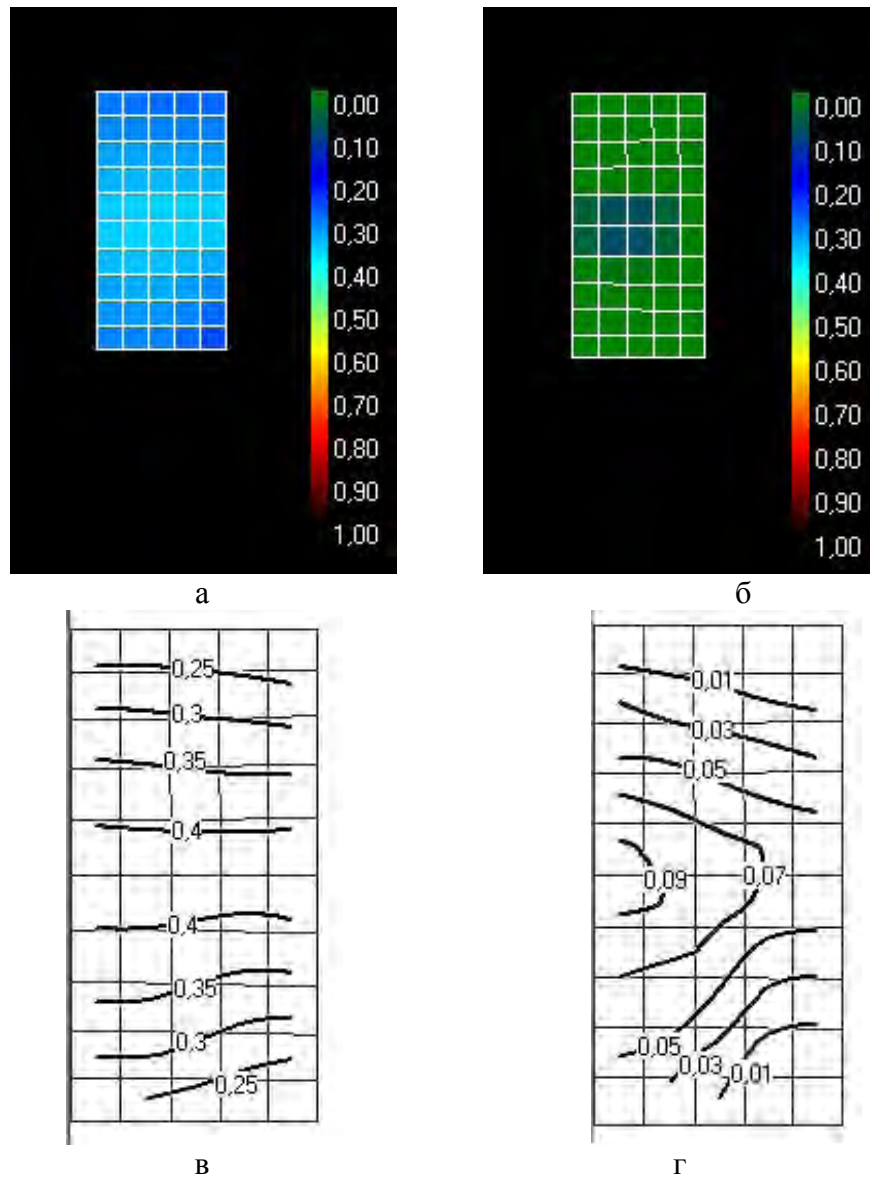


Рис 3 -. Результати моделювання ущільнення в закритому штампі: а – діаграма розподілу пористості при початковій густині 30%, б – те ж саме, 50%, в – лінії рівної пористості при початковій густині 30%, г – те ж саме, 50%

Для експериментальної перевірки відповідності моделі провели дослід з ущільнення порошкової заготовки, складеної з зовнішньої обойми у вигляді порожнистого циліндра та циліндричного осердя, зовнішній діаметр якого дорівнював внутрішньому діаметру обойми. Обойму та осердя виготовили з одного й того ж поршку, що мав різні кольори, зокрема у даному експерименті обойму зовнішнім діаметром 12 мм, а внутрішнім – 6 мм виготовили з окисненого порошку міді ПМС-1, а осердя – зі стабілізованого порошку тієї ж марки. Для забезпечення технологічної міцності використовували полівініловий спирт у якості пластифікатора. Після пресування визначили геометричні розміри та масу виготовлених деталей і розрахували їхню інтегральну густину. Інтегральна пористість при початковій густині 30% виявилася рівною 33%, а при початковій густині 50% – близько 3% (розрахункові значення за моделлю відповідно 33% і 2,6%). Потім виготовлені деталі розрізали по діаметральній площині, відшліфували та сфотографували розріз (рис. 4). Дійсно, при ущільненні заготовки з низькою початковою густиною (рис. 4а) твірна осердя не здобула істотних геометричних спотворень, тоді як твірна осердя при відносно великій початковій густині помітно викривлена (рис. 4 б).

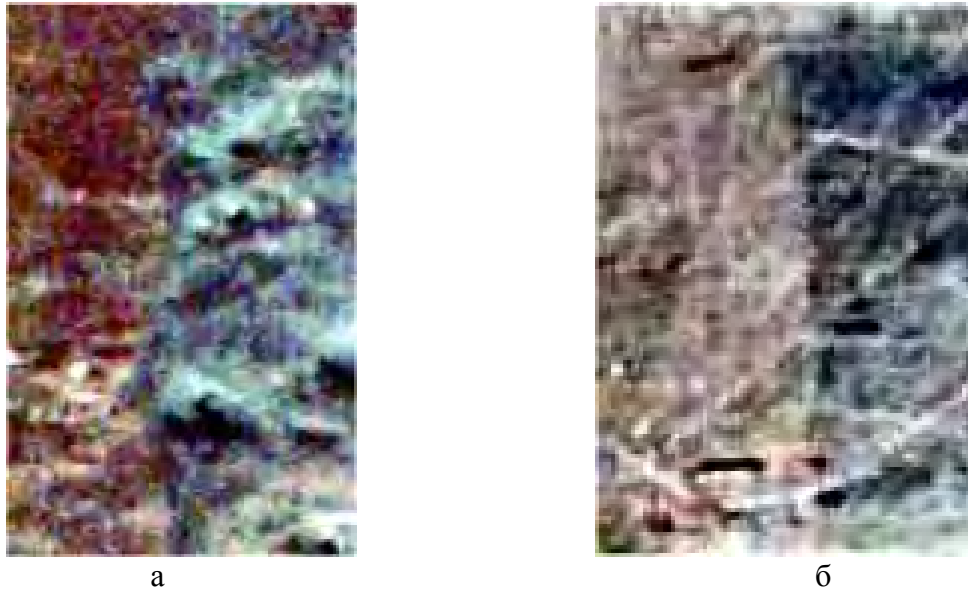


Рис. 4. – Макроструктура матеріалу складеної заготовки після пресування на перерізі по діаметральній площині: а – початкова густина 30%, б – початкова густина 50 %

Таким чином запропонована модель ущільнення з урахуванням радіальної складової плинину матеріалу задовільно відповідає експериментальним даним. Слабко виражений плин матеріалу у радіальному напрямку надає можливість користуватися для дослідження ущільнення натурними шаруватими моделями, тобто деталями, виготовленими з реальних порошків, забарвлених у контрастні кольори. Так, дослідження ущільнення циліндричної заготовки, що складається з шарів звичайного залізного порошку, що чергуються з шарами такого ж порошку, плакованого міддю, показало добре співпадіння розрахункових даних, отриманих візіопластичним методом, з експериментальними. При цьому вертикальні лінії сітки проводили рівномірно без урахування будь-якого їх викривлення при ущільненні (рис. 5).

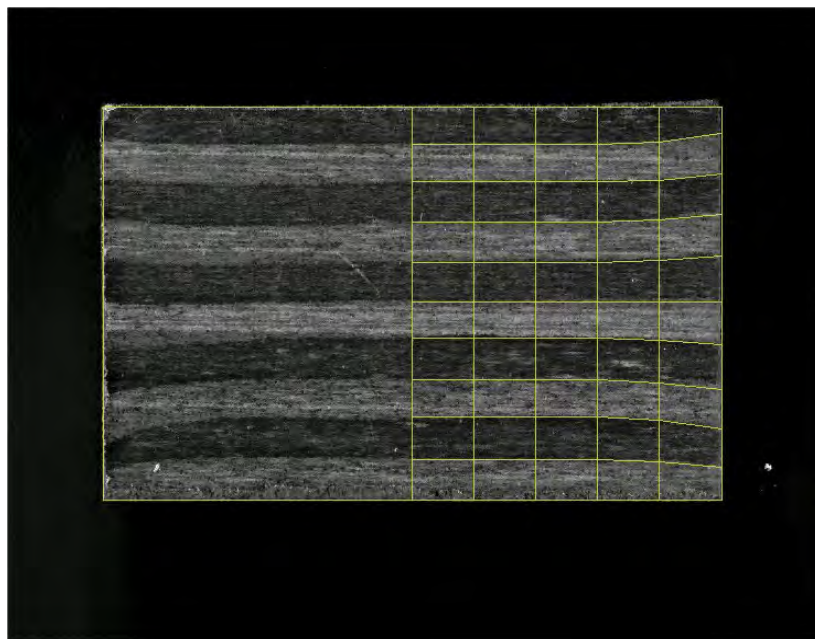


Рис. 5. – Шарувата деталь після ущільнення

Висновки.

1. Плин пористого порошкового матеріалу в радіальному напрямку при ущільненні у закритому штампі тим сильніший, чим вища початкова густина заготовки.

2. Відсутність урахування радіальної складової швидкості плин пористого порошкового матеріалу може привести до похибки визначення розподілу пористості по товщі заготовки.

3. Слабко виражений плин матеріалу при малій початковій густині заготовки дозволяє користуватись для дослідження ущільнення натурними шаруватими моделями, подумки реконструюючи вертикальні лінії сітки для реалізації візюопластичного методу.

Список літератури: 1. Баглюк Г.А. Анализ кинематики процесса свободной осадки пористого цилиндра с учетом контактного трения [Текст]/ Г.А.Баглюк.//Порошковая металлургия. – 1993. – № 1. – С.17-21. 2. Хоменко О.І., Баглюк Г.А., Хоменко А.О. Вплив схеми пресування на розподіл густини порошкової заготовки при ущільненні в закритій матриці [Текст]/ О.І.Хоменко.//Вісник Національного технічного університету «ХП». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП» – 2011. – №45. – С.108 – 113.

Надійшла до редколегії 25.10.2012

УДК 621.762

Урахування радіальної складової швидкості плин поршкових матеріалів при моделюванні процесу ущільнення в закритому штампі / Хоменко О. І., Баглюк Г. А., Куріхін В.С. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2012. – № 46(952) – С.135-143. - Библиогр.: 2 назв.

Рассмотрено влияние радиальной составляющей скорости течения материала при моделировании уплотнения порошковой заготовки в закрытом штампе. Показано, что радиальная составляющая заметно влияет на характер уплотнения при достаточно большой начальной плотности заготовки (порядка 50 %), что дает возможность при изучении процессов уплотнения изделий сложной формы пользоваться многослойными моделями из плакированных порошков.

Ключевые слова: порошковый материал, прессование, компьютерное моделирование, прямой вариационный метод.

The paper deals with radial component of material flow influence on powder materials compaction in the closed die. It was shown that mentioned component affects compaction nature distinctly at comparably high billet density (50 % order). This allows to use multi-layer models made of clad powders to investigate complicated powder details compaction.

Keywords: powder material, pressing, computer simulation, direct variation method.

УДК 621.797

В. Ю. ЧЕРКАЩЕНКО, аспирант, Кременчугский национальный университет им. М. Остроградского, Кременчуг

В. В. ЛОТОУС, председатель правления ОАО «Полтавский ГОК, Комсомольск

В. В. ДРАГОБЕЦКИЙ, докт. техн. наук, проф., Кременчугский национальный университет им. М. Остроградского, Кременчуг

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ГИБКИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ДУГ ПАССАЖИРСКИХ ВАГОНОВ

Обоснована целесообразность применения профильных заготовок из разнородных материалов для изготовления гибкой элементов каркаса транспортных средств. Рассмотрено растяжение бинарной системы при наличии внешнего трения. Напряжения контактного трения определяются по зависимостям молекулярно-механической теории. Представлена методика определения параметров процесса гибки с растяжением дуг пассажирских вагонов из биметаллической заготовки: нержавеющая сталь + углеродистая сталь.

Ключевые слова : гибка, растяжение, биметалл, профиль, трение.

Вступлення. Слоистые металлы нашли широкое применение во многих отраслях промышленности. Их применение обусловлено возможностью создания изделий с комплексом физико-механических свойств недостижимых в монометаллах, при экономии

© В. Ю. Черкащенко, В. В. Лотоус, В. В. Драгобецкий, 2012

черных и цветных металлов. И если вопросы применения дорогостоящих сплавов с применением слоистых металлических композиций в различных конструкциях достаточно глубоко раскрыты и обоснованы [1, 2, 3], то технологические аспекты и возможности их использования в полной мере еще не раскрыты.

Анализ последних исследований и литературы. Использование принципа слоистости для решения комплекса технологических задач в процессах листовой штамповки рассмотрено в работах [3,4]. Однако далеко не все аспекты применения биметаллов для решения задач экономии дорогостоящих сплавов в процессах металлообработки освещены в научно-технической литературе и теоретически необоснованны и не описаны.

В производстве средств наземного, водного и воздушного транспорта находят применение силовые элементы, получаемые из профилей гибкой с растяжением (дуги пассажирских вагонов, шпангоуты, лонжероны, балки и т.д.). Для их изготовления все шире используются нержавеющие стали, титановые и высокопрочные алюминиевые сплавы. При свободной гибке и при гибке с растяжением неизбежны потери металла из-за зажима концевых зон в зажимных патронах и их закруткой [1].

Избежать потерь можно при использовании сварной заготовки, состоящей из дорогостоящего материала – центральная часть и периферийных участков – из дешевого. Например, дуги пассажирских вагонов, применяемые в широком ассортименте на ПАТ «Крюковский вагоностроительный завод» целесообразно и экономически обосновано специалистами предприятия, изготавливать из сварной заготовки нержавеющая сталь (X18H10T) + углеродистая сталь (08кп).

Цель исследования, постановка проблемы. Процесс гибки с растяжением бинарной (составной) заготовки имеет значительные отличия от процесса деформации монолитной заготовки. Эти отличия в основном связаны с отсутствием изотропности среды и разрывной неоднородностью ее свойств. Поэтому возникла необходимость в анализе растяжения и изгиба бинарной системы и уточнении модели процесса совместного пластического деформирования разных металлов. При предварительном растяжении профильных заготовок из разнородных металлов на гибочно-растяжных машинах (рис. 1) внешнее трение отсутствует.



Рис. 1 – Гибочно-растяжной станок в процессе гибки дуги пассажирского вагона

Физическая модель процесса одноосного растяжения бинарной системы соответствует модели растяжения слоистого тела при свободных условиях на контуре. Однако, при последующей гибке и калибровочном растяжении внешнее трение на одном из контуров играет существенную роль на процесс деформирования бинарной системы. Поэтому цель исследований можно сформулировать следующим образом.

Разработка модели и определение технологических параметров деформирования профильной заготовки при внешнем трении на одном из контуров.

Материалы исследований. При предварительном растяжении заготовки из разнородных материалов, зону сварного шва не учитываем, внешнее трение и межслойное трение отсутствует. Основной материал (центральная часть заготовки), как правило, менее пластичный (*H*), а периферийный более пластичный (*S*). При предварительном растяжении профильной заготовки из монолитного материала усилия предварительного растяжения $P_{\text{раст}}$ определялось по зависимости $P_{\text{раст}} = \sigma_s F$, где σ_s – текущий предел текучести материала заготовки; F – площадь поперечного сечения заготовки. При заготовке из разнородных материалов в первую очередь начнет деформироваться материал *S*. Его деформация будет продолжаться до тех пор пока его текущий предел текучести при растяжении не станет равен начальному пределу текучести при растяжении материала *F*. Если материал *S* не упрочняется, то совместная пластическая деформация разных металлов невозможна. Будет только деформироваться материал *S* до его полного разрыва. Первые попытки изготовления дуг пассажирских вагонов были не удачны при нарушении режимов сварки (перегрев зоны сварного шва) зона сварного шва не склонная к деформационному упрочнению разрушалась (рис. 2).

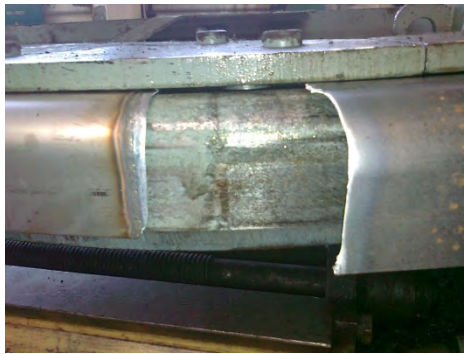


Рис. 2 – Разрыв сварного шва при гибке с растяжением дуг пассажирских вагонов из разнородных металлов

Диаграмма истинных напряжений для стали 08кп аппроксимируется в полной третьей степени или степенной функцией [5]:

$$\sigma_s = 240 + 1279\varepsilon - 1599\varepsilon^2 + 914\varepsilon^3 = 230 + 548\varepsilon^{0.6}, \quad (1)$$

где σ_s – текущий предел текучести материала; ε – интенсивность деформаций.

Для нержавеющей коррозионностойкой стали эта диаграмма аппроксимируется зависимостью

$$\sigma_i = 1490(0,016 + \varepsilon_i)^{0.5} = 470 + 2691,6\varepsilon - 5508,7\varepsilon^2 + 4185,2\varepsilon^3 \quad (2)$$

Однако, кривые упрочнения не имеют общих точек пересечения и совместная пластическая деформация оказалась невозможной. Поэтому, сталь 08кп была заменена сталью 15ЮА.

Усилие предварительного растяжения заготовки из разнородных материалов целесообразно определять по зависимости

$$P_{\text{раст}} = \sigma_{\text{раст}} F \quad (3)$$

где $\sigma_{\text{раст}}$ – ордината пересечения кривых упрочнения материалов заготовки.

При этом $\sigma_{\text{раст}} > \sigma_{\text{см}}$, где $\sigma_{\text{см}}$ напряжение сжатия при изгибе заготовки.

Кроме того, деформации $\varepsilon_{\text{равн}}$, которые соответствуют $\sigma_{\text{равн}}$ должны удовлетворять условию $\varepsilon_{\text{равн}} < \varepsilon_{\text{пр}} + \varepsilon_{\text{и}}$, где $\varepsilon_{\text{пр}}$ – предельная деформация менее прочного материала; $\varepsilon_{\text{и}}$ – максимальная деформация заготовки при изгибе.

При растяжении на заключительной стадии процесса растяжение + гибка + растяжение изогнутая профильная заготовка обтягивается по пуансону, принимая при этом заданную форму и размеры. Силы трения, действующие между заготовкой и пуансоном, уменьшают растягивающее усилие по мере удаления от крайних точек касания заготовки с пуансоном. При этом менее нагруженными оказывается сечение, расположенное в середине очага деформаций. Наименее нагруженным является сечение профиля расположенного в середине очага деформации. Поэтому, при калибровочной операции растяжения после гибки, ограничивающим фактором является разрушение заготовок на свободных, наиболее нагруженных участках. Поэтому, экономические преимущества, связанные с экономией металла, дополнены техническими. Последние связаны с целесообразностью использования пластичных металлов в периферийных участках. При этом сварной шов располагать в зоне контакта с пуансоном. Общее усилие растяжения можно представить в следующем виде:

$$P = P_{\text{деф}} + P_{\text{тр}} + P_{\text{изг}} \quad (4)$$

где $P_{\text{деф}}$ – усилие деформирования заготовки в данном сечении; $P_{\text{тр}}$ – сила внешнего трения; $P_{\text{изг}}$ – усилие гибки.

В первом приближении влияние изгибных напряжений и деформаций можно не учитывать. Это допущение достаточно обосновано, так как радиус кривизны детали существенно больше ее толщины.

Изгиб заготовки после предварительного растяжения до деформаций, соответствующих пересечению кривых упрочнения металлов составной заготовки, происходит в условиях совместной пластической деформации разнородных металлов. Учитывая, что деформации заготовки незначительны, то усилие гибки определяется по известным зависимостям [5].

При совместной пластической деформации бинарной заготовки течение компонент последней тормозится силами внешнего трения в зоне контакта с пуансоном.

Для анализа рассматриваемого процесса формоизменения (фланцевой части заготовки, гибки) необходимо указать закон, по которому должны изменяться напряжения внешнего трения на контактных поверхностях заготовки. В теории обработки металлов давлением применяют зависимости для определения величины напряжения контактного трения у которых в качестве аргумента содержится какой-либо физический фактор (нормальное давление, предел текучести, вязкость смазки и др.)

Наиболее широко применяемым является закон трения Амонтона-Кулона, устанавливающий пропорциональную зависимость между силой трения и нормальной сжимающей силой. Закон Амонтона-Кулона выполняется наиболее точно при холодной пластической деформации с применением технологических смазок. В жестких условиях трения при отношении силы давления к пределу текучести выше 2-3, при отсутствии смазки применяют закон Зибеля [3].

Напряжения трения определим по зависимости:

$$\sigma_{\text{тр}} = \frac{\mu^F q l^F B}{F_{\text{пр}}} + \frac{\mu^S q l^S B}{F_{\text{пр}}}, \quad (5)$$

где μ^F, μ^S – коэффициенты трения металлов F и S по пуансону; B – ширина полки; l^F, l^S – длины участков контакта пуансона с материалом F и S, $F_{пр}$ – площадь поперечного сечения профиля.

Напряжения, действующие в различных сечениях заготовки на заключительной стадии растяжения:

I зона свободного участка, расположенная между поверхностью пуансона и защитного патрона. На этом участке силы внешнего трения отсутствуют, а деформации не должны превышать предельной деформации металла S. Предельное усилие растяжения составит:

$$P_{раст} = F(\sigma_{ос} + A_s \varepsilon_{i1}^{ns}) = F(\sigma_{ос} + A_s \varepsilon_{i2}^{ns}) = F(\sigma_{от} + A_f \varepsilon_{iF}^{nF} + \sigma_{тр}), \quad (6)$$

где A_s, A_f, n_s, n_f – модули упрочнения и показатели системы упрочнения материалов S и F; $\sigma_{ос}$ и $\sigma_{оF}$ – пределы текучести материалов S и F;

II зона контакта материала S с поверхностью пуансона;

III зона контакта материала F с поверхностью пуансона.

Результаты исследований.

Расчет параметров процесса гибки производится в следующей последовательности:

1. Наложение кривых упрочнения материалов заготовки и определение точки их пересечения.
2. Определение усилия предварительного растяжения заготовки по зависимостям (5) и (6) и деформаций напряжения.
3. Определение номинального внешнего момента гибки заготовки и изгибных деформаций.
4. Определение калибровочного растяжения и предельных деформаций. Результаты расчетов приведены в таблице.

Таблица. – Результаты расчетов параметров процесса гибки

№ п/п	Марка стали № детали	Вид профиля	σ_p , МПа	F , м ²	$P_{раст}$, кН
1	08X18H10T+15ЮА 77067.235.001	Зетовый нормализация	509	$3,75 \cdot 10^{-4}$	190,9

Дуга пассажирского вагона из разнородных металлов представлена на рис. 3



Рис. 3 – Дуга пассажирского вагона из разнородных металлов после гибки с растяжением

Выводы. Установлена целесообразность применения профильных заготовок из разнородных материалов для изготовления методом гибки с растяжением элементов каркаса транспортных средств, например дуг пассажирских вагонов.

Усилие предварительного растяжения рассчитывается, как произведение текущей площади профильной заготовки на напряжение текущего предела текучести, который соответствует точке пересечения кривых упрочнения материалов заготовки. Усилие гибки определяется как для монолитной заготовки при равных текущих пределах текучести ее материалов. Калибровочное растяжение соответствует предельным деформациям дешевого материала.

Список литературы: 1. Аркулис Г.Э., Дорогобид В.Г. Теория пластичности. – Учебное пособие для вузов. – М.: Металлургия, 1987. – 352. 2. Воронцов А.Л. К вопросу о контактном трещин, кривых упрочнений и эффекте Баушингера. – Журнал: «Кузнечно–штамповочное производство. Обработка металлов давлением» – 2011. – №3. – с. 39-47. 3. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением. – Харьков: Выш. шк. Издательство при Харьк. ун – те, 1981. – 246с. 4. Битков В.В. оценка неоднородности деформации при пластической обработке осесимметричных биметаллических изделий. – Журнал: «Кузнечно–штамповочное производство. Обработка металлов давлением» – 2011. – №5. – 3-12с. 5. Драгобецкий В.В., Мороз Н.Н., Мосьпан Д.В., Пузир Р.Г. Расчет технологических параметров получения деталей с элементом жест кости последовательной гибкой. – Сборник научных трудов «Обработка материалов давлением». – Краматорск : ДГМА, 2010. – №4 (25). – С. 133-137.

Надійшла до редколегії 25.09.2012

УДК 621.797

Технологические параметры гибки биметаллических дуг пассажирских вагонов / Черкащенко В. Ю., Лотоус В. В., Драгобецкий В. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С. 143-148. – Бібліогр.: 5 назв.

Обгрунтована доцільність застосування профільних заготовок з різнорідних матеріалів для виготовлення гнучких елементів каркасу транспортних засобів. Розглянуто розтягнення бінарної системи при наявності зовнішнього тертя. Напруги контактного тертя визначаються по залежностях молекулярно-механічної теорії. Представлено методику визначення параметрів процесу гнуття з розтягуванням дуг пасажирських вагонів з біметалічної заготовки: нержавіюча сталь + вуглецева сталь.

Ключові слова: гнуття, розтягування, біметал, профіль, тертя.

Expediency of specialized pieces of different materials for the manufacture of flexible vehicle framing members is grounded. Stretching of the binary system in the presence of friction is considered. Contact friction stress is determined by the dependences of the molecular-mechanical theory. A method of determining the parameters of the bending process with stretching carriage arcs of bimetallic: stainless steel + carbon steel.

Keywords: bending, stretching, bi-metal, profile, friction.

УДК 621.771.06:621.771.251

В. И. ЗАСЕЛЬСКИЙ, докт. техн. наук, проф., директор металлургического института ГВУЗ «КНУ», Кривой Рог

А. В. САТОНИН, докт. техн. наук, проф., ДГМА, Краматорск

Д. Е. БУКОТИН, гл. управляющий по производству прокатного департамента, ПАО «АМКР», Кривой Рог

В. С. НАЙДЕНОВ, гл. калибровщик, ПАО «АМКР», Кривой Рог

М. Г. КОРЕНКО, ассистент, ГВУЗ «КНУ», г. Кривой Рог

В. Ю. ГРИГОРЧУК, магистрант, ГВУЗ «КНУ», г. Кривой Рог

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ БЕСКАЛИБРОВОЙ ПРОКАТКИ СОРТОВЫХ ПОЛОСОВЫХ ПРОФИЛЕЙ В УСЛОВИЯХ МЕЛКОСОРТНЫХ СТАНОВ

На основе анализа состояния вопроса промышленного производства сортовых полосовых профилей показана целесообразность использования процесса бескалибровой прокатки, обеспечивающего расширение сортамента, повышение качества и снижение себестоимости готовой металлопродукции.

© В.И. Засельский, А.В. Сатонин, Д. Е. Букотин, В.С. Найденев, М.Г. Коренко., В. Ю. Григорчук, 2012

Для данной технологической схемы разработаны математические модели и программные средства по их автоматизированному расчету. Применительно к мелкосортному стану 250 ПАО «АрселлорМиталл Кривой Рог» предложена новая схема прокатки, достаточная степень эффективности которой подтверждена результатами экспериментальных исследований.

Ключевые слова: сортовые полосовые профили, бескалибровая прокатка, сортамент, качество, калибровка рабочих валков, мелкосортный стан

Промышленное производство горячекатаного плоского металлопроката, включающего в себя сортовые полосовые профили, является одним из наиболее динамично развивающихся направлений в черной металлургии. Сортамент, показатели качества и объемы производства плоского металлопроката в значительной мере характеризуют степень индустриализации и развития научно-технического прогресса.

Сортовые полосовые профили проката имеют широкий сортамент профилированных и весьма разнообразные области применения. Производят их прокаткой на заготовочных, сортовых и проволочных станах. Традиционный способ сортовой прокатки заключается в том, что заготовка последовательно прокатывается в той или иной системе калибров в калиброванных валках. Причем, валки с ручьями применяют, как правило, в большинстве клетей прокатного стана [1].

Несмотря на общеизвестные достоинства и отработанность технологии прокатки в калиброванных валках, можно указать ряд недостатков, которые существенно усложняют производство сортового проката [1].

Применение в сортопрокатном производстве валков с литыми калибрами, бандажированных валков, использование технологических смазок и специальных способов и устройств для охлаждения валков, а также их упрочнение, наплавка различными материалами не устраняют в полном объеме недостатки традиционного способа сортовой прокатки. Поэтому эта проблема решается применением на сортовых станах технологии бескалибровой прокатки [2, 3].

Способом бескалибровой прокатки прокатывают углеродистые и легированные стали, быстрорежущие, автоматные, пружинные, жаро- и коррозионностойкие стали, медь, алюминий и их сплавы, разлитые непрерывным способом и в изложницы. Этот способ широко применяют для производства заготовок, сортового проката простой формы, катанки, полосовых профилей и арматуры для железобетонных конструкций [2].

Опыт работы с использованием технологии бескалибровой прокатки, имеющийся за рубежом, показывает его достаточно существенные достоинства [2 - 6], которые возможно использовать в условиях мелкосортных станов.

Несмотря на достоинства способа бескалибровой прокатки и многообразие способов его реализации, применение его на действующих сортовых станах весьма затруднительно. Причины этого заключаются в:

- практически полном отсутствии данных о применяемых на прокатных станах режимах бескалибровой прокатки, что не позволяет использовать их, для опробования;
- существующие рекомендации расчета режимов прокатки по соотношению сторон раскатов на входе и выходе из валков вызывают серьезные сомнения, так как предполагают большие обжатия (50% и более) с соответствующим большим уширением металла и снижением эффективности процесса прокатки;
- прокатка в гладких валках высоких полос требует применения специальной валковой арматуры, но при этом отсутствуют сведения и рекомендации для проектирования и конструирования такой арматуры, применяемых материалов, способах восстановления и методике оценки силовых воздействий на детали арматуры со стороны полосы, прокатываемой в гладких валках;

- в настоящее время отсутствуют надежные формулы для расчета устойчивости высоких полос в гладких валках, что затрудняет проектирование режимов бескалибровой прокатки.

Целью работы является разработка технологического процесса бескалибровой прокатки сортовых полосовых профилей с учетом максимальной устойчивости полосы для мелкосортных станов.

Недостатки прокатки в калиброванных валках обуславливают высокую затратность традиционного способа сортовой прокатки, а также снижают эффективность процесса.

Основной технологической особенностью процесса бескалибровой прокатки является пластическая деформация исходной заготовки с поперечным сечением, являющимся близким к квадратному, между двумя приводными рабочими валками, имеющими гладкие бочки. Реализация данного технического решения способствует расширению сортамента готового металлопроката при одновременном снижении эксплуатационных расходов за счет уменьшения парка рабочих валков и исключения необходимости в нарезке соответствующих калибров [1, 2, 7, 8], что предопределило широкое использование данного процесса на ряде сортовых станов при производстве продукции малыми партиями.

С точки зрения методов теоретического анализа процессы бескалибровой прокатки исследованы в работах [1, 2, 7, 8]. Вместе с тем, специфика условий реализации данной технологической схемы, а именно наличие трехмерного пластического течения металла со свободным уширением, свидетельствует о целесообразности количественной оценки известных зависимостей и дальнейшего развития численных математических моделей локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния металла.

Решение задач по расчету процесса бескалибровой прокатки, было осуществлено на основе метода конечных элементов. Следует указать на то, что использование численных подходов характеризуется высокой трудоемкостью и значительными затратами машинного времени, что не позволяет использовать их в рамках современных систем автоматического регулирования. В соответствии с этим в сочетании с элементами теории планируемого эксперимента, был разработан комплекс регрессионных математических моделей, при этом относительная погрешность не превысила 1 %.

Результаты выполненных экспериментальных исследований, проведенных на лабораторном мини-стане 100×100 ДГМА, подтвердили достаточную степень достоверности полученных численных математических моделей, что свидетельствует о возможности их дальнейшего использования применительно к решению конкретных задач, направленных на совершенствование технологий и оборудования процесса бескалибровой прокатки.

В соответствии с изложенным выше, на основе полученных теоретических решений разработаны схемы реализации процесса бескалибровой прокатки сортовых полосовых профилей на мелкосортных непрерывных станах. При этом, в связи с неконтролируемым уширением, предусмотрен контроль ширины раската ребровыми калибрами в вертикальных клетях. На рис. показана предложенная схема прокатки сортового полосового профиля 80×4 мм в условиях мелкосортного стана 250 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог». А в таблице 1 представлена калибровка валков и режимы прокатки сортового полосового профиля 80×4 мм.

Опыт промышленной реализации, предложенного технологического решения, подтвердил достаточную степень его эффективности. Использование процесса бескалибровой прокатки сортовых полосовых профилей позволило расширить сортамент готовой металлопродукции до семи, восьми, а в ряде случаев и более типоразмеров, получаемых

из одной и той же исходной заготовки. Удельная производительность стана в этом случае за счет снижения количества перевалок была повышена на 10-15 %, а величина продольной разнотолщинности получаемых сортовых полосовых профилей снижена на 5-7 %, что свидетельствует о целесообразности достаточно широкого использования рассмотренного технического решения применительно к проектированию технологических режимов работы и калибровок рабочих валков на ряде других мелкосортных станах.

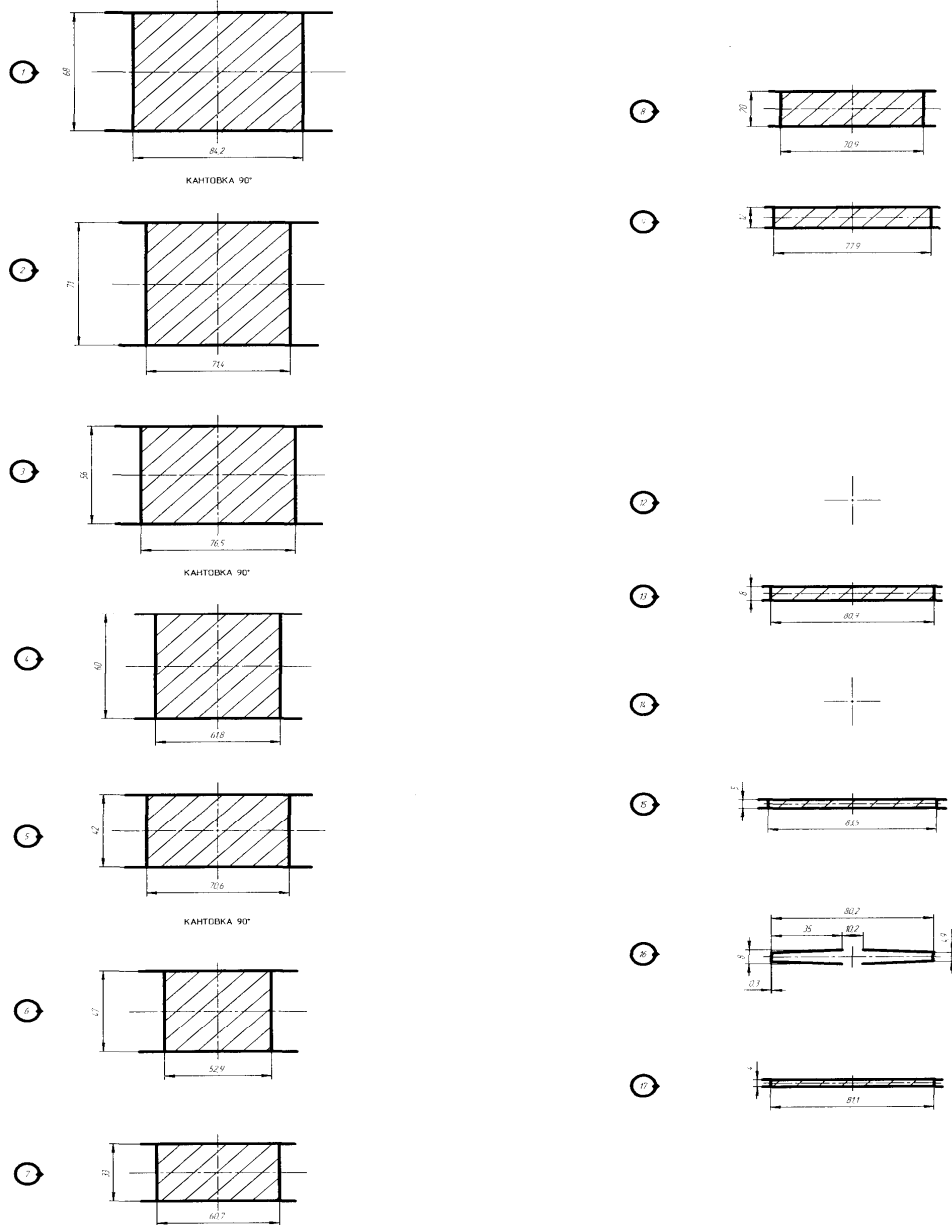


Рис. - Схема прокатки сортового полосового профиля 80×4 мм в условиях мелкосортного стана 250 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

Выводы. На основе численных подходов разработаны методики по автоматизированному расчету и проектированию технологических режимов процессов бескалибровой прокатки сортовых полосовых профилей на непрерывных мелкосортных станах, достаточная степень достоверности которых подтверждена экспериментально.

На основе полученных результатов предложена принципиально новая технологическая схема бескалибровой прокатки сортовых полосовых профилей для получения из одной и той же заготовки сортовых полосовых профилей различного типоразмера.

Реализация предложенного технического решения способствует расширению сортамента, повышению качества и снижению себестоимости и, как следствие, повышению эффективности конкретных промышленных производств.

Список литературы: 1. Бескалибровая прокатка сортовых профилей / Л. Е. Кандауров, Б. А. Никифоров, А. А. Морозов и др. – Магнитогорск: Магнитогорский дом печати, 1998. – 128 с. 2. Токарев В. А. Прокатка в валках без калибров./ В. А. Токарев, А. П. Марков. // Черная металлургия. Бюл. института «Черметинформация». 1983, № 18. с. 11-16. 3. Некоторые вопросы бескалибровой прокатки сортовых профилей / Б. А. Никифоров, Л. Е. Кандауров, В. П. Кабанова, А. А. Макаручук // МГМИ. - Магнитогорск. 1987. - Деп. в институте «Черметинформация» ЗД 4098, 1987. 4. Янадзава Т. Разработка метода бескалибровой прокатки. // Кавасаки Сэйтецу Гихо. - 1982, т. 14. № 9, с. 85-94 (324-333). 5. Применение бескалибровой прокатки на сортовых станах. / Т. Янадзава, Т. Танака, Т. Хосидзима и др. // Transactions of the iron and steel institute of Japan. 1982. V. 22, № 12, p. B-386. 6. Опыт прокатки заготовок на гладкой бочке. / Ф. Флеминг, Р. Кунс и др. // Металлургическое производство и теория металлургических процессов. 1993, с. 98-102. 7. Илюкович Б. М. Прокатка и калибровка фасонных профилей: справочник / Б. М. Илюкович, И. П. Шулаев, В. Д. Есипов, С. Е. Меркурьев. – М.:Металлургия, 1989. – 312 с. 8. Кандауров Л. Е. Рациональные режимы бескалибровой прокатки / Л. Е. Кандауров, Б. А. Никифоров, А. К. Белан // Известия вузов. Черная металлургия. – 1996. – № 11. – С. 35–37.

Надійшла до редакції 25.10.2012

УДК 621.771.06:621.771.251

Разработка технологии бескалибровой прокатки сортовых полосовых профилей в условиях мелкосортных станов/ Засельский В.И., Сатонин А.В., Букотин Д.Е., Найденов В.С., Коренко М.Г., Григорчук В.Ю.// Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – № . С. 148-153– Бібліогр.: 8 назв.

На основе анализа состояния вопроса промышленного производства сортовых полосовых профилей показана целесообразность использования процесса бескалибровой прокатки, обеспечивающего расширение сортамента, повышение качества и снижение себестоимости готовой металлопродукции. Для данной технологической схемы разработаны математические модели и программные средства по их автоматизированному расчету. Применительно к мелкосортному стану 250 ПАО «АрселлорМиталл Кривой Рог» предложена новая схема прокатки, достаточная степень эффективности которой подтверждена результатами экспериментальных исследований.

Ключевые слова: сортовые полосовые профили, бескалибровая прокатка, сортмент, качество, калибровка рабочих валков, мелкосортный стан

On the basis of the analysis of the issue of industrial production of graded band profiles shows the expediency of use of process discalibered rolling, providing for the expansion of an assortment, improvement of quality and reduction of cost price of finished steel products. For this technological schemes have been developed mathematical models and software tools for their automated calculation. With regard to small-section will 250 PJSC «ArcelorMittalKryviy Rih» proposed new scheme of rolling, the sufficient level of efficiency which is confirmed by the results of experimental research.

Keywords: rolling strip profiles, discalibered rolling, assortment, quality, calibration of the working rolls, small-section mill.

УДК 621.961.2

Е. И. ЛЫЖНИКОВ, канд. техн. наук; проф., МГТУ «СТАНКИН», Москва
Е. К. ДАВЫДЕНКО, магистрант, МГТУ «СТАНКИН», Москва

ТЕХНОЛОГИЯ РЕЗКИ ТРУБ ПЛОСКИМ НОЖОМ

Проанализированы результаты экспериментальных исследований резки алюминиевых труб плоским ножом, определены силовые параметры резки труб, рассмотрено влияние конфигурации ножа на процесс отделения заготовки от трубы и стружки-отхода по ходу ножа.

Ключевые слова: штамп, труба, резка, плоский нож, стружка-отход.

Резка труб является неотъемлемой частью производства на машиностроительных предприятиях. Известно множество способов резки труб на заготовки, которые имеют свои достоинства и недостатки. Используемые способы отрезки можно разделить на две группы: безотходная и отходная резка.

Наиболее используемый способ резки труб - отрезка дисковым ножом. В патроне токарного станка зажимается труба, а диск закреплен в суппорте. Недостатком такого способа является малая производительность и наличие на отрезанной заготовке и трубе зоны пластического напыла металла, который необходимо удалять.

При резке труб используется метод отделения заготовки посредством вращающейся дисковой фрезы малого диаметра, закрепленной на подвижном суппорте, а труба имеет возможность вращаться с малой скоростью. Таким образом отрезают заготовки от толсто-стенной трубы при мелкосерийном производстве.

Находит применение и способ резки сдвигом, обеспечивающий большую производительность. Устройство, позволяющее реализовать предложенный способ в общем случае, представляет две пары наружных и внутренних ножей-оправок, зазор между которыми выбирается из материала и толщины стенки трубы [1].

Резка труб плоским ножом является перспективным направлением. Недостатком этого метода является момент начального внедрения ножа в трубу, что приводит к деформации отрезаемой заготовки. С целью устранения этого явления созданы штампы усложненной конструкции, обеспечивающие деформацию верхнего сечения трубы для увеличения вертикальной устойчивости при внедрении ножа [2]. Другим недостатком является отделение от трубы стружки-отхода, равного толщине ножа.

Деформацию профиля заготовки можно устранить применением дополнительной операции, предшествующей резу трубы. Она заключается в том, что надрезающий нож прорезает в верхней части трубы паз шириной, равной толщине ножа [3]. При таком способе устраняется возможность деформации сечения трубы в начальный момент внедрения ножа. Перемещение ножа на всем сечении позволяет получить качественную заготовку.

Целью данной работы является проведение экспериментальных исследований и определение силовых параметров резки труб плоским ножом, изучение влияния конфигурации ножа на процесс отделения заготовки от трубы и стружки-отхода по ходу ножа.

Рассмотрим процесс резки трубы плоским ножом при условии предварительной прорезки паза в верхней части трубы.

В эксперименте использовалась труба из алюминиевого сплава АК7 диаметром $D=50$ мм, с толщиной стенки $S=2$ мм. Для оценки силовых параметров резка выполнялась на разрывной машине с записью кривой усилия.

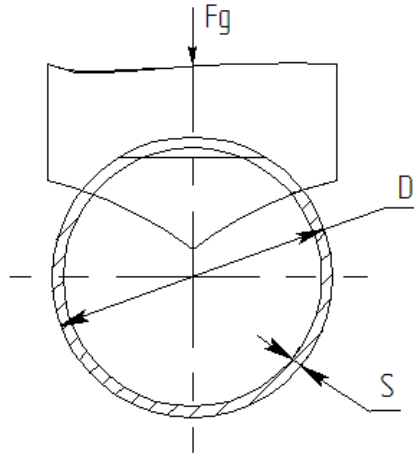


Рис.1.– Схема резки труб плоским ножом.

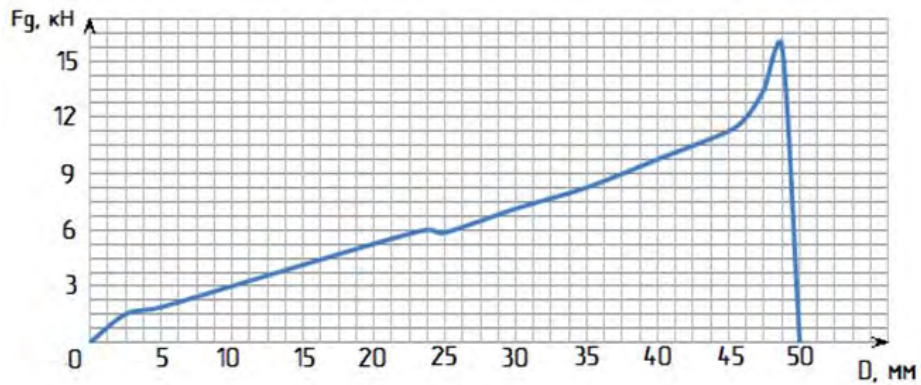


Рис.2. – График усилия резки трубы.

Согласно графику усилия резки трубы по ходу ножа происходит постоянное увеличение усилия. Это можно объяснить тем, что контактная поверхность режущей кромки ножа постоянно увеличивается. На рис.3 представлена схема последовательного внедрения ножа в трубу. Для расчетов использовался нож (I) с углом при вершине 90° .

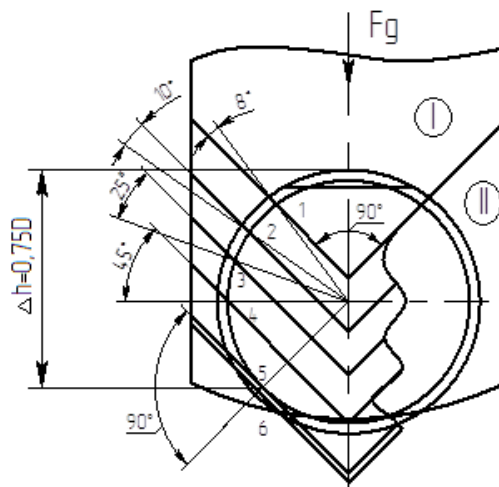


Рис.3. Схема последовательного внедрения ножа в трубу.

На приведенном рисунке относительный ход ножа составил 0,75 (точка 5). Длина линии контакта режущей кромки ножа с сечением трубы изменилась с 2,04 до 6,1 мм.

Дальнейшее перемещение ножа (точка б) приводит к значительному увеличению площади контакта ножа с сечением трубы, т.е. значительному изменению усилия отрезки, что подтверждается графиком.

Особенностью резки трубы плоским ножом также является перемещение отхода с внутренней на наружную поверхность трубы при ходе ножа. Изменение картины процесса образования зон деформирования на торце отрезанной заготовки связано с тем, что стружка-отход имеет различное направление смещения (рис.4).

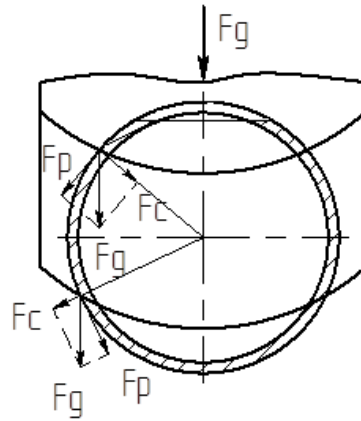


Рис.4. – Смещение стружки при перемещении ножа относительно трубы. F_c -сила смещения стружки-отхода; F_p -сила резания; F_g -равнодействующая.

На рис.5 показан процесс отрезки заготовки при промежуточном ходе ножа. Вертикальная ось ножа смещена влево, чтобы обеспечить разное внедрение режущей кромки в трубу (слева-18 мм, справа-28 мм). Слева одновременно существуют внутренняя стружка-отход и наружная, которая только начала образовываться. Справа образуется только внутренняя стружка-отход.



Рис.5. – Отделение стружки-отхода при промежуточном положении ножа.

Анализ поверхности заготовки при переходе внутренней стружки во внешнюю имеет место в зоне горизонтальной оси трубы в пределах 12-15°.

В верхней зоне трубной заготовки относительно центра стружка отход смещается внутрь, на торцевой поверхности отрезанной заготовки присутствует блестящий пояс и зона хрупкого разрушения. В нижней зоне стружка-отход смещается режущей кромкой ножа наружу, внешний контур заготовки начинается с зоны хрупкого разрушения и далее зона блестящего пояса.

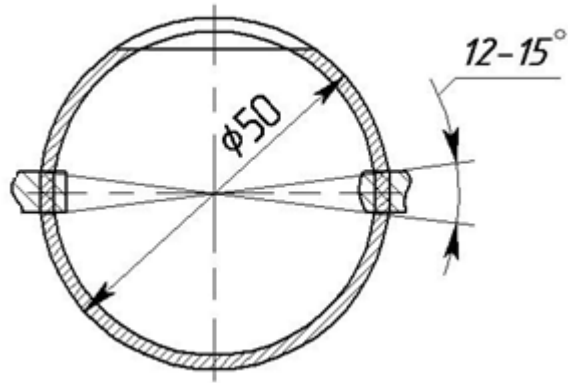


Рис.6. – Зона перехода стружки-отхода из внутренней на внешнюю поверхность трубы.

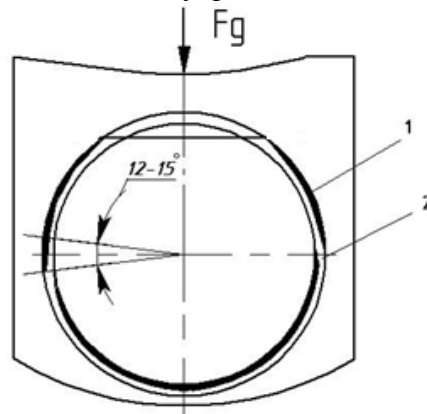


Рис.7. – Изменение зон деформирования по ходу ножа:
1-зона пластического деформирования; 2-зона хрупкого разрушения.

В процессе эксперимента использовались три варианта профиля плоского ножа толщиной 2 мм (рис.8). Толщина ножа определяется осевой устойчивостью, материалом трубы и минимальным отходом. Ширина ножа выбиралась из условия свободного проваливания стружки-отхода - 60 мм. Профиль ножа выбирался, прежде всего, из условия минимальной величины хода для отделения заготовки.

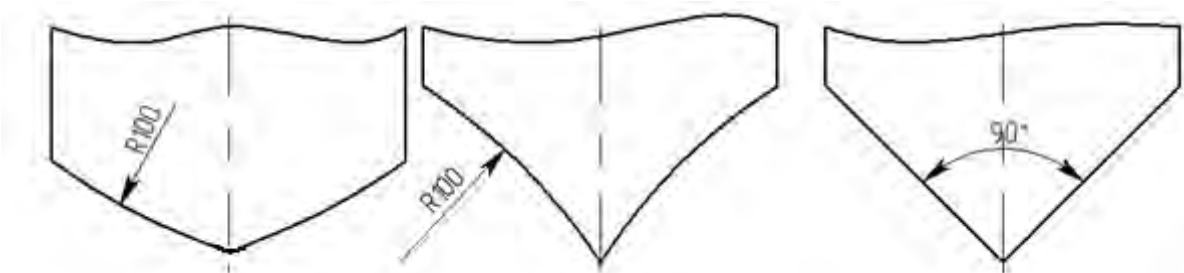


Рис.8. – Конфигурации профиля плоского ножа.

У ножа (П,рис.3) со сложной конфигурацией режущей кромки изменение линии контакта ножа и сечения трубы по ходу будет более существенно. Нож данной конфигурации обеспечивает последовательное отделение стружки-отхода режущей кромкой ножа. При этом принятый профиль имеет ход ножа для отрезки заготовки практически равный диаметру трубы.

Другим фактором, влияющим на выбор профиля ножа, является конфигурация стружки, образующейся внутри трубы при перемещении ножа. Процесс стружкообразования является одним из сложных физических процессов, при котором возникают упру-

гие и пластические деформации; этот процесс сопровождается трением, завиванием и усадкой стружки, повышением твердости деформируемых слоев металла. Стружка, образующаяся в процессе резки трубы, при определенном профиле ножа отрицательно влияет на процесс резки. Стружка запирается между режущей кромкой ножа и стенкой трубы.

При перемещении ножа в верхней части трубы неподвижным ножом является труба и отрезаемая заготовка. При перемещении режущей кромки ножа ниже оси трубы неподвижным ножом становится ножевая втулка, в которой располагается труба.

На рисунке 9 показан процесс внедрения ножа в трубу с образованием внутренней стружки-отхода. На конечном этапе резки трубы внутренняя стружка полностью отделилась от внешней стружки, удерживается на режущей кромке ножа за счет сил трения. Наружная стружка-отход в виде монолитного отхода выпадает из штампа в момент полного отделения заготовки от трубы.



Рис.9. – Процесс внедрения ножа с образованием внутренней стружки-отхода.

На рисунке 10 представлены заготовки, отрезанные от труб диаметрами 50 мм и 20 мм из алюминия, нержавеющей стали диаметром 60 мм и отрезанные под углом 30° от алюминиевой трубы диаметром 60 мм.



Рис. 10.– Отрезанные заготовки.

Проведенные экспериментальные исследования по резке труб плоским ножом показали перспективность данного процесса, выявили последовательность образования стружки-отхода по ходу ножа, установили взаимосвязь между понятиями подвижный и неподвижный ножи в рассматриваемом процессе.

Список литературы: 1. Авторское свидетельство 1232393 СССР, МКИ В23D21/00. Устройство для резки труб на заготовки / Л.Н. Ильин; Е.И. Лыжников; Б.М. Смирнов. 2. *Мещерин В. Т.* Листовая штамповка: Атлас схем. - М.: Машиностроение, 1975. - 227 с. 3. *Нефедов А.П.* Конструирование и изготовление штампов.- М.: Машиностроение, 1973.- 408 с.

Надійшла до редколегії 22.10.2012

УДК 621.961.2

Технология резки труб плоским ножом. / Лыжников Е. И., Давыденко Е. К // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Х. : НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С. 154-159. – Бібліогр.: 3 назв.

Проаналізовані результати експериментальних досліджень різання алюмінієвих труб плоским ножом, визначені силові параметри різання труб, розглянутий вплив конфігурації ножа на процес відділення заготовки від труби і стружки-відходу по ходу ножа.

Ключові слова: штамп, труба, різання, плоский ніж, стружка-відхід.

The results of experimental researches of cutting with of aluminium pipes a flat knife are analysed, the power parameters of cutting of pipes are certain, influence of configuration of knife is considered on the process of separation of purveyance from a pipe and shaving-departure on motion a knife.

Keywords: stamp, pipe, cutting, flat knife, shaving-departure.

УДК 621.771.2

В. С. МЕДВЕДЕВ, докт. техн. наук, гл. науч. сотр., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков

Н. А. РАЗИНЬКОВ, инженер I кат., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков

РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩАЯ МАЛОКАЛИБЕРНАЯ ПРОКАТКА СОРТОВЫХ ПРОФИЛЕЙ

Рассмотрена ресурсосберегающая малокалиберная прокатка. Освещен вопрос использования системы калибров «круг–гладкая бочка–круг» для прокатки круглой стали. Показаны достоинства данной калибровки и ее практическое использование. Приведены формулы для расчета уширения круга в гладких валках и ширины зоны контакта металла с валками. Приведена универсальная калибровка кругов диаметром 20 и 40 мм на стане 390. Применение гладких валков позволяет из технологической схемы исключить шесть специальных калибров и сократить расход валков. Опыт применения малокалиберной прокатки повышает производительность стана до 8 % и улучшает условия работы привалковой арматуры.

Ключевые слова: малокалиберная прокатка, калибровка валков, круглые профили, уширение металла, система «круг–гладкая бочка–круг».

Введение. При производстве круглой стали по ГОСТ 2590 наиболее часто применяют систему вытяжных калибров «круг–овал–круг» (рис. 1, а). Данная система калибров не является универсальной. В черновых клетях обычно используются универсальные калибры. При переходе с одного размера профиля на другой валки не меняются. В предчистойвой и чистойвой группах клетей для каждого типоразмера профиля применяется свой комплект валков, что повышает их расход.

Известен способ безкалиберной прокатки сортовых профилей, суть которого состоит в том, что в черновых и предчистовых проходах прокатку ведут в гладких валках,

© В. С. Медведев, Н. А. Разиньков, 2012

чередую обжатия в противоположных направлениях, а готовый профиль формируют в последних двух-трех калибрах [1]. Основными недостатками этого способа являются: неустойчивость раскатов при их деформировании, когда отношение высоты H к ширине B полосы $H/B > 1,2$, а также подстывание углов прямоугольной полосы при прокатке высоколегированных и труднодеформируемых инструментальных, жаропрочных и жаростойких сталей, что приводит к появлению трещин на готовом профиле.

Сократить количество валков на прокатном стане для производства заданного сортамента кругов можно путем применения малокалиберной прокатки, применив систему калибров «круг–гладкая бочка–круг». Эта система полностью устраняет недостатки безкалиберной прокатки и обеспечивает существенное уменьшение расхода валков на стане. Кроме того, значительно сокращается время простоев стана при переходах и перевалках с прокатки одного профиля на другой.

Целью данной работы является расширение области применимости гладкой бочки при прокатке круглых профилей. Система калибров «круг–гладкая бочка–круг» (рис. 1, б) широко известна в технологии прокатки круглой стали [1–3]. Однако в технической литературе не в полной мере освещены вопросы уширения металла при прокатке круга на гладкой бочке и полосы в круглом калибре.

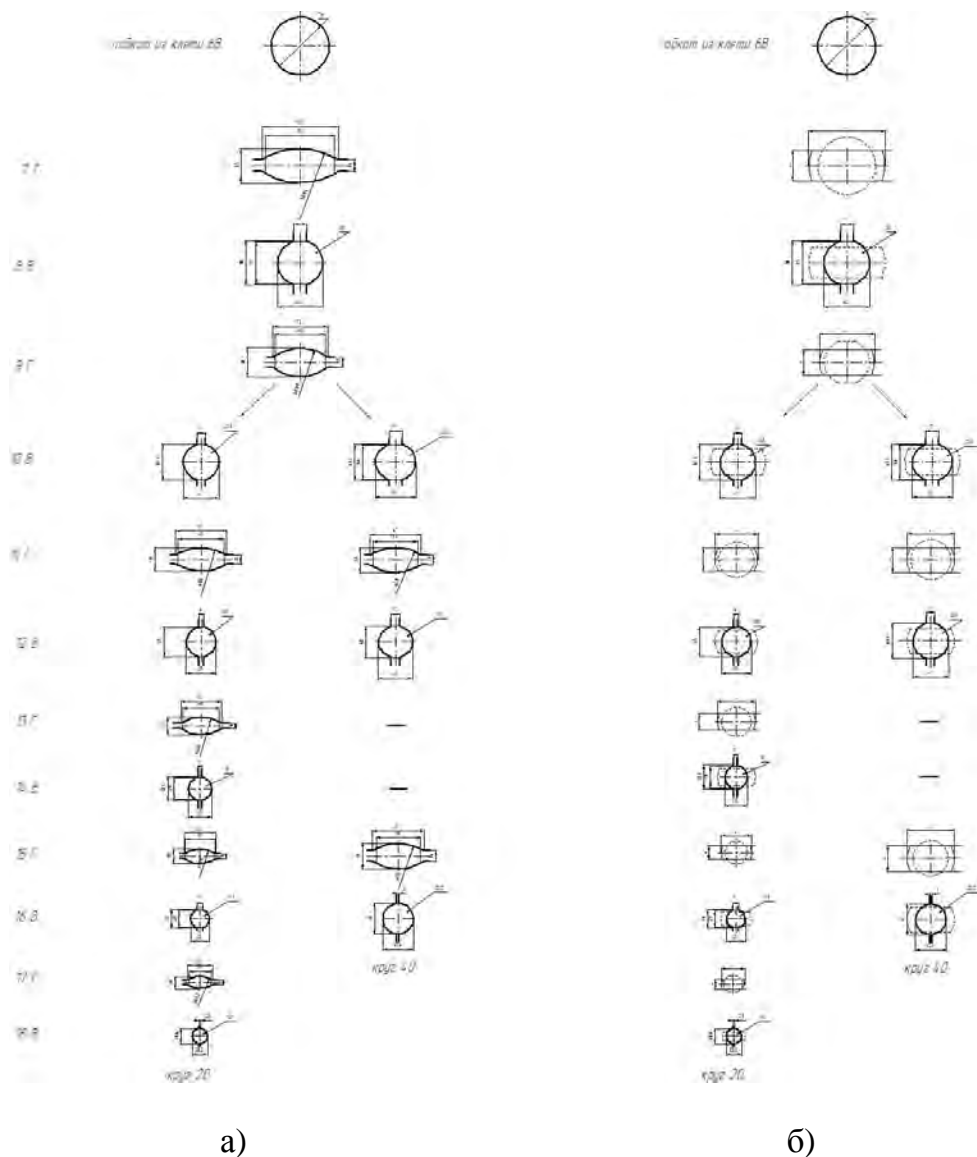


Рис.1 – Система калибров: а– «круг–овал–круг»: б– «круг–гладкая бочка–круг»

В работе [4] приведены результаты экспериментальных исследований прокатки круга на гладкой бочке и даны формулы для расчета уширения металла. Получены зависимости для определения общей ширины полосы и ширины ее на контакте с валками.

Эксперимент проводили на стане 250. В валки стана были врезаны 4 круглых калибра диаметром 16, 19, 24 и 32 мм, а также 4 калибра типа «гладкая бочка» с раствором валков 13, 15, 18,5 и 25 мм (рис. 2). Материал валков – чугун.

Исходной заготовкой служили круги диаметром 45 и 40 мм из стали Ст.3, которые последовательно прокатывали в системе калибров «круг–гладкая бочка–круг» до круга диаметром 16 мм. Температура прокатки 1100 °С. Скорость прокатки 2 м/с.

Уширение рассчитывали тремя методами: первый – расчет по методу приведенной полосы с учетом ширины заготовки, равной диаметру круга d_0 . Величина абсолютного обжатия приведенной полосы равна $\Delta h = H_{np} - h$. Высоту приведенной полосы определяем из выражения $H_{np} = F_k / d_0$, где F_k – площадь круга поперечного сечения образца;

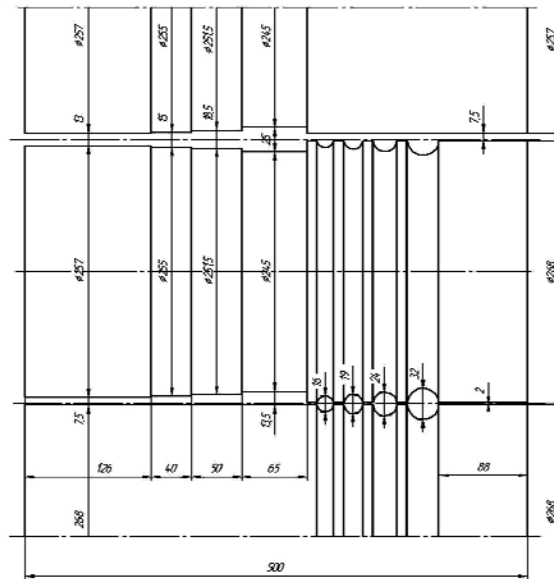


Рис. 2 – Калибровка валков стана 250

– второй – расчет по методу приведенной полосы с учетом ширины заготовки, равной длине основания сегмента, который образуется при перекрытии круга образующей валка $b_c = \sqrt{d_0^2 - h^2}$ (рис. 3). Высоту приведенной полосы определяем из выражения

$$H_{np} = 2F_c / b_c + h, \text{ где } F_c \text{ – площадь сегмента;}$$

– третий – расчет уширения по величине максимального обжатия, равного $\Delta h = d_0 - h$.

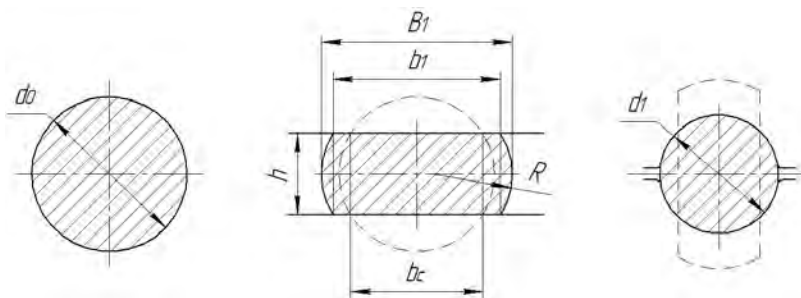


Рис. 3 – Система калибров «круг–гладкая бочка–круг»

Анализ результатов расчета показал, что наилучшую сходимость расчетных значений уширения металла с фактическими данными дает третий метод – определение уширения по величине максимального обжатия.

Путем статистической обработки экспериментальных данных получили следующую эмпирическую зависимость абсолютного уширения Δb от относительного обжатия $\Delta h/d_0$, где $\Delta h = d_0 - h$ (рис. 4):

$$\Delta b = 39,6 (\Delta h/d_0)^2.$$

Среднеарифметическая величина относительной погрешности при расчете уширения по данной зависимости составляет 1,4 %.

Ширина полосы после прокатки $B_1 = d_0 + \Delta b$.

Ширину зоны контакта полосы с рабочей поверхностью вала b_1 найдем из отношения:

$$\frac{\Delta h}{d_0} = a \frac{b_1}{B_1},$$

где a – коэффициент пропорциональности, равный $a = 0,797(\Delta h/d_0) + 0,237$.

Ширина зоны контакта полосы с рабочей поверхностью вала b_1 равна

$$b_1 = \frac{(d_0 + \Delta b)\Delta h}{a d_0}.$$

Полученные эмпирические зависимости справедливы для деформации металла в условиях эксперимента, т. е. при изменении относительного обжатия $\Delta h/d_0$ в пределах от 0,21 до 0,57 и параметра D_k/d_0 в пределах от 5,4 до 13,5.

В результате прокатки круга на гладкой бочке образуется полоса с закругленными кромками.

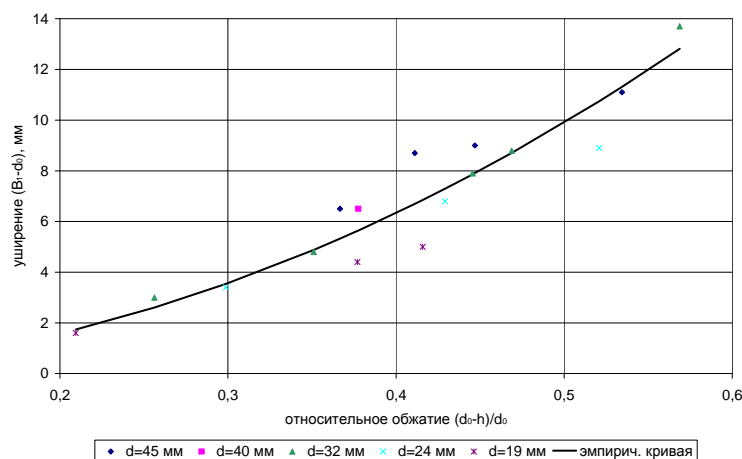


Рис. 4 – Зависимость абсолютного уширения $\Delta b = B_1 - d_0$ от относительного обжатия $(\Delta h/d_0) = (d_0 - h)/d_0$

Кромки закруглены по радиусу R , который находится по формуле:

$$R = \frac{h^2 + (B_1 - b_1)^2}{4(B_1 - b_1)}.$$

Полоса с закругленными кромками хорошо центрируется в последующем круглом калибре. Кроме того, она удерживается этим калибром от сваливания.

Точные формулы для расчета уширения полосы в круглом калибре будут приведены в следующем сообщении. Ориентировочно уширение может быть определено по формуле А.П. Чекмарева [5].

Применение малокалиберной прокатки по сравнению с прокаткой в калибрах дает следующие преимущества:

- валки с гладкой бочкой более просты в изготовлении и имеют более длительный срок службы по сравнению с фасонными калибрами;
- валки с гладкой бочкой обладают более высокой нагрузочной способностью по сравнению с фасонными валками (благодаря отсутствию концентраторов напряжений в виде врезанных ручьев, заметно ослабляющих несущую способность фасонных валков);
- применение гладких валков повышает универсальность калибровки прокатного стана, сокращается расход валков. Одни и те же валки используются для получения различных профилей;
- сокращается время простоев на перевалки и число перевалок;
- благодаря свободному уширению металла исключается возможность переполнения калибра и получения на профиле закатов или лампасов.

На рис. 1,а приведена калибровка стана 390 для прокатки кругов диаметром 20 и 40 мм в системе калибров «круг–овал–круг». На рис. 1,б показана калибровка кругов диаметром 20 и 40 мм с использованием малокалиберной прокатки в системе калибров «круг–гладкая бочка–круг».

Вывод. Применение гладких валков позволило из технологической схемы исключить шесть специальных калибров и сократить расход валков. Опыт применения малокалиберной прокатки повышает производительность стана до 8 % и улучшает условия работы привалковой арматуры [3].

Список литературы: 1. *Смирнов В. К.* Калибровка прокатных валков / В. К. Смирнов, В. А. Шилов, Ю. В. Инатович. – М. : Metallurgia, 1987. – 368 с. 2. *Аксенов С. А.* Многовариантный анализ процессов прокатки на базе компьютерного моделирования / С. А. Аксенов, Е. Н. Чумаченко, О. О. Сырчина // Вестник Воронежского государственного технического университета. – № 11.2. – 2011. – Т. 7. – С. 62–64. 3. *Хайкин Б. Е.* Усовершенствованная система калибровки для прокатки круглых профилей из качественных сталей / Б. Е. Хайкин, А. В. Семков, Л. М. Железняк, Р. Д. Бондин // Черная металлургия : Бюл. ин-та «Черметинформация». – 1986. – № 4. – С. 38–39. 4. *Медведев В. С.* Уширение металла при прокатке кругов на гладкой бочке / В. С. Медведев, Н. А. Разиньков // КАЗАНТИП-ЭКО-2012. Инновационные пути решения актуальных проблем базовых отраслей, экологии, энерго- и ресурсосбережения: сборник трудов XX Юбилейной Международной научно-практической конференции, 4–8 июня 2012 г., г. Щелкино, АР Крым : в 3 т. Т. 1 / ГП «УкрНТЦ «Энергосталь». – Х. : НТМТ, 2012. – С. 295–301. 5. *Чекмарев А. П.* Калибровка прокатных валков / А. П. Чекмарев, М. С. Мутьев, Р. А. Машковцев. – М. : Metallurgia, 1971. – 512 с.

Надійшла до редколегії 22.10.2012

УДК 621.771.2

Ресурсоберегающая малокалиберная прокатка сортовых профилей / Медведев В. С., Разиньков Н. А. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Х. : НТУ «ХП». – 2012. – №46(952). – С. 159-164. – Бібліогр.: 5 назв.

Розглянуто ресурсозберігаючу малокаліберну прокатку. Висвітлено питання щодо використання системи калібрів «круг–гладка бочка–круг» для прокатки круглої сталі. Показано переваги даної калібровки та її практичного використання. Наведено формули для розрахунку уширення круга в гладких валках і ширини зони контакту металу з валками. Приведено універсальну калібровку кругів діаметром 20 і 40 мм на стані 390. Застосування гладких валків дозволяє з технологічної схеми виключити шість спеціальних калібрів і скоротити витрату валків. Досвід застосування малокаліберної прокатки підвищує продуктивність стану до 8 % і покращує умови роботи привалкової арматури.

Ключові слова: малокаліберна прокатка, калібровка валків, круглі профілі, уширення металу, система «круг–гладка бочка–круг».

Resource-saving small-gage rolling was considered. Question about using of caliber system «round–flat body–round» for rolling of round steel was elucidated. Advantages of this calibration and its usage in practice were shown. Formulas for calculation of round widening in flat rolls and width of area of metal contact with rolls were given. Universal calibration of rounds with diameter 20–40 mm at mill 390 was shown. Flat rolls usage allows to exclude six special calibers from technological scheme and reduces roll consumption. Experience of application of small-gage rolling increases mill capacity up to 8% and improves operation conditions of roll armature. Im.: 4 DBMS is drawn is developed.

Keywords: small-gage rolling, calibration of rolls, rounds, metal widening, system «round–flat body–round».

УДК 621.771.01

Е. А. РУДЕНКО, докт. техн. наук, проф., ГВУЗ «ДонНТУ», Донецк

Ю. В. КОНОВАЛОВ, докт. техн. наук, проф., ГВУЗ «ДонНТУ», Донецк

М. О. ФРОЛОВА, аспирант, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ СЛЯБОВ ПОСЛЕ МНОГОКРАТНОГО ОБЖАТИЯ В СИСТЕМЕ ВЕРТИКАЛЬНЫЕ – ГОРИЗОНТАЛЬНЫЕ ВАЛКИ

Представлены результаты экспериментальных исследований параметров формоизменения концов раскатов в плане после разового и многократного обжатия при редуцировании в гладких и калиброванных вертикальных валках и проглаживания в горизонтальных валках. Получены адекватные зависимости для расчета параметров формы слябов в плане после многократного обжатия в системе вертикальные – горизонтальные валки, учитывающие влияние ширины сляба и размеров ящичного калибра.

Ключевые слова: сляб, многократное обжатие, калиброванные вертикальные валки, параметры формоизменения, редуцирование, проглаживание.

Введение. Процесс редуцирования может быть реализован путем разового или многократного последовательного обжатия в вертикальных валках с последующим проглаживанием широкой грани раската в горизонтальных валках на исходную толщину после каждого обжатия в вертикальных валках или одного проглаживания в горизонтальных валках в последнем проходе. Обжатие высоких и сверхвысоких слябов в вертикальных валках с последующим проглаживанием в горизонтальных валках редуцирующей клетки широкополосного стана обуславливает значительные искажения формы концов раската в плане от прямоугольной и, как следствие, большие потери металла с концевой обрезью.

В ряде работ представлены результаты исследования параметров формоизменения концов раскатов в плане при разовых и многократных обжатиях узких [1] и широких [2-4] слябов при прокатке в системе вертикальные – горизонтальные валки универсальной черновой клетки широкополосного стана. Однако в литературе нет сведений по влиянию многократных обжатий в системах калиброванные вертикальные – горизонтальные валки на формоизменение концов раскатов в плане при их редуцировании.

Целью работы является получение зависимостей для расчета параметров формоизменения концов раската в плане в условиях разового и многократного обжатия в гладких и калиброванных вертикальных валках и проглаживания в горизонтальных валках редуцирующей клетки широкополосного стана.

© Е. А. Руденко, Ю. В. Коновалов, М. О. Фролова, 2012

Экспериментальные исследования формоизменения раскатов в плане при многократной деформации в вертикальных валках и проглаживании в горизонтальных выполняли методом физического моделирования на лабораторном стане 100 ДонНТУ. Масштаб моделирования 1:30, моделирующий материал – свинец. Моделировали процесс редуцирования слябов толщиной $H = 240$ мм, шириной $B = 1350, 1800, 2250$ мм в вертикальных валках диаметром 1500 мм с гладкой бочкой и с тремя ящичными калибрами с шириной дна ручья $B_\delta = 240$ мм, шириной у разъема $B_p = 340, 320, 300$ мм, глубиной $H_p = 150, 195, 250$ мм и последующим проглаживанием в горизонтальных валках диаметром 1500 мм.

При исследовании влияния многократного обжатия в системе вертикальные – горизонтальные валки на формоизменение концов раскатов в плане три группы образцов толщиной 8 мм и шириной 40,3-48,2 мм, 56,5-62,5 мм, 70,3-75,8 мм обжимали в гладких и калиброванных вертикальных валках за один, два и три последовательных прохода с обжатием 1,5 мм. Часть образцов в каждой группе обжимали на гладкой бочке и в калибрах разово примерно на 1,5, 3 и 4,5 мм. Далее образцы проглаживали в горизонтальных валках диаметром 50 мм, а после измеряли параметры формоизменения раскатов в плане (рис. 1).

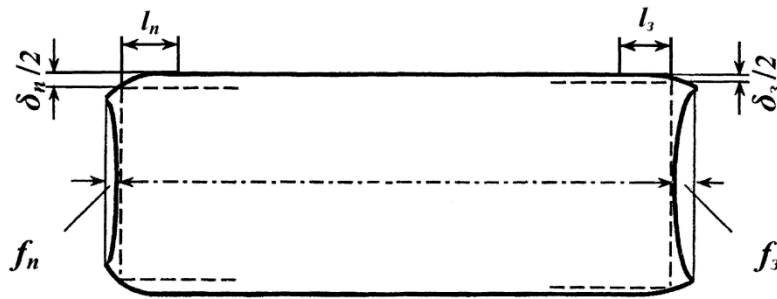


Рис. 1 – Параметры формоизменения концов раската в плане после обжатия сляба в вертикальных валках и проглаживания в горизонтальных.

В качестве параметров формы концов раската в плане (рис. 1) приняли: f_n, f_z – стрела вогнутости переднего и заднего торцов раската; δ_n, δ_z – утяжка ширины переднего и заднего концов раската; l_n, l_z – длина утянутого по ширине переднего и заднего концов раската.

В качестве независимых переменных формоизменения раската в плане приняли: отношение ширины к толщине сляба B_0/H_0 – показатель поперечного сечения сляба, $\Sigma\Delta B_i/B_0$ – возрастающее относительное обжатие по проходам при редуцировании; $\Sigma\Delta B_i/B_{cp}$ – условный показатель суммарного обжатия (количество проходов при равномерном обжатии), $K_{кал}$ – обобщенный показатель размера ящичного калибра, определяемый по формуле [4]:

$$K_{кал} = \sqrt{\frac{1 + (0,1 H_p / (B_p - B_\delta))}{1 - (2 H_p / B_0)}} \quad (1)$$

При обжатии в гладких вертикальных валках $K_{кал} = 1,0$ (ГБ)

Диапазоны изменения независимых переменных составили: $B_0/H_0 = 5,1 - 9,44$; $\Sigma\Delta B_i/B_0 = 0,02 - 0,13$; $\Sigma\Delta B_i/B_{cp} = 1 - 3$; $K_{кал} = 1,14 - 1,46$.

На рис. 2 показано влияние переменных $B_0/H_0, \Sigma\Delta B_i/B_{cp}, K_{кал}$ на параметры формоизменения концов раската в плане $f_n, f_z, \delta_n, \delta_z$.

Аналогичные графики получены для длины утянутого по ширине переднего l_n и заднего l_z концов раската.

На графиках рис. 2 цифры у кривых 1, 2, 3 означают количество последовательных обжатий в вертикальных валках, а цифры у кривых при разовом обжатии 1 (2), 1 (3) в скобках – величину разового обжатия равного обжатию за два и три прохода.

Как видно из графиков, что при многократном обжатии (2-3 прохода) в гладких и калиброванных вертикальных валках и проглаживании в горизонтальных значения параметров формоизменения концов раската в плане $f_n, f_3, \delta_n, \delta_3, l_n, l_3$ больше, чем при разовом обжатии при равных условиях.

Увеличение отношения ширины к толщине образца B_0/H_0 приводит к росту стрел вогнутости f_n, f_3 , утяжки ширины δ_n, δ_3 и длины утянутого по ширине переднего l_n и заднего l_3 концов раската, причем при многократной деформации в гладких и калиброванных вертикальных валках с последующим проглаживанием в горизонтальных валках искажение формы концов раската в плане больше, чем при разовой с одинаковым суммарным обжатием. Стрела вогнутости заднего конца раската больше переднего в 1,5-2 раза. Утяжка ширины и длина утянутых участков переднего конца больше заднего в 2-3 раза.

Наименьшие значения параметров формы концов раската в плане $f_n, f_3, \delta_n, \delta_3, l_n, l_3$ наблюдается при многократном обжатии слябов на гладкой бочке $K_{\text{кал}} = 1,0$ с последующим проглаживанием в горизонтальных валках; в калибрах наименьшие значения отмечено при $K_{\text{кал}} = 1,14 - 1,18$, а наибольшие при $K_{\text{кал}} = 1,33 - 1,46$.

Для определения параметров формы концов раската в плане после многократных обжатий слябов в системе вертикальные – горизонтальные валки выбрана регрессионная модель вида:

$$Y/B_0 = f \{ (B_0/H_0); (\Sigma \Delta B_i/B_0); (\Sigma \Delta B_i/B_{cp}); K_{\text{кал}} \}, \quad (2)$$

где $Y = f_n, f_3, \delta_n, \delta_3, l_n, l_3$.

После регрессионной обработки данных получены зависимости в виде многочлена:

$$Y/B_0 = B_0 + B_1 (B_0/H_0) + B_2 (\Sigma \Delta B_i/B_0) + B_3 (\Sigma \Delta B_i/B_{cp}) + B_4 K_{\text{кал}} \quad (3)$$

Значения коэффициентов в зависимостях (3) приведены в табл. 1.

Таблица. – Значения коэффициентов

Y/B_0	B_0	B_1	B_2	B_3	B_4
f_n/B_0	-0,0007	0,0009	0,18	0,007	-
f_3/B_0	-0,0025	0,0005	0,42	0,012	-
δ_n/B_0	-0,0098	0,003	0,18	0,0056	-
δ_3/B_0	0,0370	-0,005	0,39	0,008	-
l_n/B_0	0,0360	0,0024	1,03	0,035	-
l_3/B_0	-0,033	0,007	0,59	0,018	-
f_n/B_0	-0,1	0,005	0,37	0,0054	0,06
f_3/B_0	-0,123	0,0038	0,53	0,0083	0,09
δ_n/B_0	-0,082	0,003	0,31	0,0033	0,068
δ_3/B_0	-0,07	0,0032	0,23	0,006	0,05
l_n/B_0	-0,13	-0,0002	0,93	0,016	0,19
l_3/B_0	-0,064	-0,0001	0,50	0,0083	0,11

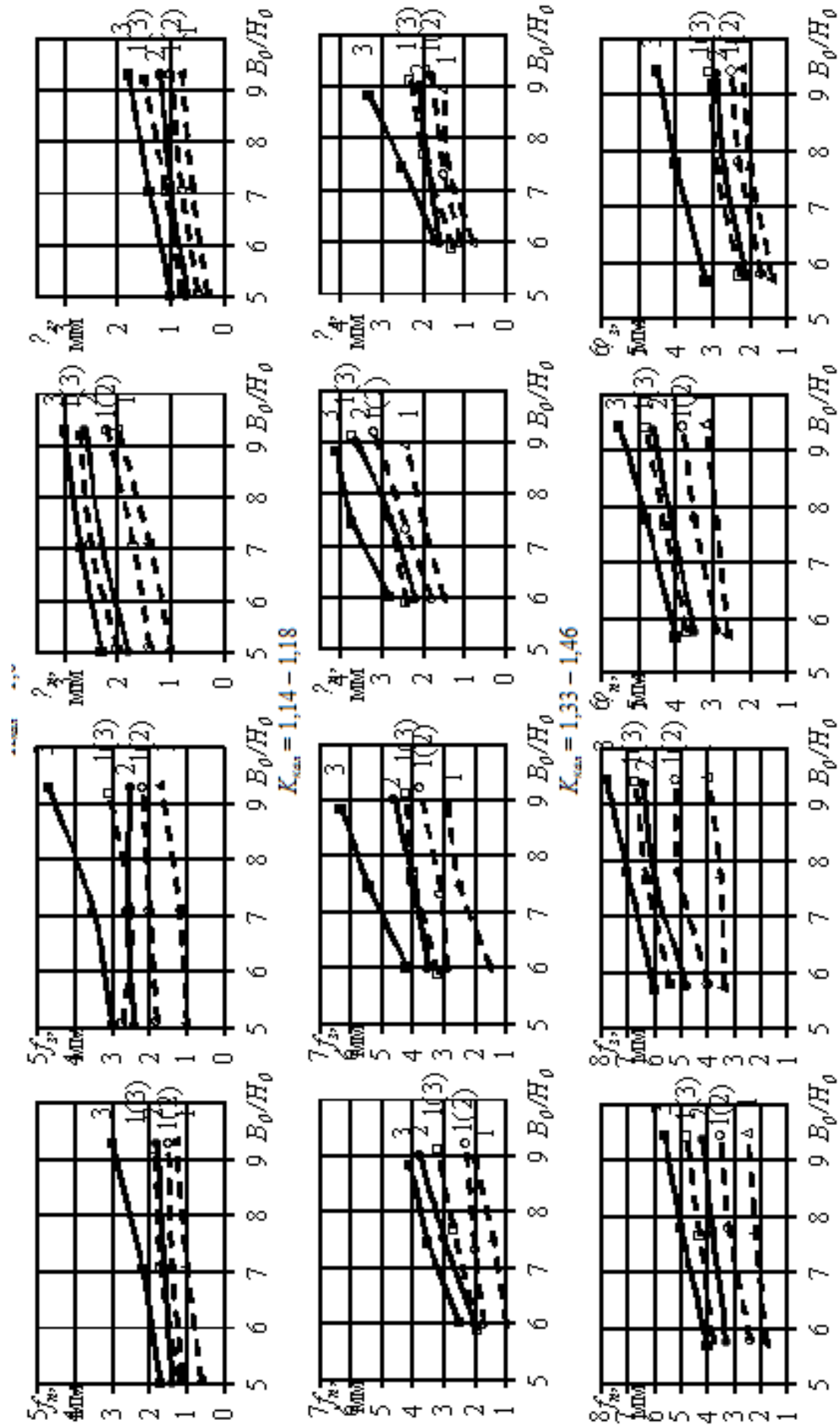


Рис. 2. – Зависимость параметров формы концов раската в плане от переменных процесса редуцирования слэбов.
 Обозначения – в тексте

Полученные математические модели (3) адекватны, средняя ошибка аппроксимации и коэффициент множественной корреляции составили $\varepsilon = 10-20\%$ и $R = 0,85-0,97$.

Выводы.

1. При многократном обжатии (2-3 прохода) в гладких и калиброванных вертикальных валках с последующим проглаживанием в горизонтальных значения параметров формоизменения концов раската в плане $f_n, f_3, \delta_n, \delta_3, l_n, l_3$ больше, чем при разовом обжатии при равных условиях.

2. С увеличением отношения ширины к толщине образца B_0/H_0 все параметры формоизменения концов раската в плане $f_n, f_3, \delta_n, \delta_3, l_n, l_3$ увеличиваются.

3. Стрела вогнутости заднего конца f_3 раската больше переднего f_n в 1,5-2 раза. Утяжка ширины и длина утянутых участков переднего конца δ_n, l_n больше заднего δ_3, l_3 в 2-3 раза.

4. Наименьшие значения $f_n, f_3, \delta_n, \delta_3, l_n, l_3$ получили при многократном обжатии на гладкой бочке. При обжатии в калибрах наименьшие значения параметров формы концов раскатов получены в мелких пологих ручьях при малых значениях B_0/H_0 ($K_{\text{кал}} = 1,14 - 1,18$), наибольшие – в глубоких узких ручьях при больших значениях B_0/H_0 ($K_{\text{кал}} = 1,33 - 1,46$).

Список литературы: 1. Шевцов В.К. Некоторые особенности расчета параметров прокатки в универсальной клети широкополосного стана/ В.К. Шевцов, Е.А. Руденко, Ю.В. Коновалов// Изв. вузов. Черная металлургия. – 1990. – №8.– С. 31-34. 2. Тишков В.Я. Особенности расчёта режима обжатий при реверсивной прокатке сляба/ В.Я. Тишков, Г.И. Набатов, Ю.А. Ерёмин// Теория и технология производства толстого листа: Темат. сб. научн. трудов (МЧМ УССР) – М.: Металлургия. – 1986. – С. 115-118. 3. Барышев В.В. Моделирование пластической деформации сляба в вертикальных и горизонтальных валках реверсивной клети / В.В. Барышев, С.В. Кудинов, М.О. Седых // Производство проката. – 2003. – №9.– С. 11-13. 4. Корохов В.Г. Осевая вытяжка при редуцировании сляба / В.Г. Корохов, Р.А. Черковер, А.Е. Лонцкий // Обработка материалов давлением: Сб. научн. трудов. – Краматорск: ДГМА. – 2008. – №1(19). – С. 289-291.

Надійшла до редколегії 12.10.2012

УДК 621.771.01

Исследование параметров формоизменения слябов после многократного обжатия в системе вертикальные – горизонтальные валки / Руденко Е. А., Коновалов Ю. В., Фролова М. О. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С. 164-168 – Бібліогр.:4 назв.

Представлені результати експериментальних досліджень параметрів формозміни кінців розкатів у плані після разового і багаторазового обтиску при редукуванні у гладких і каліброваних вертикальних валках і прогладжування у горизонтальних валках. Отримані адекватні залежності для розрахунку параметрів форми слябів у плані після багаторазового обтиску в системі вертикальні-горизонтальні валки, що враховують вплив ширини сляба та розмірів ящиківого калібру.

Ключові слова: сляб, багаторазовий обтиск, калібровані вертикальні валки, параметри формозміни, редукування, прогладжування.

The results of experimental researches of the parameters of forming ends of rolls in a plan are presented after single and multiple deformation at reducing in smooth and calibrated vertical rolls and ironing in horizontal rolls. Adequate dependences are obtained for the calculation of parameters of slabs form in a plan after multiple deformation in the system vertical – horizontal rolls, taking into account influence of the slabs width, sizes of caliber groove.

Keywords: slab, multiple deformation, calibrated vertical rolls, the parameters of deformation, reduction, ironing

УДК 625.14:621.771.2.06

А. С. РУДЮК, канд. техн. наук, зам. ген. директора, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков

А. В. АНТОНЕНКО, гл. специалист, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков

А. В. БАРАБАШ, инженер, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков

А. В. ДУРАСОВ, инженер, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков

О НЕКОТОРЫХ АСПЕКТАХ ЭНЕРГО- И РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩЕЙ ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ТРАНСПОРТНОГО МЕТАЛЛА

По результатам анализа эксплуатационной стойкости рельсов различных технологий производства определена структура дефектообразования на главных путях железных дорог Украины. Рассмотрены основные мероприятия в металлургии, направленные на ресурсосбережение при производстве и эксплуатации рельсов. Освоена технология производства транспортного металла из кислородно-конвертерной стали.

Ключевые слова: рельсы, грузонапряженность, эксплуатационная стойкость, срок службы, пропущенный тоннаж, дефекты, конвертер, сталь, прокатка, термообработка, неметаллические включения.

Введение. Железные дороги Украины, являющиеся наиболее экономичным видом транспорта, обеспечивающим 85 % общего грузооборота страны, и в XXI веке сохраняют свою приоритетную роль. Длина железнодорожных путей Украины составляет более 56 тыс. км, а по удельной плотности перевозок страна занимает 6-е место в мире.

Основным элементом конструкции верхнего строения железнодорожного пути являются рельсы, потребление которых железными дорогами Украины составляет 150–200 тыс. т в год. При этом значительное количество рельсов ежегодно изымают из пути вследствие износа или образования внутренних или поверхностных дефектов.

Содержание работы. Для оценки эксплуатационной стойкости рельсов и определения эффективности технологических мероприятий по повышению их металлургического качества ГП «УкрНТЦ «Энергосталь» ежегодно проводит статистический анализ. Исходными данными для анализа являются отчетные данные об изъятии из пути дефектных и острodefектных рельсов разной технологии производства. Анализ выполнялся применительно к рельсам типа Р65 из мартеновской стали производства ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ» (поверхностно-закаленных с нагрева ТВЧ и незакаленных) и производства ОАО «НТМК» и ОАО «НКМК» (объемно-закаленных).

За основной показатель принимался показатель Q – интенсивность накопления одичного изъятия рельсов, отнесенная к величине средней грузонапряженности совокупности участков пути и пропущенному среднему тоннажу до их изъятия из пути.

Окончательное сравнение проводили по относительному обобщенному показателю эксплуатационной стойкости η , расчет которого позволяет установить преимущество рельсов разной технологии производства по условиям эксплуатации. Эффективность исследуемых технологий устанавливалась соотношением показателей Q сравнительной и исследуемой технологий:

$$\eta = \sqrt{\frac{Q_{\text{сравн.}}}{Q_{\text{исслед.}}}}$$

За базовый показатель приняты данные по закаленным рельсам производства ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ», уложенным в бесстыковом пути. Относительный показатель η

определил уровень эксплуатационной стойкости рельсов других категорий качества по видам пути (рис. 1).

Исследовали полигон главных путей шести железных дорог Украины. Суммарная протяженность рельсов типа Р65 на главных путях составляет 27,2 тыс. км, или 92,6 % общей протяженности, из них 19,9 тыс. км – закаленных. Протяженность бесстыкового пути составляет 20,9 тыс. км, или 71,1 % общей протяженности главных путей.

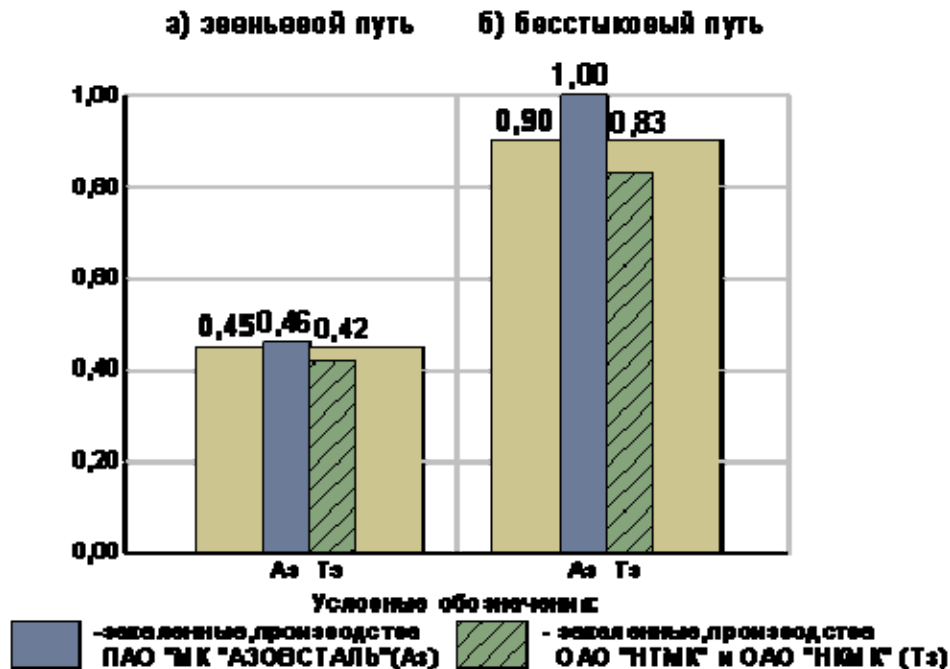


Рис. 1. – Уровень эксплуатационной стойкости рельсов по видам пути

Из анализа следует, что в 2010 г. общее изъятие рельсов из главных путей составило 11 584 шт., в том числе 82,3 % закаленных и 17,7 % незакаленных. Рельсы изымали из магистрального пути преимущественно по I и II группам дефектов – это отслоения, выкрашивания и поперечные трещины в головке рельса, имеющие контактно-усталостное происхождение. Повреждаемость такими дефектами связана с уровнем металлургического качества рельсов, что и определяет необходимость перехода к современным ресурсосберегающим технологиям при производстве рельсов.

Металлургическое качество рельсов и соответственно их эксплуатационная стойкость во многом зависят от:

- структуры стали;
- химического состава металла и его однородности;
- загрязненности рельсовой стали неметаллическими включениями;
- наличия разнообразных внутренних и наружных дефектов металлургического происхождения;
- остаточных напряжений;
- геометрического качества (прямолинейности);
- качества обработки болтовых отверстий и торцов.

В железнодорожной и металлургической отраслях имеются значительные возможности экономии на базе ресурсосберегающих технологий. Взаимосвязь ресурсосберегающих мероприятий в совместной деятельности этих отраслей по повышению надежности и срока службы элементов верхнего строения пути можно разделить на следующие группы: технологические, конструктивные и эксплуатационно-технические (рис. 2).

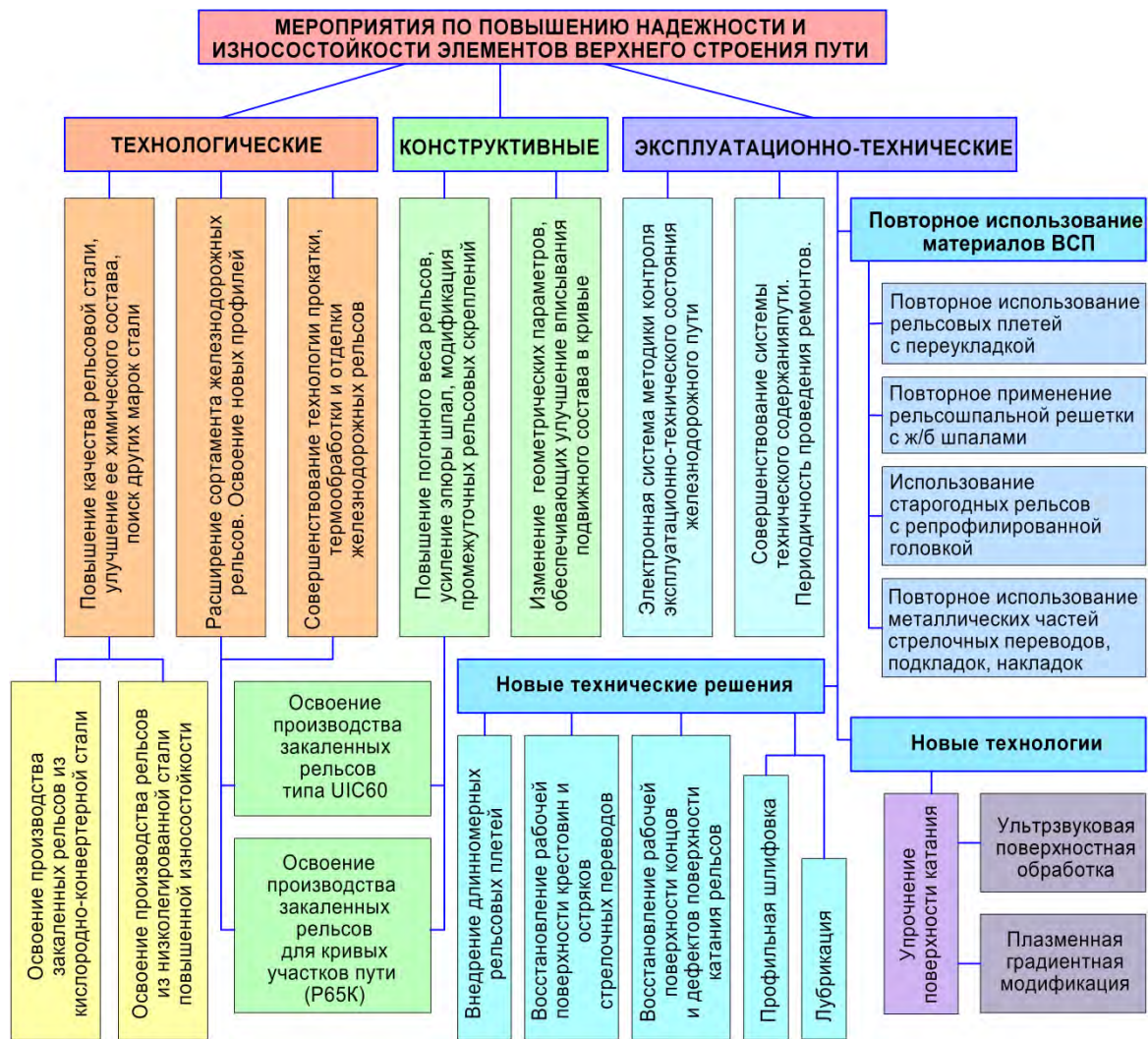


Рис. 2. – Комплекс ресурсосберегающих мероприятий

В металлургии мероприятия по ресурсосбережению и повышению срока службы рельсов включают:

- повышение качества стали (переход к кислородно-конвертерному и электросталеплавильному способам выплавки, применение вакуумирования и непрерывной разливки на МНЛЗ);
- использование тепла прокатного нагрева при термоупрочнении;
- разработку новых марок стали, дифференцированных по назначению и использованию;
- освоение новых профилей, позволяющих более полно обеспечить эффективное использование ресурса на основе дифференциации сфер и условий их применения.

За последние десятилетия в мировой практике технология производства рельсов претерпела существенные изменения, при этом кислородно-конвертерный и электросталеплавильный способы выплавки рельсовой стали вытеснили мартеновский.

Кислородно-конвертерный способ производства позволяет получить рельсовую сталь со стабильным химическим составом, низким содержанием вредных примесей и минимальным содержанием газов и неметаллических включений. Использование такой технологии выплавки приводит к понижению содержания газов, улучшению макроструктуры, уменьшению поверхностных дефектов и, как следствие, к повышению срока службы рельсов.

Замена мартеновского способа производства стали кислородно-конвертерным способствует снижению расхода металла по переделу и увеличению выхода годного при приемке рельсовой продукции. Так, по данным ОАО «НТМК», при кислородно-конвертерном способе выплавки общий передел рельсов типа Р65 в 1999 г. составлял 9,32 %, в 2010 г. – 3,16 %, а при мартеновском способе общий передел в 1999 г. составлял 24,74 % (табл. 1).

Таблица 1. – Качественные показатели по рельсам типа Р65 при различных способах производства

Показатели		Способ производства рельсовой стали					
		мартеновский			конвертерный		
		ОАО «НТМК»	ПАО «МК «АЗОВ-СТАЛЬ»		ОАО «НТМК»		
		1999 г.	1999 г.	2005 г.	1999 г.	2010 г.	2011 г. (7мес.)
Осмотрено рельсов, т		133089	144263	170217	72613		
Выход рельсов 1 сорта, %		97,37	92,0	87,9	98,03		
Брак, %		1,47			0,52		
Передел, %	Общий, в т.ч.:	24,74	7,89	11,88	9,32	3,16	3,08
	по металлу	16,45	4,60	4,96	2,33		
	по прокату	2,90	3,07	6,70	3,93	1,23	1,06
	по отделке	1,11	0,22	0,22	1,70	0,29	0,23
	по термообработке	1,48	–	–	1,36	0,32	0,28
Выход рельсов 25 м		74,54			89,31		

Следует также отметить, что переход к производству рельсов из непрерывнолитых заготовок дает возможность увеличить выход годного металла. На современных машинах непрерывного литья заготовок выход годного составляет 98,5 %. Непрерывная разливка стали дает возможность улучшить качество металла за счет уменьшения химической неоднородности, сегрегации, количества внутренних и поверхностных дефектов, улучшения макроструктуры и получения более качественной поверхности раската. Переход от прокатки рельсов из катаной заготовки к прокатке их из непрерывнолитых заготовок позволил уменьшить количество рельсов с дефектами поверхности от 12 % до 1 %.

Повышению выхода годного рельсов способствуют и технологические мероприятия в прокатном производстве. Так, применение многозонного нагрева заготовки в печи с шагающими балками с автоматизированной системой управления нагревом приводит к повышению однородности структуры по длине и исключает образование высоких напряжений в рельсах после прокатки. Применение предварительного гидросбива окалины позволяет повысить качество поверхности рельсов.

Увеличение жесткости конструкции прокатных клетей приводит к увеличению точности профиля рельса по сечению и повышению их прямолинейности, а повышение мощности приводов клетей – к повышению интенсивности деформации и способствует образованию мелкозернистой структуры металла.

Прокатка в универсальных клетях благодаря равномерной проработке и симметричной деформации металла по всему сечению позволяет получить более точный профиль рельса по длине раската, уменьшить количество дефектов поверхности, улучшить однородность структуры и плотность металла.

Термическое упрочнение рельсов по всей длине является важнейшим технологическим процессом, обеспечивающим значительное улучшение качества рельсов и их служебных свойств. В настоящее время в мировой практике производства железнодорожных рельсов известны следующие способы их термического упрочнения:

- объемная закалка в масле с повторного печного нагрева;
- поверхностная закалка головки рельсов с нагрева токами высокой частоты (ТВЧ);
- закалка рельсов с использованием тепла прокатного нагрева.

Поверхностная закалка головки рельса с индукционного нагрева ТВЧ, применяемая в ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ», имеет ряд преимуществ по сравнению с объемной закалкой в масле, применяемой в ОАО «НТМК» и ОАО «НКМК»:

- сокращение времени процесса термообработки;
- отсутствие нагревательных и отпускных печей;
- полная механизация и автоматизация процесса закалки;
- более высокая экологическая чистота технологического процесса.

Поверхностно-закаленные рельсы с использованием нагрева ТВЧ отличаются дисперсной мелкозернистой структурой металла закаленного слоя головки, благоприятной эпюрой распределения напряжений по профилю рельса с наличием на поверхности головки напряжений сжатия, высокой контактно-усталостной прочностью, живучестью и долговечностью. Распределение твердости по поперечному сечению головки представлено на рис. 3.

В настоящее время ведутся разработки и промышленное опробование энергосберегающей и экологически чистой технологии термоупрочнения рельсов с использованием тепла прокатного нагрева с двухсторонним дифференцированным охлаждением сжатым воздухом или водовоздушной смесью. Исключение специального нагрева под закалку рельсов сводит к минимуму выбросы тепла в окружающую среду. Использование в качестве охладителя воздуха или водовоздушной смеси приводит к выбросу за пределы цеха мелких механических частиц в смеси с каплями воды, которые легко улавливаются простейшими устройствами. В перспективе применение такого способа термического упрочнения рельсов позволит получить оптимальную структуру по сечению головки рельса и высокие показатели механических свойств рельсов.

Окончательной технологической операцией является отделка рельсов.

Для получения требуемой прямолинейности, снижения усилий правки и остаточных напряжений в рельсах применяют:

- пилы горячей и холодной резки;
- горизонтальные роликотправильные машины с большим числом валков;
- гидравлические прессы для правки рельсов в двух плоскостях без кантовки, с лазерным измерением величины и профиля местных неровностей;
- агрегатные сверлильно-отрезные станки фирмы «Вагнер»;
- оборудование для упрочнения болтовых отверстий;
- новые средства для маркировки.

ГП «УкрНТЦ «Энергосталь» в 2011 г. применительно к условиям ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ» была разработана и освоена технология выплавки рельсовой стали марки К76Ф в кислородном конвертере. Технологический процесс производства рельсовой стали включал:

- выплавку стали в конвертере емкостью 350 т;
- выпуск стали в ковш с отсечкой окисленного шлака;
- раскисление;
- микролегирование и модифицирование на установке «ковш-печь» (УКП);

– дегазацию жидкой стали на установке ковшевого вакуумирования (УКВ).

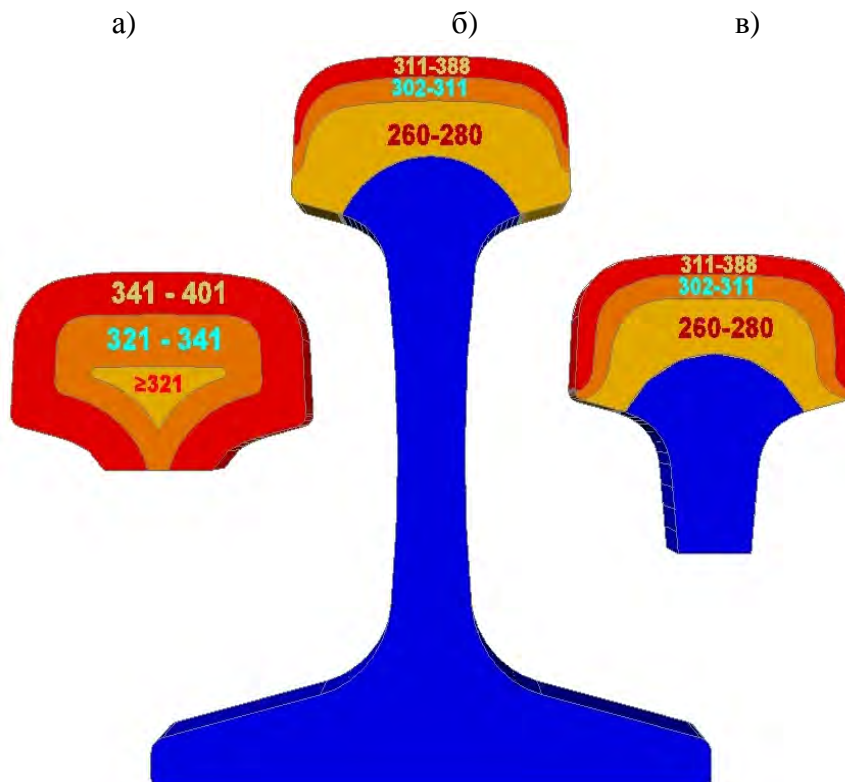


Рис. 3 – Распределение твердости (HV) по поперечному сечению головки рельсов: а) объемно-закаленный; б) поверхностно-закаленный с нагрева ТВЧ; в) поверхностно-закаленный с нагрева ТВЧ с закаленными боковыми гранями

Обработка стали на УКП и УКВ с применением продувки аргоном обеспечивает однородность стали по химическому составу, уменьшает содержание вредных примесей и неметаллических включений.

Сталь разливали сифонным способом в изложницы, уширенные кверху с прибыльными надставками, в слитки массой 8,7 т. Прокатку слитков на заготовки и прокатку рельсов производили по действующей на комбинате технологии.

Разработанная технология выплавки обеспечила получение стали с химическим составом в соответствии с требованиями ДСТУ 4344:2004 «Рельсы обычные для железных дорог широкой колеи (табл. 2).

Таблица 2. – Химический состав рельсовой стали К76Ф

Массовая доля элементов, %					
С	Mn	Si	V	S	P
Требования ДСТУ 4344					
0,71–0,82	0,80–1,30	0,25–0,45	0,030–0,070	≤0,040	≤0,035
фактическое содержание					
0,74–0,81	0,86–0,96	0,24–0,36	0,032–0,067	0,002–0,020	0,011–0,025
среднее значение					
0,78	0,91	0,30	0,50	0,011	0,018

Длина строчек неметаллических включений рельсовой стали, выплавленной в конвертерном цехе, представлена в табл. 3.

Таблица 3. - Загрязненность рельсовой стали хрупкоразрушенными окислами

Марка стали	Средняя длина строчек хрупкоразрушенных окислов, мм	
	в головных рельсах	в донных рельсах
К76Ф	0,59	0,55
М76Т	1,15	0,95

Микроструктура рельсов представляет собой троостосорбит с переходом к сорбитообразному перлиту и исходной перлитной структуре, что также соответствует требованиям ДСТУ 4344.

Свойства термоупрочненных рельсов полностью удовлетворяют требованиям категории 1 по ДСТУ 4344 (табл. 4).

Таблица 4. – Свойства термоупрочненных рельсов из стали марки К76Ф

Механические свойства					Твердость, НВ		Расхождение паза, мм
σ_s , Н/мм ²	σ_B , Н/мм ²	δ , %	ψ , %	КСУ, Дж/см ²	поверхности катания	по оси на глубине 11 мм	
Требования ДСТУ 4344							
≥800	≥1196	≥8	≥25	≥25	341–401	≥ 302	≤ 3
фактические значения							
800–991	1226–1396	8–15,5	25–42	25–43	341–395	302–341	1,1–2,8
средние значения							
896	1311	12	33	34	368	322	1,9

Результаты квалификационных испытаний опытной партии рельсов типа Р65, изготовленной из конвертерной стали марки К76Ф, выплавленной по разработанной технологии, показали, что качество рельсов полностью удовлетворяет требованиям ДСТУ 4344, а результаты стендовых испытаний – требованиям НБ ЖТ ТМ 01-98 «Элементы верхнего строения пути. Нормы безопасности» (табл. 5).

Таблица 5 – Условный предел выносливости и трещиностойкости рельсов типа Р65 из кислородно-конвертерной рельсовой стали марки К76Ф

Контролируемая характеристика	ГОСТ Р 51685 (Россия)	Номер плавки				
		вакуумированная		невакуумированная		
		КФ15	КФ366	КФ368	КФ392	КУ458
Массовая доля углерода, %	0,71–0,82	0,76	0,75	0,77	0,80	0,78
Временное сопротивление разрыву, МПа	≥1180	1260,0	1363	1352	1376	1373
Относительное сужение, %	≥25	33	28,5	31,1	29,0	33,1
Ударная вязкость, Дж/см ²	≥25	42	32	33	29	17,6
Условный предел выносливости, МПа	≥370*	386	379	400	396	399
Трещиностойкость, МПа м ^{1/2}	≥32*	$\frac{47-52}{49,6}$	$\frac{49-66}{55,5}$	$\frac{46-47}{46,6}$	$\frac{42-45}{44}$	$\frac{41-43}{42,5}$

* – по НБ ЖТ ТМ 01-98

В настоящее время выплавлено более 2000 плавов кислородно-конвертерной стали марки К76Ф. Рельсы, изготовленные из этой стали, поставляются железным дорогам Украины и за рубеж. В 2012 г. для определения эксплуатационных показателей и установления оптимальных сфер применения рельсов начаты полигонные испытания партии рельсов на Экспериментальном кольце ОАО «ВНИИЖТ» (г. Москва).

Продолжаются работы по дальнейшему совершенствованию технологии производства рельсовой стали и рельсов ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ», что позволит повысить их эксплуатационные свойства.

Вывод. Таким образом, внедрение современных ресурсосберегающих технологий позволит сэкономить значительные финансовые средства, уменьшить потребление ресурсов, снизить себестоимость продукции, повысить конкурентоспособность отрасли.

Надійшла до редколегії 25.10.2012

УДК 625.14:621.771.2.06

О некоторых аспектах энерго- и ресурсосберегающей технологии производства транспортного металла / Рудюк А.С., Антоненко А.В., Барабаш А.В., Дурасов А.В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Х. : НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952). – С. 169-176.

За висновками аналізу експлуатаційної стійкості рейок різних технологій виробництва визначено структуру дефектоутворення на головних коліях залізниць України. Розглянуто основні заходи в металургії, які направлені на ресурсозбереження при виробництві та експлуатації рейок. Освоєно технологію виробництва транспортного металу з киснево-конвертерної сталі.

Ключові слова: рейки, вантажонапруженість, експлуатаційна стійкість, термін служби, пропущений тоннаж, дефекти, конвертер, сталь, прокатка, термообробка, неметалеві включення.

Structure of defect formation on main railways of Ukraine was determined according to results of analysis of operation resistance of different manufacture technologies' rails. Main actions in metallurgy directed to resources saving during manufacture and operation of rails were considered. Technology of transport metal production from basic oxygen steel was mastered. Im.: 3 DBMS is drawn is developed.

Keywords: rails, load intensity, operation resistance, life time, lost tonnage, defects, converter, steel, rolling, thermal treatment, nonmetal insertion.

УДК 083.74:621.771

Я. М. ПЫХТИН, зав. отд. стандартизации, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков
К. Ф. ПЕРЕТЯТЬКО, ст. науч. сотр., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков
Г. И. СНИМЩИКОВА, ст. науч. сотр., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков
Т. А. ЦАРЁВА, инженер, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков

ГАРМОНИЗАЦИЯ НАЦИОНАЛЬНЫХ СТАНДАРТОВ – ПЕРСПЕКТИВНОЕ НАПРАВЛЕНИЕ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА МЕТАЛЛОПРОКАТА

В статье рассмотрен анализ требований отечественных, международных и европейских стандартов к сортовым и фасонным видам проката. Приведено сравнение круглого, квадратного проката, двутавров, уголков, швеллеров по основным качественным характеристикам (сортаментный ряд, размеры, предельные отклонения по размерам и длине профиля, перекос полок, прогиб стенки, кривизна).

Ключевые слова: стандарт, гармонизация, круглый прокат, квадратный прокат, швеллер, уголок, двутавр, предельные отклонения.

Введение. Разработка стандартов в области металлургической промышленности, направленная на энергоэффективность и энергосбережение, является первоочередной задачей в работе по стандартизации ГП «УкрНТЦ «Энергосталь». В настоящее время разрабатываются современные национальные стандарты, гармонизированные с международными и европейскими, что позволит производить энергоэффективную и конкурентоспособную продукцию.

Разработанные ТК 2 ГП «УкрНТЦ «Энергосталь» и действующие в настоящее время стандарты: ДСТУ 4738:2007 (ГОСТ 2590-2006) «Прокат сортовой стальной горячекатаный круглый. Сортамент», ДСТУ 4746:2007 (ГОСТ 2591-2006) «Прокат сортовой

© Я. М. Пыхтин, К. Ф. Перетятько, Г. И. Снимщикова, Т. А. Царёва, 2012

стальной горячекатаный квадратный. Сортамент», ДСТУ 2251-93 (ГОСТ 8509-93) «Уголки стальные горячекатаные равнополочные. Сортамент», ГОСТ 8239-89 «Двутавры стальные горячекатаные» и ДСТУ 3436-96 (ГОСТ 8240-97) «Швеллеры стальные горячекатаные. Сортамент» распространяются на сортовые или фасонные профили общего назначения, широко применяются во всех отраслях промышленности: строительстве, вагоностроении, угольной, автомобильной промышленности, машиностроении и используются как в конструкциях ответственного назначения, которые требуют проката повышенной точности, так и неответственного назначения.

Содержание работы. Сравнение требований к рассматриваемым отечественным стандартам проводилось с ДСТУ EN и ДСТУ ISO, которые по степени своего соответствия являются идентичными с международными ISO и европейскими EN.

ДСТУ 4738:2007 (ГОСТ 2590-88) распространяется на горячекатаный стальной прокат круглого сечения диаметром от 5 до 270 мм. Сравнение требований стандартов по сортаментному ряду и качественным характеристикам (овальности, кривизне и длине) представлено в табл. 1, из которой видно, что сортаментный ряд действующего ДСТУ 4738 отличается от EN 10060 и ISO 1035.4 числом профилиразмеров и его градацией. Наибольшее число профилиразмеров в ДСТУ 4738 – 101, в EN 10060 – 58, ISO 1035.4 – 30, что обусловлено потребностью проката на рынках сбыта.

Учитывая, что продукция на мировом рынке должна быть конкурентоспособной, в ДСТУ 4738 по аналогии с ISO 1035.4 и EN 10060 приняты как несимметричные, так и симметричные допуски. Требования к овальности и кривизне не уступают уровню требований EN 10060 и ISO 1035.4, а предельные отклонения по длине находятся на уровне EN 10060 и ISO 1035.4 для класса А₁. Это объясняется тем, что международные стандарты предусматривают требования к порезке проката не только массового производства, но и для отдельных специальных заказов.

ДСТУ 4746:2007 (ГОСТ 2591-2006) распространяется на стальной горячекатаный прокат квадратного сечения с размерами сторон от 6 мм до 200 мм включительно. Сравнение требований стандартов по сортаментному ряду и качественным характеристикам представлено в табл. 2.

Сортаментный ряд квадратного проката по ДСТУ 4746 отличается от сортаментных рядов EN 10059, ISO 1035-2, ISO 1035.4 числом профилиразмеров и градацией сортаментного ряда. Наибольшее количество профилиразмеров в ДСТУ 4746 – 65, EN – 32, ISO 1035-2 – 23. Количество профилиразмеров в отечественном стандарте обусловлено потребностью проката на рынках сбыта.

ДСТУ 4746 и ISO 1035.4 регламентируют две точности прокатки, EN 10059 – одну точность. В ДСТУ 4746 предусмотрены несимметричные предельные отклонения по всему диапазону сортаментного ряда и симметричные – по согласованию изготовителя с потребителем, что соответствует европейскому и международным стандартам.

Предельные отклонения по длине в ДСТУ 4746 жестче, чем в EN 10059 и ISO 1035.4, и только для точных длин находятся на одном уровне. Так, в EN 10059 предельные отклонения находятся в пределах $\pm 100 \div \pm 25$ мм, а в ISO 1035.4 – от ± 200 до ± 25 мм. Такой разбег предельных отклонений объясняется так, что EN 10059 и ISO 1035.4 предусматривают порезку не только для массового производства, но и для отдельных специальных заказов.

Нормы величины скручивания, кривизны, притупления углов, отклонения от прямого угла, разницы диагоналей в одном сечении в ДСТУ 4746 находятся на одном уровне с рассматриваемыми EN 10059 и ISO 1035.4.

Таблица 1. Сравнение качественных показателей стального горячекатаного круглого проката с европейскими и международными стандартами

Параметры	ДСТУ 4738:2007 (ГОСТ 2590-88)													EN 10060:2003				ISO 1035/1:1980, ISO 1035/4:1982			
	Предельные отклонения при точности прокатки													Обычн		Повышен.		N	F	S	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	
Предельные отклонения по диаметру, мм	От 5 до 9 включ.	+0,1 -0,2	От 5 до 19 включ.	+0,1 -0,5	От 5 до 19 включ.	+0,3 -0,5	От 5 до 10 включ.	-	От 5 до 12 включ.	±0,15	От 5 до 15 включ.	±0,4	От 10 до 15 включ.	±0,4	От 10 до 12 включ.	±0,15	До 15 включ.	±0,4 ± 0,3	±0,2		
	От 10 до 19 включ.	+0,1 -0,3	От 19 до 25 включ.	+0,2 -0,5	От 19 до 25 включ.	+0,4 -0,5	От 11 до 17 включ.	±0,12	От 13 до 22 включ.	±0,20	От 16 до 25 включ.	±0,5	От 16 до 25 включ.	±0,5	От 16 до 25 включ.	±0,20	Св. 15 до 25 включ.	±0,5 ± 0,4	±0,25		
	От 20 до 28 включ.	+0,1 -0,4	От 20 до 25 включ.	+0,2 -0,5	От 20 до 25 включ.	+0,3 -0,7	От 18 до 33 включ.	±0,15	От 23 до 30 включ.	±0,25	От 26 до 35 включ.	±0,6	От 26 до 35 включ.	±0,6	От 26 до 35 включ.	±0,25	Св. 25 до 35 включ.	±0,6 ± 0,5	±0,3		
	От 29 до 48 включ.	+0,1 -0,5	От 26 до 48 включ.	+0,2 -0,7	От 26 до 48 включ.	+0,4 -0,7	-	-	От 31 до 40 включ.	±0,30	От 36 до 50 включ.	±0,8	От 36 до 50 включ.	±0,8	От 36 до 50 включ.	±0,40	Св. 35 до 50 включ.	±0,8 ± 0,6	±0,4		
	От 50 до 58 включ.	+0,1 -0,7	От 50 до 58 включ.	+0,2 -1,0	От 50 до 58 включ.	+0,4 -1,0	-	-	От 53 до 75 включ.	±0,50	От 52 до 80 включ.	±1,0	От 52 до 80 включ.	±1,0	От 52 до 80 включ.	±0,50	Св. 50 до 80 включ.	±1,0 ± 0,8	±0,5 ²⁾		
	От 60 до 78 включ.	+0,1 -0,9	От 60 до 78 включ.	+0,3 -1,1	От 60 до 78 включ.	+0,5 -1,1	-	-	-	-	-	От 52 до 80 включ.	±1,0	От 52 до 80 включ.	±1,0	От 55 до 75 включ.	±0,50	Св. 50 до 80 включ.	±1,0 ± 0,8	±0,5 ²⁾	

Продолжение таблицы 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	
	От 80 до 97 включ.	+ 0,3 - 1,1	От 80 до 97 включ.	+ 0,3 - 1,3	От 80 до 97 включ.	+ 0,5 - 1,3	-	-	-	-	От 82 до 100 включ.	±1,3	От 85 до 100 включ.	± 1,3	-	-	Св. 80 до 100 включ.	± 1,3 ± 1,0	-		
	-	-	От 100 до 115 включ.	+ 0,4 - 1,7	От 100 до 115 включ.	+ 0,6 - 1,7	-	-	-	-	От 105 до 120 включ.	±1,5	От 105 до 120 включ.	± 1,5	-	-	Св. 100 до 120 включ.	± 1,6 ± 1,3	-		
Пределные отклонения по диаметру, мм	-	-	От 120 до 155 включ.	+ 0,6 - 2,0	От 120 до 155 включ.	+ 0,8 - 2,0	-	-	-	-	От 125 до 160 включ.	±2,0	От 125 до 160 включ.	± 2,0	-	-	Св. 120 до 160 включ.	± 2,0 ± 1,6	-		
	-	-	-	-	От 160 до 200 включ.	+ 0,9 - 2,5	-	-	-	-	От 165 до 200 включ.	±2,5	От 165 до 200 включ.	± 2,5	-	-	Св. 160 до 200 включ.	± 2,5 ± 2,0	-		
	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	От 210 до 220 включ.	±3,0	220	± 3,0	-	-	-	±1,5 ±1,2 %	от от	-	
	-	-	-	-	От 210 до 250 включ.	+ 1,2 - 3,0	-	-	-	-	От 230 до 250 включ.	±4,0	250	± 4,0	-	-	Св. 200	от от	диа-диа-	мет-мет-	ра ра
	-	-	-	-	От 260 до 270 включ.	+ 2,0 - 4,0	-	-	-	-	От 260 до 270 включ.	±6,0	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Значимость *, %	75 % сумм предельных отклонений, по требованию – 50 % сумм предельных отклонений, для инструментальной легированной и быстрорежущей стали – 60 % сумм предельных отклонений										75 %	75 % сумм допусков									

Окончание таблицы 1

Параметры	ДСТУ 4738:2007 (ГОСТ 2590-88)				EN 10060:2003	ISO 1035/1:1980, ISO 1035/4:1982					
	Пределы	Т ³⁾	II	III		IV	А (обычн.)	Б (повышен.)			
Кри- виз- на, %	до 4 м включ. – + 30 мм, св. 4 м до 6 м включ. – + 50 мм, св. 6 м – + 70 мм, по согласованию.	0,2	0,50	не регл.	не регл.	До 25 мм включ. – Св. 25 до 80 мм включ. – » 80 » 200 »	Для всех длин L ₀ ³⁾ L ₁ – ± 200 мм, L ₂ – ± 100 мм ⁴⁾ , L ₃ – ± 50 мм ⁴⁾ , L ₄ – ± 25 мм ⁴⁾				
	от 3 до 13 м – ± 100 мм, от 6 до 13 м – ± 50 мм, до 6 м – ± 25 мм, для всех длин – только с плюсовыми предельными отклонениями равными по величине сумме предельных отклонений							0,45	0,5	0,004 L	2,5 мм 0,02 5 L
	до 25 мм включ.										
	св. 25 до 80 мм включ.							0,40	0,45	0,5	По всей длине
	» 80 » 200 »	0,25			L – длина						
<p>1) По согласованию</p> <p>2) Касается только размеров до 65 мм включ. Для размеров св. 65 мм допуски надо согласовывать во время заказа</p> <p>3) Длины выбирает изготовитель. Длина должна быть не менее 3 м и не больше 12 м</p> <p>4) По согласованию прокат изготовляют с симметричными допусками, которые не должны превышать установленных полей допусков (например, ± 25 вместо ⁰+50 мм)</p> <p>5) По требованию потребителя</p>											

Предельные отклонения по высоте швеллера, ширине и толщине полки, длине, прогибу стенки в ДСТУ 3436 более жесткие, чем в ISO 657.13 и EN 10279 или находятся на одном уровне.

Допустимая величина перекоса полок в ДСТУ 3436 установлена в зависимости от ширины полки и от категории точности и несколько жестче, чем в ISO 657.13 и EN 10279, и только для обычной точности при ширине полки свыше 100 мм величина перекоса полок несколько уступает EN 10279. Требования к кривизне в ДСТУ 3436 соответствуют требованиям рассматриваемых ISO 657.13 и EN 10279.

ГОСТ 8239-89 распространяется на двутавры стальные горячекатаные и устанавливает сортамент горячекатаных стальных двутавров с уклоном внутренних граней полок высотой от 100 мм до 600 мм и шириной полок от 55 мм до 190 мм.

ДСТУ 3436-96 (ГОСТ 8240-97) распространяется на сортамент горячекатаных швеллеров высотой от 50 до 400 мм и шириной полок от 32 до 115 мм. Сопоставительный анализ качественных характеристик ДСТУ 3436 был проведен с ISO 657.13 и EN 10279 и представлен в табл. 3.

Сортаментный ряд швеллеров по ДСТУ 3436 частично совпадает с сортаментными рядами ISO 657.13 и EN 10279 и предусматривает изготовление швеллеров следующих серий: У – с наклоном внутренних граней полок, П – с параллельными гранями полок, Э – экономичные с параллельными гранями, Л – легкой серии с параллельными гранями полок и С – специальные.

Сравнительные данные ГОСТ 8239 с ISO 657.13 и EN 10024 представлены в табл. 4.

Количество профилазмеров в сортаментном ряду ГОСТ 8239 совпадает с ISO 657.13, а в EN 10024 количество профилазмеров не оговорено.

Требования к предельным отклонениям по высоте, ширине полки, по толщине и перекосу полки в ГОСТ 8239 регламентированы для двух точностей, в EN 10024 и ISO 657.13 – для одной точности. Требования ГОСТ 8239, по вышеуказанным характеристикам, для обычной точности находятся на уровне рассматриваемых ISO 657.13 и EN 10024, а для высокой точности – превышают их.

По толщине полки в ГОСТ 8239 и ISO 657.13 регламентированы только минусовые предельные отклонения, а плюсовые отклонения ограничиваются предельными отклонениями по массе, в EN 10024 установлены асимметричные предельные отклонения.

Допустимая величина перекоса полок в ГОСТ 8239 установлена в зависимости от ширины и от точности прокатки. Требования к перекосу полок в ГОСТ 8239 более жесткие, чем в ISO 657.13 и EN 10024.

Допустимые величина прогиба стенки по высоте и кривизна по длине в отечественном стандарте не уступают требованиям ISO 657.13 и EN 10024.

ДСТУ 2251-93 (ГОСТ 8509-93) распространяется на стальные горячекатаные равнополочные уголки. Сопоставительный анализ качественных характеристик ДСТУ 2251 был проведен с ISO 657.5 и EN 10056-2 и представлен в таблице 5.

Сортаментный ряд угловых профилей по ДСТУ 2251 отличается по числу профилазмеров и градацией сортаментного ряда от ISO 657.5 и EN 10056-2. Наибольшее количество профилазмеров – в отечественном стандарте, что обусловлено потребностью в профилях на рынках сбыта. Предельные отклонения по ширине полки в ДСТУ 2251 находятся на уровне или превышают требования ISO 657.5 и EN 10056-2, и только по отдельным размерам несколько уступают им из-за различной градации размеров. Предельные отклонения по толщине полки в ДСТУ 2251 установлены для двух категорий точности – высокой и обычной, и превышают EN 10056-2 и ISO 657.5, в т.ч. по обычной точности.

Таблица 2. Сравнение качественных показателей стального горячекатаного квадратного проката с европейскими и международными стандартами

Наименование параметров	ДСТУ 4746:2007 (ГОСТ 2591-2006)						EN 10059:2003		ISO 1035-2:1980, ISO 1035/4:1982		
	Сторона квадрата	Пределные отклонения при точности прокатки			Сторона квадрата	Пределные отклонения при точности прокатки	Сторона квадрата	Пределные отклонения	Сторона квадрата	Пределные отклонения при точности прокатки	
1	2	3			4	5	6	7	8	9	
Пределные отклонения по стороне квадрата, мм		B1	B2 ¹⁾	B1	B2 ¹⁾					N	F
	От 6 до 19 включ.	+0,1 -0,5	± 0,30	+0,3 -0,5	От 6 до 14 включ.	± 0,4	От 8 до 14 включ.	± 0,4	До 15 включ.	± 0,4	± 0,3
	От 19 до 25 включ.	+0,2 -0,5	± 0,35	+0,4 -0,5	От 14 до 25 включ.	± 0,5	От 15 до 25 включ.	± 0,5	Св. 15 до 25 включ.	± 0,5	± 0,4
	От 25 до 30 включ.	+0,2		+0,3	От 25 до 35 включ.	± 0,6	От 26 до 35 включ.	± 0,6	Св. 25 до 35 включ.	± 0,6	± 0,5
	От 30 до 42 включ.	-0,7	± 0,45	+0,4 -0,7	От 35 до 50 включ.	± 0,8	От 40 до 50 включ.	± 0,8	Св. 35 до 50 включ.	± 0,8	± 0,6
	От 42 до 58 включ.	+0,2 -1,0	± 0,6	+0,4 -0,1	От 50 до 90 включ.	± 1,0	От 55 до 90 включ.	± 1,0	Св. 50 до 80 включ.	± 1,0	± 0,8
	От 58 до 75 включ.	+0,3 -1,1	± 0,7	+0,5 -1,1	От 90 до 100 включ.	± 1,3	100	± 1,3	Св. 80 до 100 включ.	± 1,3	± 1,0
	От 75 до 95 включ.	+0,3 -1,3	± 0,8	+0,5 -1,3	От 100 до 120 включ.	± 1,5	От 110 до 120 включ.	± 1,5	Св. 100 до 120 включ.	± 1,6	± 1,3
	От 95 до 115 включ.	+0,4 -1,7	± 1,05	+0,6 -1,7	От 120 до 150 включ.	± 1,8	От 130 до 150 включ.	± 1,8	Св. 120 до 160 включ.	± 2,0	± 1,6

Продолжение таблицы 2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	1	2	3
	От 150 до 200 включ.	-	-	+0,9 -2,5	-	-	-	-	Св. 160 до 200 включ.	± 2,5	± 2,0
	-	-	-	-	-	-	-	-	Св. 200	± 1,5 % от стороны	± 1,5 % от стороны
Пределы отклонения по длине проката, мм			Группа БД			Группа ВД ¹⁾	Мерная – ± 100 мм, точная: до 6 м – ± 25 мм, от 6 до 13 м – ± 50 мм, немерная – 10 % прутков могут иметь меньшую длину, но не менее 75 % минимальной длины. По согласованию – только с плюсовыми допусками				Для всех длин L ₀ ³⁾ L ₁ – ± 200 мм, L ₂ – ± 100 мм ⁴⁾ , L ₃ – ± 50 мм ⁴⁾ , L ₄ – ± 25 мм ⁴⁾
	До 4 включ.		+30	От 3 до 13 включ.		± 100					
	Св. 4 до 6 »		+ 50	» 6 » 13 »		± 50					
	» 6 » 12 »		+ 70	До 6		± 25					
Кривизна, %				Для всех длин ¹⁾		Только с плюсовыми предельными отклонениями ²⁾					
			I класс ³⁾	II класс	III класс	IV класс	До 25 мм включ. – не рел., св. 25 до 80 мм включ. – 0,4% длины, св. 80 мм – 0,25 % длины			A (обычн.)	B (повыш.)
	До 25 включ.			0,50	не рел.	не рел.			На длине 1 м	4 мм	2,5 мм
	Св. 25 до 80 включ.		0,2	0,40	0,4	0,5			По всей длине	0,004 L	0,0025 L
	» 80 » 200 »			0,25			По согласованию – только с плюсовыми допусками				
Разница диагоналей в одном сечении	сторона до 20 мм включ. – удвоенной суммы предельных отклонений по стороне квадрата; св. 20 мм – суммы предельных отклонений по стороне квадрата, по согласованию; до 35 мм включ. точности прокатки Б1, до 60 мм включ. точности прокатки В1 – 70 % суммы предельных отклонений по стороне квадрата.										
	Не регламентируется										
	Не более 75 % суммы допусков по стороне										

Окончание таблицы 2

		ДСТУ 4746:2007 (ГОСТ 2591-2006)		EN 10059:2003	ISO 1035-2:1980, ISO 1035/4:1982	
Пригуп- ление углов, мм	Сторона квадрата, мм			От 8 до 12 включ. ? 1,0; » 12 » 20 » ? 1,5; » 20 » 30 » ? 2,0; » 30 » 50 » ? 2,5; » 50 » 100 » ? 3,0; » 100 » 150 » ? 4,0	Не регламентируется	
	До 12 включ.	0,6				
	Св. 12 до 20 »	1,0				
	» 20 » 30 »	1,5				
	» 30 » 50 »	2,5				
		не более 0,15 стороны квадрата				
	По согласованию: при стороне св. 50 до 100 мм включ. – не более 3,0 мм, св. 100 мм до 200 мм включ. – 4,0 мм, из легированной и высоколегированной стали со стороной до 50 мм включ. – 0,15 стороны квадрата					
Отклоне ние от прямого угла, мм	Сторона квадрата, мм			До 50 мм включ. – 1,50 мм, св. 50 до 75 мм » – 2,25 мм, » 75 » 100 » – 3,00 мм, » 100 » 200 » – 4,50 мм	Не регламентируется	
	От 40 до 50 включ. – 1,50					
	Св. 50 до 75 » – 2,25					
	» 75 » 100 » – 3,00					
Скручива ние, град	Сторона квадрата, мм	Отклонения		От 8 до 14 мм включ. – 4 %/м, но не более 24 °, св. 14 до 50 мм включ. – 3 %/м, но не более 18 °, св. 50 мм – 3 %/м, но не более 15 °	По согласованию с потребителем	
		на 1 метр	на общую длину проката, не более			
	До 14 включ.	4	24			
	Св. 14 до 50 »	3	18			
	» 50 » 200 »	3	15			
¹⁾ По согласованию изготовителя с потребителем ²⁾ Плюсовые предельные отклонения по длине равны по величине сумме предельных отклонений ³⁾ Длины выбирает изготовитель. Длина должна быть не менее 3 м и не больше 12 м ⁴⁾ По согласованию прокат из отовляют с симметричными допусками, которые не должны превышать установленных полей допусков (например, ± 2,5 вместо ⁰ +5,0 мм) ⁵⁾ По требованию потребителя						

Таблиця 3. Сравнение качественных показателей горячекатаных швеллеров с европейскими и международными стандартами

Наименование параметров	ДСТУ 3436-96 (ГОСТ 8240-97)		ISO 657-13:1981		EN 10279:2000	
	Размеры	Предельные отклонения, мм	Размеры	Предельные отклонения, мм	Размеры	Предельные отклонения, мм
1	2	3	4	5	6	7
Предельные отклонения по высоте профиля, мм	До 80 включ.	± 1,5	До 200 включ.	± 2,0	До 65 включ.	± 1,5
	Св. 80 до 200 включ.	± 2,0			Св. 65 до 200 включ.	± 2,0
	Св. 200 до 400 включ.	± 3,0	Св. 200 до 400 включ.	± 3,0	Св. 200 до 400 включ.	± 3,0
	-	-	Св. 400 до 600 включ.	± 4,0	Св. 400	± 4,0
Предельные отклонения по ширине полки, мм	До 40 включ.	± 1,5	До 75 включ.	± 2,0	До 50 включ.	± 1,5
	Св. 40 до 89 включ.	± 2,0	Св. 75	± 3,0	Св. 50 до 100 включ.	± 2,0
	Св. 89	± 3,0			Св. 100 до 125 включ.	± 2,5
Предельные отклонения по толщине стенки, мм	До 5,1 включ.	± 0,5	До 10 включ.	± 0,5	До 10 включ.	± 0,5
	Св. 5,1 до 6,0 включ.	± 0,6				
	Св. 6,0	± 0,7	Св. 10	± 5 % толщины	Св. 15	± 1,0
Предельные отклонения по толщине полки, мм	До 10 включ.	-0,5	При высоте швеллера. До 140 включ.	-0,5	До 10 включ.	-0,5
	Св. 10 до 11 включ.	-0,8	Св. 140 до 300 включ.	-1,0	Св. 10 до 15 включ.	-1,0
	Св. 11	-1,0	Св. 300 до 600 включ.	-1,5	Св. 15	-1,5

Окончание таблицы 3

1	2		3		4	5	6		7
	при ширине полки До 95 вклоч.	высокая 0,9	повышен. 1,0	обычная 1,2			($k+k_2$)		
Перекос полки, мм	Св. 95	0,01 ширины	0,015 ширины	0,025 ширины	Св. 100 до 250 вклоч.	3% ширины полки	Св. 100	2% ширины полки	2,0
	От 2 до 8 м вклоч.		+40		До 12 м	± 75	Для всех длин	+100 0	
Предельные отклонения по длине, мм	Св. 8 м		К допуску +40 прибавлять по 5 мм на каждый метр длины (но не более 100 мм)		Св. 12 м	± 100	По согласо- ванию	± 50	
	При высоте швеллера: До 100 вклоч.		0,5		Не более 15% номинальной толщины стенки		При высоте швеллера: До 100 вклоч.	± 0,5	
Прогиб стенки, не более, %	Св. 100 до 200 вклоч.		1,0				Св. 100 до 200 вклоч.	± 1,0	
	Св. 200 до 400 вклоч.		1,5				Св. 200 до 400 вклоч.	± 1,5	
Кривизна, не более, %	0,2% длины				По согласованию		До 150 – ± 0,3%L Св. 150 до 300 – ± 0,2%L Св. 300 – ± 0,15%L, L – длина		
	По согласованию – 0,15% длины				При высоте: до 125 мм – ± 6% Св. 125 – ± 4%				
Предельные отклонения по массе, %	не более ± 4% – для партии				При высоте: до 150 мм – ± 3,0% Св. 150 мм – ± 2,5%				
	не более ± 6% – для отдельного швеллера								

Таблица 4. Сравнение качественных показателей двутавров с европейскими и международными стандартами

Наименование параметров	ГОСТ 8239-89			ISO 657-13:1981		EN 10024:1995	
	Размеры	Пределные отклонения при точности прокатки	3	Размеры	Пределные отклонения	Размеры	Пределные отклонения
1	2			4	5	6	7
Пределные отклонения по высоте, мм		повыш.	обычн.				
	До 140 включ.						
	Св. 140 до 180 включ.	± 2,0	± 2,0	До 200 включ.	± 2,0	До 200 включ.	± 2,0
	Св. 180 до 300 включ.		± 3,0	Св. 200 до 400 включ.	± 3,0	Св. 200 до 400 включ.	± 3,0
	Св. 300 до 360 включ.		± 3,5				
	Св. 360 до 600 включ.	± 4,0	± 4,0	Св. 400 до 600 включ.	± 4,0	Св. 400	± 4,0
Пределные отклонения по ширине полки, мм	До 73 включ.			До 100 включ.	± 2,0	До 75 включ.	± 1,5
	Св. 73 до 90 включ.		± 2,5	Св. 100 до 125 включ.	± 2,5	Св. 75 до 100 включ.	± 2,0
	Св. 90 до 135 включ.	± 2,0					
	Св. 135 до 155 включ.		± 3,5	Св. 125 до 150 включ.	± 4,0	Св. 100 до 125 включ.	± 2,5
	Св. 155		± 4,0			Св. 125	± 3,0
	До 7,5 включ.	- 0,4	- 0,7			До 7 включ.	+1,5 -0,5
Пределные отклонения по толщине полки*, мм	Св. 7,5 до 8,9 включ.	- 0,5	- 0,7	При высоте: До 140 включ.	-0,5	Св. 7 до 10 включ.	+2,0 -1,0
	Св. 8,9 до 10,7 включ.	- 0,6	- 0,8				
	Св. 10,7 до 12,3 включ.	- 0,7	- 1,0	Св. 140 до 300 включ.	-1,0	Св. 10 до 20 включ.	+2,5 -1,5

Окончание таблицы 4

1	2	3		4	5	6	7
	Св. 12,3 до 14,2 включ.	- 0,8		Св. 300 до 600 включ.	-1,5		
	Св. 14,2 до 15,2 включ.	- 0,9					
	Св. 15,2	- 1,0	- 1,2			Св. 20	+2,5 -2,0
Предельные отклонения по толщине стенки, мм	-	-		До 10 включ.	± 0,5	До 7 включ.	+0,5 -1,0
				Св. 10	± 5 % толщины	Св. 7 до 10 включ. Св. 10	+0,7 -1,5 +1,0 -2,0
Перекос полки при ширине, мм	При ширине полки: От 55 до 190 включ.	Не более 0,0125 b ширины полки	Не более 0,02 b ширины полки	При ширине полки до 100 включ. Св. 100 до 250 включ.	(? + ?) l 3,0 3 % ширины полки	При ширине полки до 100 включ. Св. 100	(k+k ₁) 2,0 2 % ширины полки
		+40	+40	До 12 м Св. 12 м	+75 0 +100		± 50 (общая) +100 0 (по согласованию)
Предельные отклонения по длине, мм	До 8 м включ.	+40	+40				
	Св. 8 м	К допуску +40 прибавлять по 5 мм на каждый метр длины св. 8 м	+80				
Прогиб стенки, мм	Не более 0,15·S	толщины стенки	толщины стенки	Не более 0,15 % номинальной толщины стенки		При ширине полки до 100 включ. Св. 100	2,0 3,0
						При высоте полки св. 80 до 180 включ. Св. 180 до 360 включ. Св. 360	0,3 % длины 0,15 % длины
Кривизна, %		0,2 % длины		По согласованию изготовителя с потребителем			
* Половые отклонения ограничиваются предельными отклонениями по массе							

Таблиця 5. Сравнение качественных показателей стальных равнополочных уголков с европейскими и международными стандартами

Наименование параметров	ДСТУ 2251-93 (ГОСТ 8509-93)			ISO 657/V:1976		EN 10056-2:1993		
	Размеры	Предельные отклонения, мм	3	Размеры	Предельные отклонения, мм	Размеры	Предельные отклонения, мм	
1	2			4	5	6	7	
Предельные отклонения по ширине полки, мм	От 20 до 45 включ.	± 1,0		До 50 включ.	± 1,0	До 50 включ.	± 1,0	
	От 50 до 90 включ.	± 1,5		Св. 50 до 100 включ.	± 1,5	Св. 50 до 100 включ.	± 2,0	
	От 100 до 150 включ.	± 2,0		Св. 100 до 150 включ.	± 2,0	Св. 100 до 150 включ.	± 3,0	
	От 160 до 200 включ.	± 3,0		Св. 150 до 200 включ.	± 3,0	Св. 150 до 200 включ.	± 4,0	
	От 220 до 250 включ.	± 4,0		-	-	Св. 200	+6,0 -4,0	
Предельные отклонения по толщине полки, мм	При ширине полки:	При толщине полки:		При ширине полки:	При толщине полки:	При толщине полки:		
		до 6 включ.	от 6,5 до 9 включ.					св. 9
	От 20 до 45 включ.	А	В	А	В	А	В	
		+0,2	+0,3	-	-	-	-	± 0,50
		-0,3	-0,4					
	От 50 до 90 включ.	+0,2	+0,3	+0,2	+0,3	+0,3	+0,4	± 0,75
		-0,4	-0,5	-0,5	-0,6	-0,5	-0,6	
	От 100 до 150 включ.	-	-	+0,3	+0,4	+0,3	+0,4	± 1,00
				-0,5	-0,6	-0,6	-0,7	
	От 160 до 200 включ.	-	-	-	-	+0,4	+0,5	± 1,20
			-0,7	-0,8	-0,7	-0,8		
От 220 до 250 включ.	-	-	-	-	+0,4	+0,5	-	
			-0,8	-0,9	-0,8	-0,9		

Окончание таблицы 5

1	2	3	4	5	6	7
		35'				
		По согласованию:				
Отклонение от прямого угла при вершине, не более, мин	При ширине полки: До 50 включ.	1,0	При ширине полки: До 50 включ.	1,0	При ширине полки: До 100 включ.	1,0
	Св. 50 до 100 включ.	2,0	Св. 50 до 100 включ.	2,0	Св. 100 до 150 включ.	1,5
	Св. 100 до 200 включ.	3,0	Св. 100 до 200 включ.	3,0	Св. 150 до 200 включ.	2,0
		-		-	Св. 200	3,0
Кривизна, не более, %		0,4 % длины По требованию 0,2 % длины	При ширине полки: Св. 50 до 150 включ.	0,4 % длины	При ширине полки: До 150 включ.	0,4 % длины
			Св. 150 до 100 включ.	0,25 % длины	Св. 150 до 200 включ.	0,2 % длины
		-		-	Св. 200	0,1 % длины
Предельные отклонения по длине, мм	До 4 м	+ 30	Для всех длин	+100 0		± 50
	Св. 4 м до 6 м включ.	+ 50	Точные До 12 м включ.	+75 0		или
	Св. 6 м	+ 70				+100 0 , где требуется минимальная длина
	По требованию: Св. 4 м до 7 м		Св. 12 м	+ 100		
	Свыше 7 м	+ 40				
		+ 5 мм к допуску на каждый следующий метр длины				

Требования к отклонению от прямого угла в ДСТУ 2251 соответствуют требованиям ISO 657.5 и EN 10056-2. Скручивание во всех рассматриваемых стандартах не допускается.

Предельные отклонения по кривизне ДСТУ 2251 находятся на уровне EN 10056-2 для проката размером до 200 мм включительно и превышают требования ISO 657.5.

Требования к предельным отклонениям по длине углового равнополочного проката в ДСТУ 2251 жестче, чем в ISO 657.5 и EN 10056-2.

Вывод. Таким образом, рассмотренные стандарты на круглый, квадратный прокат, швеллеры, двутавры и равнополочные уголки по основным качественным показателям: размерам, предельным отклонениям по длине, перекоосу полок, прогибу стенки и др.) гармонизируют с требованиями европейских и международных стандартов – EN 10024, EN 10056-2, EN 10059, EN 10060, EN 10279, ISO 657/V, ISO 657-13, ISO 1035/1, ISO 1035-2, ISO 1035/4.

Надійшла до редколегії 25.10.2012

УДК 083.74:621.771

Гармонизация национальных стандартов – перспективное направление повышения качества металлопроката / Пыхтин Я. М., Перетяцько К. Ф., Снимщикова Г. И, Царёва Т. А. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2012. – №46(952). – С. 176-191. – Бібліогр: 15 назв.

У статті розглянуто аналіз вимог вітчизняних, міжнародних та європейських стандартів до сортових і фасонних видів прокату. Наведено порівняння круглого, квадратного прокату, двотаврів, кутиків, швелерів за основними якісними характеристиками (сортаментний ряд, розміри, граничні відхилення за розмірами і довжиною профілю, перекоис полиць, прогин стінки, кривизна).

Ключові слова: стандарт, гармонізація, круглий прокат, квадратний прокат, швелер, кутик, двотавр, граничні відхилення.

Analysis for requirements of native, international and European standards for rolled section and structural shapes. Ones be conducted comparison of round, square rolled metal, double-T-iron, angles, channels according to main quality characteristics (range row, dimension, limit discrepancy of size and profile length, skew of racks, hogging of wall, curvature).

Keywords: standard, harmonization, round rolled metal, square rolled metal, channel, angle, double-T-iron, limit discrepancy.

УДК 621.778

В. А. ХАРИТОНОВ, канд. техн. наук., проф., МГТУ, Магнітогорск
Д. Э. ГАЛЛЯМОВ, аспирант, МГТУ, Магнітогорск

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ СПОСОБОВ ВОЛОЧЕНИЯ СТАЛЬНОЙ ПРОВОЛОКИ

В статье рассмотрены вопросы неравномерности деформации при волочении проволоки в монолитной волоке. Рассмотрены преимущества роликовых волок. Дана оценка эффективности их применения. Расчетные данные подтверждены компьютерным моделированием методом конечных элементов.

Ключевые слова: волочение, монолитная волока, роликовая волока, равномерная и неравномерная деформация.

Введение. Необходимость обеспечения в условиях современного рынка высокой конкурентоспособности стальной проволоки является мощным стимулом совершенствования существующих технологий и развития новых эффективных способов ОМД. Основными задачами в этом направлении являются повышение производительности, качества проволоки и снижение расхода материалов и энергозатрат. Решение этих задач возможно без применения прогрессивных способов обработки металлов давлением.

© В. А. Харитонов, Д. Э., Галлямов 2012

Цель исследования – Определение диаметра проволоки, до которого энергетически выгодно применение монолитных волок. Оценка эффективности применения роликовых волок в сравнении с монолитными волокнами.

Определение эффективных способов волочения. Современное производство стальной проволоки базируется на применении традиционного способа волочения в монолитных волокнах, преимущества которого заключаются в простоте и отлаженности технологического процесса, наличии разнообразного серийно выпускаемого оборудования. Вместе с тем, этот способ волочения имеет ряд существенных недостатков, связанных с неблагоприятными условиями трения на контакте металла и деформирующего инструмента. Следствием является увеличение энергозатрат, необходимость тщательной подготовки поверхности металла к волочению и применения дорогостоящих технологических смазок. Другой недостаток традиционного волочения заключается в неравномерном распределении деформации по сечению проволоки. Дополнительный сдвиг поверхностных слоев проволоки в рабочем конусе волоки способствует их интенсивному деформационному упрочнению. Чем больше дополнительная работа сдвига, тем выше неравномерность деформации. В результате снижается пластичность проволоки, ограничивается число переходов при волочении, величина единичных и суммарных обжатий, повышаются усилие волочения и расход энергии. Потеря пластичности и увеличение неравномерности деформации при волочении растут с увеличением диаметра обрабатываемой проволоки. Это явление, получившее в литературе название масштабного эффекта, обычно связывают с интенсивным раскрытием микротрещин и повышением уровня остаточных напряжений при волочении проволоки больших диаметров. Поэтому необходимо учитывать неравномерность деформации при расчетах маршрутов волочения, для чего требуется способ ее оценки.

Одним из таких способов, получившим распространение за рубежом, является вычисление параметра Δ по формуле:

$$\Delta = \frac{\alpha}{\delta} (1 + \sqrt{1 - \delta})^2$$

где α – полуугол рабочего конуса волоки, рад; δ – единичное обжатие.

Авторы работы [1] предлагают оценивать равномерность деформации по показателю h , характеризующему высоту непроработанной зоны. Деформация считается равномерной при $h = 0$, когда зона растяжения в центральных слоях проволоки отсутствует.

$$h = \frac{d_0 + d_1}{2} - \frac{d_0 - d_1}{2 \operatorname{tg} \alpha}$$

где d_0 и d_1 – начальный и конечный диаметры проволоки, мм; α – полуугол рабочего конуса волоки, град.

Известно, что неравномерность деформации при волочении в значительной степени определяется величиной обжатия и значением рабочего угла волоки. Анализ приведенных формул показывает, что они позволяют рассчитать оптимальные единичные обжатия и рабочие углы волок для любого диаметра проволоки.

Между тем для разработки рациональных маршрутов представляет интерес вопрос, до какого диаметра волочение в монолитных волокнах энергетически выгодно. С этой целью были выполнены расчеты маршрутов волочения проволоки различных диаметров, обеспечивающих равномерную деформацию, оцениваемую по параметру Δ . Маршруты волочения каждого диаметра были рассчитаны по равномерным единичным обжатиям в 4 протяжки. В качестве материала принята патентованная заготовка из стали марки 75. Начальная скорость волочения 2 м/с, КПД двигателя – 0,85. Оценку

маршрутов провели по усилию волочения и мощности. Усилие волочения в монолитных волоках с учетом трения и неравномерности деформации определили из уравнения, приведенного в работе [2]

$$P_{\text{вол}} = F_1 \cdot \Phi_{\text{дон}} \cdot S_T \cdot \ln(F_0/F_1) \cdot (1 + f \cdot \text{ctg} \alpha)$$

где F_0 и F_1 – начальная и конечная площадь поперечного сечения проволоки при каждом обжати; $\Phi_{\text{дон}}$ – коэффициент, учитывающий дополнительную работу пластической деформации сдвига; S_T – среднее значение сопротивления пластической деформации за обжатие, зависящее от величины предшествующей деформации; f – коэффициент трения; α – полуугол рабочего конуса волоки.

Мощность N определяется по формуле

$$N = \frac{P \cdot v}{102 \cdot \eta},$$

где P – усилие волочения, кг; v – скорость волочения, м/с $v_n = v_{n-1} \cdot \mu$;

μ – единичная вытяжка; η – коэффициент полезного действия двигателя.

Варианты расчетов приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Варианты расчета маршрутов волочения и энергосиловые параметры ($\Delta \approx 1$)

Маршрут 1, мм	3,80	3,30	2,89	2,52	2,20
Суммарное обжатие		0,25	0,42	0,56	0,66
Полуугол (α)		4°	4°	4°	4°
Усилие волочения, кг		560	430	360	290
Мощность, кВт		17,04	17,29	19,02	20,21

Продолжение таблицы 1

Маршрут 2, мм	5,00	4,40	3,87	3,40	3,00
Суммарное обжатие		0,23	0,40	0,54	0,64
Полуугол (α)		3°30'	3°30'	3°30'	3°30'
Усилие волочения, кг		830	691	573	462
Мощность, кВт		24,7	26,6	28,6	29,7
Маршрут 3, мм	6,50	5,76	5,10	4,52	4,00
Суммарное обжатие		0,21	0,38	0,52	0,62
Полуугол (α)		3°30'	3°30'	3°30'	3°30'
Усилие волочения, кг		1480	1240	1030	870
Мощность, кВт		43,5	46,5	49,1	52,7
Маршрут 4, мм	9,00	7,77	6,70	5,79	5,00
Суммарное обжатие		0,25	0,45	0,59	0,69
Полуугол		4°	4°	4°	4°
Усилие волочения, кг		2830	2280	1810	1460
Мощность, кВт		87,5	94,9	100,8	108,9
Маршрут 5, мм	11,00	9,45	8,12	6,98	6,00
Суммарное обжатие		0,26	0,46	0,60	0,70
Полуугол		4°	4°	4°	4°
Усилие волочения, кг		4310	3430	2730	2170
Мощность, кВт		134,7	145,2	156,2	168,5
Маршрут 6, мм	14,00	12,17	10,58	9,20	8,00
Суммарное обжатие		0,24	0,43	0,57	0,67

Полуугол		4°	4°	4°	4°
Усилие волочения, кг		6030	4890	3960	3210
Мощность, кВт		184,2	197,4	211,4	226,7

На рисунке 1 показано распределение усилия волочения и мощности по блокам волочильной машины для различных диаметров заготовок.

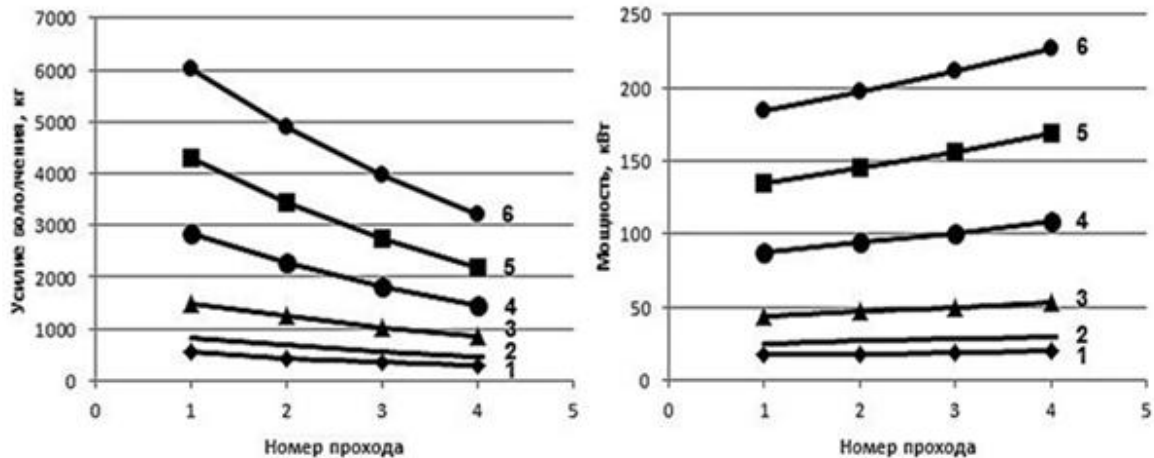


Рис. 1– Изменение усилия волочения и мощности от числа проходов и диаметра проволоки при волочении в монолитных волокнах (1,2,3,4,5,6 – номера маршрутов)

Анализ рассмотренных маршрутов волочения показывает, что наименьшие энергозатраты обеспечиваются при волочении в монолитных волокнах проволоки диаметром менее 4,0 мм. С увеличением диаметра протягиваемой проволоки усилие волочения резко возрастает (кривые 4, 5 и 6), т.е. для волочения проволоки больших диаметров при условии равномерности деформации рационально использовать менее энергозатратные способы деформирования.

Перспективным способом волочения проволоки больших диаметров является протяжка ее через роликовые волокна. По сравнению с традиционным волочением в роликовых волокнах заметно уменьшаются силы внешнего трения между металлом и подвижными деталями волокна – роликами. Поэтому волочение в роликовых волокнах характеризуется снижением усилия волочения и энергопотребления. При этом отпадает необходимость в дорогих смазках и смазконосителях высокого качества, достаточно использовать дешевые охлаждающие реагенты в виде водно-масляных эмульсий. Проволока, протянутая через роликовые волокна, обладает более равномерным распределением твердости по поперечному сечению, низким уровнем остаточных напряжений и большим ресурсом запаса пластичности. В настоящее время роликовые волокна достаточно широко применяются для волочения арматурной проволоки и труднодеформируемых сплавов.

Для оценки эффективности их применения в сравнении с монолитными волокнами выполнен расчет силовых условий волочения круглой проволоки. В основу расчетов положена методика, изложенная в работе [2].

Усилие протяжки в роликовой волоке рассчитывали по формуле:

$$P_{0\text{рол}} = F_1 \cdot \Phi_{\text{дон}}^* \cdot \bar{S}_T \cdot \ln(F_0/F_1) \cdot (1 + f^* \cdot \text{ctg} \bar{\alpha})$$

где $P_{0\text{рол}}$ – усилие протяжки через роликовые волокна; $\bar{\alpha}$ – приведенный угол роликовой волокна; $\Phi_{\text{дон}}^*$ – коэффициент, учитывающий дополнительную работу пластической деформации сдвига при волочении в роликах; f^* – коэффициент трения в роликовой волоке.

Величина $\Phi_{дон}^*$, зависящая от геометрии зоны деформации, рассчитывалась по формуле

$$\Phi_{дон}^*(\Phi_{дон}^*) \approx 1 + 0,12(\Delta - 1)$$

Параметр Δ при протяжке круглой проволоки в роликах определили по формуле

$$\Delta = \sqrt{\frac{d_0}{4R\delta}} \cdot (2 - \delta)$$

где d_0 – диаметр заготовки на входе в ролики; R – радиус ролика

Приведенный средний угол $\bar{\alpha}$ для каждого прохода обжатия вычислили по уравнению:

$$\bar{\alpha} = \arcsin \frac{1}{2} \left[\frac{\sqrt{R(d_0 - h_1)}}{2D} + \frac{\sqrt{R(b_1 - d_1)}}{2D} \right]$$

где D и R – диаметр и радиус ролика в проходе обжатия; d_0 – начальный диаметр проволоки; d_1 – ее конечный диаметр; h_1 – высота ее промежуточного сечения; b_1 – ее ширина.

Коэффициент трения при волочении в роликовых волоках рассчитали как

$$f^* = A^* f$$

где

$$A^* = \frac{\mu - 1}{2(\mu + 1)}$$

Упрочнение патентованной проволоки рассчитывали по формуле

$$\sigma_B = \sigma_n \left(\frac{D}{d} \right)^{0.5}$$

где σ_n и σ_B – соответственно временное сопротивление разрыву патентованной заготовки и холоднотянутой проволоки; D и d – соответственно диаметр заготовки и проволоки.

Коэффициент запаса определяли по следующему выражению

$$K_3 = \frac{\sigma_B}{\sigma_{вол}} \geq 1,4 \div 2,3$$

где σ_B – временное сопротивление разрыву проволоки после волочения; $\sigma_{вол}$ – напряжение волочения.

Напряжение волочения рассчитывали как отношение усилия волочения к площади поперечного сечения проволоки

$$\sigma_{вол} = \frac{P}{F_{np}}$$

Расчет волочения в монолитной волоке выполнен из условия минимального коэффициента запаса прочности, т.е. когда велика вероятность обрывности проволоки. Эти же условия были приняты для случая волочения в роликовой волоке.

Для расчета были приняты следующие характеристики материала и процесса: заготовка – патентованная катанка диаметром 16,0 мм из стали марки 70 и временным сопротивлением 980 Н/мм² (100 кг/мм²); коэффициент трения 0,08. Для волочения в ро-

ликовой кассете приняты ролики радиусом 100 мм. Роликовая волока представляет собой две роликовые клетки, объединенные в одном корпусе.

Результаты расчетов приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Характеристики волочения в монолитных и роликовых волоках

Параметры	Начальные условия	Монолитная волока	Роликовая волока	
			Клеть 1	Клеть 2
Диаметр проволоки, мм	16,00	13,50	13,50	
Обжатие		0,29	0,29	
Вытяжка (μ)		1,40	1,40	
Полуугол (α), град		2,5	1,2	1,03
Коэффициент трения (f)		0,08	0,004	0,003
Степень неравномерности (Δ)		0,51	0,88	0,95
$\Phi_{доп}$		0,94	0,99	0,99
Площадь F , мм ²	201,06	143,1	166,1	143,1
σ_B		109	105	109
Усилие волочения, т		13,55	6,41	
Напряжение волочения		94,66	44,78	
σ_{B0} (кг/мм ²)	100	-	-	
Коэф-т зап. прочности		1,10	2,39	
Скорость начальная, м/с		2	2	
КПД		0,85	0,85	
Мощность, кВт		439,03	207,6	

Выполненные расчеты показывают, что наилучшие условия волочения, обеспечивающие равномерность деформации при минимальном усилии волочения, могут быть созданы при волочении в роликовых волоках. Проволока, изготовленная в роликовых волоках, имеет более высокий коэффициент запаса прочности. Уменьшение сил трения на контактной поверхности и усилия волочения способствуют снижению энергозатрат.

Для подтверждения полученных расчетных данных было выполнено компьютерное моделирование методом конечных элементов в программном комплексе DEFORM-3D. При моделировании были приняты следующие допущения: рассматриваемый процесс является симметричным, изотермическим; волоки, валки и тянущие шайбы несжимаемые; материал проволоки считается однородным, изотропным; деформируемая среда – пластическая.

Анализ результатов показал, что при протяжке в роликовой волоке наблюдается проработка по сечению проволоки и снижение доли растягивающих напряжений.

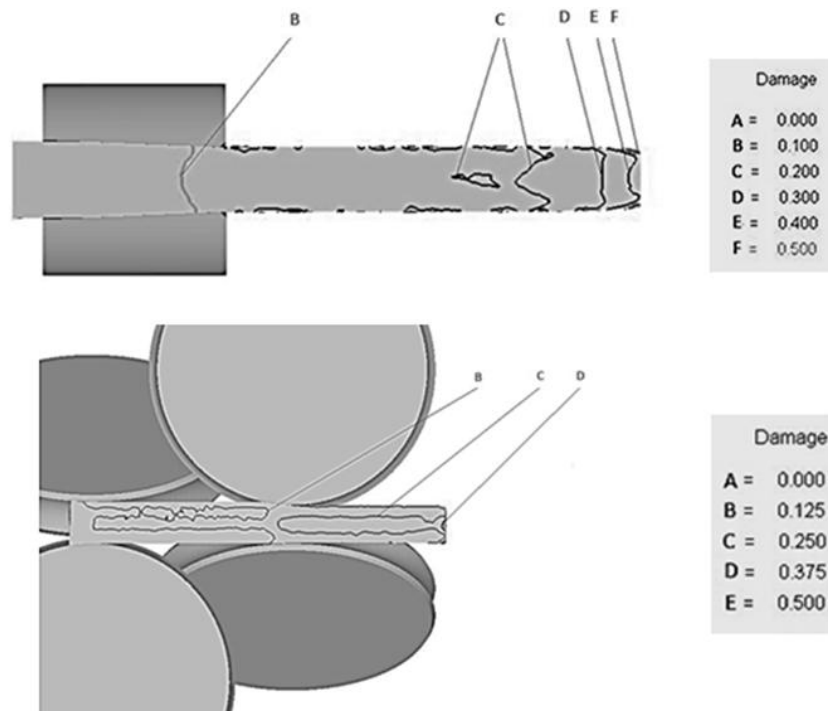


Рис. 2. – Значення критерія Cockcroft-Latham при волоченні в монолітній (а) волоке и роликової волоке (б)

Результати розрахунку в програмному комплексі DEFORM – 3D критерія обривності Cockcroft-Latham показали високу ймовірність обриву проволочки при волоченні в монолітній волоке (рис.2). При волоченні в роликових волоках ймовірність обривів значительно нижче, проволочка зберігає високий коефіцієнт запасу міцності.

Висновок. Приведені дослідження доводять високу ефективність застосування роликових волок при волоченні сталевих проволочок різного призначення. Їх використання для волочення проволочки, зокрема, проволочки більших діаметрів дозволяє покращити техніко-економічні показники волочення і є одним з перспективних способів підвищення її якості і конкурентоспроможності.

Список літератури: 1. Харитонов В.А., Манякин А.Ю., Чукин М.В. и др. Совершенствование режимов деформации и инструмента при волочении круглой проволоки. Монография. Магнитогорск. Изд-во Магнитогорск. гос.техн.ун-та им. Г.И.Носова, 2011. 174с. 2. Битков В.В. Технология и машины для производства проволоки. Екатеринбург. УрОРАН. 2004г. с.343

Поступила до редколегії 23.10.2012

УДК 621.778

Дослідження ефективності способів волочіння сталевих дротів / Харитонов В.А., Галлямов Д.Е. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях.-Харків: НТУ «ХП». - 2012. – № 46(952).-С.193-197. - Бібліогр.: 2 назв.

У статті розглянуті питання нерівномірності деформації при волочінні дротів в монолітній волоці. Розглянуто переваги роликових волок. Дана оцінка ефективності їх застосування. Розрахункові дані підтверджені комп'ютерним моделюванням методом кінцевих елементів.

Ключові слова: Волочіння, монолітна волока, роликова волока, рівномірна і нерівномірна деформація.

In article are considered questions of the homogeneous deformation in the process of drawing wire in a wire die. The article discusses the advantages of roller die. Estimation of efficiency of their application. Calculated data are confirmed by computer simulation by the method of finite elements.

Keywords: drawing, wire die, roller die, Homogenous and inhomogeneous deformation.

УДК 621.771.011

В. А. ХАРИТОНОВ, канд. техн. наук, проф., МГТУ им. Г.И. Носова, Магнитогорск
И. В. ТАРАНИН, аспирант, МГТУ им. Г.И. Носова, Магнитогорск

ВЛИЯНИЕ КАЛИБРОВКИ ВАЛКОВ НА НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПРОКАТКЕ КАТАНКИ

В статье проанализировано напряженное состояние металла в очаге деформации при горячей прокатке катанки на основе моделирования методом конечных элементов в среде программного комплекса "DEFORM-3D". Проведен сравнительный анализ известных двух- и многовалковых систем калибров. Выявлены факторы калибровки валков, определяющие величину и характер распределения продольных растягивающих напряжений в очаге деформации.

Ключевые слова: напряженное состояние, катанка, метод конечных элементов, калибровка валков

Введение. Одним из основных элементов технологии производства катанки является калибровка валков, особенности которой во многом определяют эффективность производства проката и его качественные показатели. Долгое время подход к проектированию систем калибров при горячей прокатке катанки основывался на решении задач, связанных с обеспечением требуемой точности геометрических размеров, стабильности процесса непрерывной прокатки, обеспечения необходимой вытяжной способности калибров при максимально возможной плавности формоизменения. Благодаря развитию оборудования прокатных станов большинство этих задач на сегодняшний день успешно решены. Дальнейшее повышение эффективности производства катанки, с точки зрения совершенствования калибровок валков, должно идти по направлению развития таких систем калибров, которые позволяли бы достигать оптимального уровня механических свойств проката с учетом температурно-скоростных условий деформации катанки в заключительных проходах на современных высокоскоростных проволочных станах. Для этого необходим принципиально новый подход к проектированию калибровок валков, на основе которого помимо традиционных критериев рациональности калибровки [1], учитывалось бы напряженно-деформированное состояние (НДС) металла в очаге деформации.

Содержание работы. Изучению напряженного состояния при прокатке в гладких и калиброванных валках посвящено множество работ. Так общеизвестно влияние фактора формы очага деформации, который представляет собой отношение длины дуги захвата к средней толщине полосы l_d/H_{cp} , а также угла захвата α на напряженное состояние при прокатке. При определенных значениях l_d/H_{cp} и α , соответствующих «высокому» очагу, в осевой зоне прокатываемого металла действуют продольные растягивающие напряжения, величина которых может превышать предел текучести материала и приводить к зарождению трещин и разрушению металла при прокатке [2].

Прокатка в калибрах характеризуется более сложным напряженным и деформированным состоянием ввиду характера течения металла при неравномерной деформации. Авторами [3] приведены результаты исследований напряженно-деформированного состояния при пластической деформации в вытяжных системах двухвалковых калибров на основе поляризационно-оптического метода. Показано, что в процессе прокатки на разных этапах формоизменения полосы в очаге деформации напряженное состояние неравномерно. Неравномерное деформированное состояние, контактные условия и свойства материала приводят к возникновению в объеме деформируемого металла продольных растягивающих напряжений в осевой зоне в сечениях входа в геометрический очаг де-

© Харитонов В.А., Таранин И.В., 2012

формации и на расстоянии до 10 % его длины. Также продольные растягивающие напряжения действуют на боковых внеконтактных зонах в зоне разъемов калибра практически по всей длине очага деформации.

В работах [4,5] приведены результаты экспериментальных исследований деформированного состояния металла в процессе прокатки в многовалковых системах калибров. Показано, что несмотря на присущие данному способу преимущества, прокатка металла осуществляется в условиях неравномерной деформации по сечению полосы и длине очага деформации, что является причиной соответствующего неравномерного напряженного состояния и возможного развития растягивающих напряжений.

Целью данной работы является изучение НДС в очаге деформации при прокатке катанки в условиях, характерных для заключительных проходов в чистовых блоках проволочных станов, а также проведение сравнительного анализа известных систем калибров и выявление значимых элементов калибровки, влияющих на напряженное состояние в очаге деформации.

В качестве метода исследования использовался метод конечных элементов, реализованный в программном комплексе «DEFORM-3D». Моделировались различные задачи горячей прокатки катанки в двух- и многовалковых системах калибров по схемам: овал-круг, плоский овал-круг, невыполненный треугольник-круг, стрельчатый треугольник-круг, вогнутый треугольник-круг, квадрат-круг (рисунок 1).

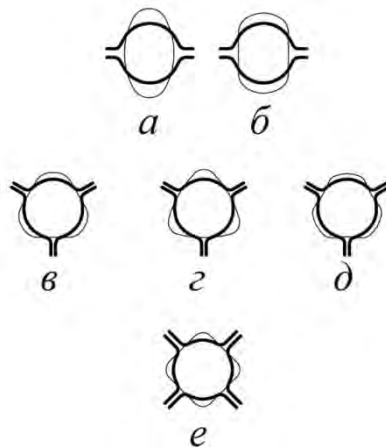


Рис. 1. – Схемы прокатки катанки:

a – овал-круг; *б* – плоский овал-круг; *в* – невыполненный треугольник-круг; *г* – стрельчатый треугольник-круг; *д* – вогнутый треугольник-круг; *е* – квадрат-круг

При постановке задач были приняты следующие допущения: рассматриваемый процесс является симметричным; рабочий инструмент рассматривался как абсолютно жесткое тело с постоянной температурой; прокатываемый материал считается однородным, изотропным; деформируемая среда – вязкопластическая. Трение описывалось по закону Зибеля (Shear) [6]. Показатель трения во всех случаях задавался постоянным и равным 0,4. В качестве деформируемой среды использовался материал из стандартной библиотеки DEFORM: сталь AISI-1045 (Machining), для которого определена зависимость сопротивления деформации от значения скорости деформации в интервале от 1 до 500000 1/с. Во всех задачах исходный размер полосы задавался таким образом, чтобы обеспечивалось оптимальное заполнение калибров, конечный диаметр катанки составлял 5,5-5,6 мм. Коэффициент вытяжки подбирался в пределах 1,22-1,28. Ввиду симметрии процесса рассматривалась 1/4 модель очага деформации для двухвалковых систем калибров, 1/6 – для трехвалковых и 1/8 – для четырехвалковых. Подобная дискретизация на симметричные сектора существенно упрощает и ускоряет расчет. Начальная температура деформации принималась для всех задач равномерно распределённой по сечению заго-

товки и равной 900 °С. Диаметр валков – 175 мм. Частота вращения валков–14700 об/мин, что соответствовало конечной скорости прокатки 134-137 м/с.

В результате моделирования получены характерные поля действующих продольных напряжений σ_{xx} в объеме прокатываемого по различным схемам металла. На рисунке 2 представлено распределение продольных напряжений в продольно-вертикальной плоскости XOY, а также в приконтактных слоях прокатываемой заготовки.

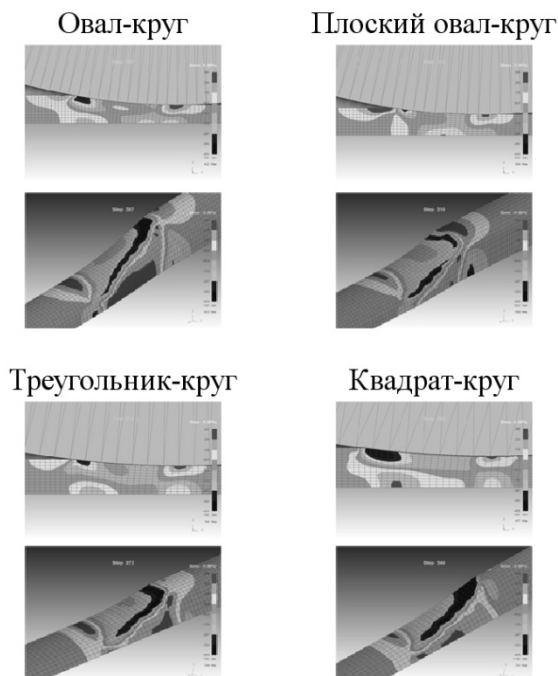


Рис. 2. – Распределение продольных напряжений σ_{xx}

Полученные результаты свидетельствуют о неравномерном характере напряженно-го состояния при прокатке по всем рассмотренным схемам. Помимо сжимающих напряжений в очаге деформации, а также во внеконтактных областях действуют большие по значению растягивающие напряжения. Полученный характер распределения напряжений в основном объеме очага деформации сопоставим с экспериментальными данными [3]. При этом полученные для различных схем результаты позволяют выявить более полную картину действия внеконтактных напряжений. Так в объеме прокатываемого металла можно выделить четыре зоны действия продольных растягивающих напряжений σ_{xx} :

- осевая зона на протяжении от входа до 0,1...0,8 длины очага деформации (в зависимости от схемы прокатки);
- внеконтактная зона на входе в очаг деформации;
- внеконтактная зона на выходе из очага деформации;
- внеконтактная зона по кромкам полосы в разъеме калибра.

Действие растягивающих напряжений в тех или иных объемах прокатываемого металла определяется различными технологическими факторами и особенностями течения металла. Во многом это зависит от контактных условий, площади и формы контактной поверхности прокатываемой заготовки и валка. Действие растягивающих напряжений во внеконтактных областях на боковой поверхности раската является общеизвестным фактом, при этом величина данных напряжений зависит от степени «охвата» металла валками. Действие растягивающих напряжений в осевой зоне при прокатке в калибрах – известный, но при этом малоизученный факт. Следует отметить, что осевые растягивающие напряжения могут оказывать существенное влияние на свойства катанки и технологичность ее переработки при волочении, поскольку именно в центральной зоне металла

при волочении действует наиболее неблагоприятная схема напряженного состояния.

В таблице 1 представлены обобщенные данные о напряженном состоянии в очаге деформации при прокатке по рассмотренным двух- и многовалковыми схемам. Как видно из таблицы, многовалковые системы характеризуются наиболее высокими осевыми растягивающими напряжениями. Наименьшие напряжения в осевой зоне действуют при прокатке по схеме плоский овал-круг. При этом для систем плоский овал-круг и вогнутый треугольник-круг характерны высокие значения продольных напряжений во входной внеконтактной зоне очага деформации. Традиционно применяемая при прокатке катанки схема овал-круг характеризуется наиболее высокими напряжениями, действующими в приконтактных слоях металла в выходной зоне и на боковой поверхности в разъеме калибра. Также довольно высоки напряжения, действующие в осевой зоне и в приконтактном слое металла на входе в очаг деформации.

Таблица 1. – Данные о напряженном состоянии в очаге деформации при прокатке

Схема прокатки	Коэффициент вытяжки μ	Максимальные напряжения σ_{xx} , МПа			
		Осевая зона	Внеконтактная зона		
			Входная	Выходная	Разъем
Овал-круг	1,25	152	225	330	322
Плоский овал-круг	1,28	59	390	251	214
Невыполненный треугольник-круг	1,24	191	123	260	234
Вогнутый треугольник-круг	1,22	179	335	212	180
Стрельчатый треугольник-круг	1,27	238	20	228	279
Квадрат-круг	1,22	220	25	230	234

На рисунке 3 представлено напряженное и деформированное состояние металла в различных поперечных сечениях очага деформации на примере прокатки по схеме овал-круг.

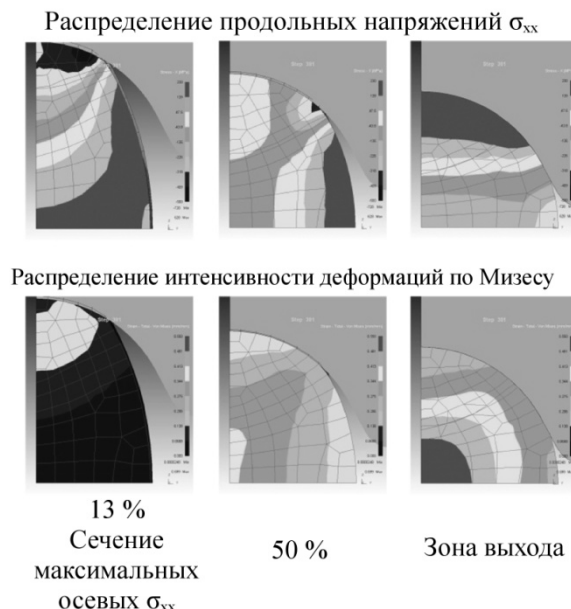


Рис. 3. – Напряженно-деформированное состояние в различных сечениях очага деформации при прокатке по схеме овал-круг

Обобщая полученные результаты, можно сделать следующие выводы о влиянии схемы деформирования на развитие растягивающих напряжений в различных объемах прокатываемого металла:

1. Действие осевых продольных растягивающих напряжений обусловлено неравномерным деформированным состоянием в металле на расстоянии 10-15 % от входа в очаг деформации. В данных сечениях заготовки деформация локализована в приконтактных слоях металла (рис. 3). При этом, чем больше степень заполнения предыдущего по ходу калибра, характеризующая площадь контакта металла с валком на данном этапе формоизменения, тем больше локализация деформации и выше возникающие продольные растягивающие напряжения в центре раската (характерные схемы: овал-круг, стрелчатый треугольник-круг, квадрат-круг).

Более высокие значения осевых растягивающих напряжений для многовалковых систем объясняются схемой деформирования металла, при которой при всесторонней деформации приконтактных слоев возникает соответствующее отставание слоев металла в осевой зоне. При этом также, чем больше степень заполнения предыдущего по ходу калибра, тем выше напряжения в центре (схемы квадрат-круг, стрелчатый треугольник-круг).

2. Величина напряжений, действующих во внеконтактных зонах в разъеме калибра, зависит от соотношения исходной ширины полосы и калибра («степень охвата металла валками»). Чем меньше площадь неконтактной поверхности полосы с калибром, тем меньше соответствующие растягивающие напряжения.

3. Продольные напряжения в приконтактных слоях металла выходной зоны очага деформации определяются опережением при прокатке, при этом, чем выше степень деформации центральных слоев на выходе, тем сильнее отстают приконтактные слои, в которых соответственно возникают продольные растягивающие напряжения (характерная схема: овал-круг).

4. Напряжения, действующие во внеконтактной зоне на входе в очаг деформации, так же, как и на выходе определяются влиянием внешнего трения со стороны инструмента. При этом величина данных напряжений зависит от площади контакта металла с валком в сечении входа в очаг деформации. Чем больше контактная площадь в данном сечении, тем выше по значению продольные растягивающие напряжения в данной зоне (характерные схемы: плоский овал-круг, вогнутый треугольник-круг).

Выводы. На основе конечно-элементного моделирования изучено напряженное состояние при горячей прокатке круглой катанки в двух- и многовалковых системах калибров в условиях, характерных для заключительных проходов в чистовых блоках проволочных станов.

Установлено, что характер распределения напряжений в очаге деформации существенно зависит от формы и площади контактной поверхности, которая определяется формой задаваемого сечения и калибра. Так по результатам моделирования прокатка катанки по традиционно применяемой схеме овал-круг характеризуется наиболее высокими продольными растягивающими напряжениями, действующими во внеконтактных зонах по разъему калибра и в зоне выхода из очага деформации в приконтактных слоях металла, а также довольно высокими напряжениями в осевой зоне.

Результаты моделирования прокатки по схеме плоский овал-круг показали, что действие осевых растягивающих напряжений можно минимизировать, а также существенно снизить напряжения во внеконтактных зонах в разъеме калибра и в зоне выхода из очага деформации.

При прокатке в многовалковых системах калибров в осевой зоне прокатываемого металла в виду всестороннего обжатия действуют высокие продольные растягивающие напряжения, величина которых зависит от степени заполнения предыдущего по ходу прокатки калибра, характеризующую площадь контакта металла с калибром на данном этапе формоизменения. При этом чем меньше данная контактная площадь, тем выше на-

пряжения в центре и ниже на поверхности во внеконтактной области на входе в очаг деформации. При многовалковой прокатке существенную роль играет большая площадь контактной поверхности на протяжении всего очага деформации, что снижает величину действующих растягивающих внеконтактных напряжений.

Полученные результаты могут быть полезны при проектировании новых более эффективных систем калибров и разработке нетрадиционного подхода к проектированию калибровок валков проволочных станков с учетом НДС в очаге деформации.

Список литературы: 1. Смирнов В.К., Шилов В.А., Инарович Ю.В. Калибровка прокатных валков: Учебное пособие для вузов. – М.: Теплотехник. - 2008. - 490 с. 2. Филиппов Э.Л., Клименко В.М. Изучение напряжений при прокатке высоких полос в гладких валках // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия №4. - 1973. - С 105-108. 3. Эффективность деформации сортовых профилей / Тулупов С.А., Гун Г.С., Онискив В.Д., Курдюмова В.А., Радюкевич К.Л. - М.: Металлургия. - 1990. - 280 с. 4. Деформация металла в многовалковых калибрах / Поляков М.Г., Никифоров Б.А., Гун Г.С. - М.: Металлургия. - 1979. - 240 с. 5. Прокатка малопластичных металлов с многосторонним обжатием: Учебное пособие для вузов / Барков Л.А., Выдрин В.Н., Пастухов В.В., Чернышев В.Н. - Челябинск: Металлургия, Челябинское отделение. - 1988. - 304 с. 6. Колмогоров В.Л. Механика ОМД. - М.: Металлургия. - 1986. - 687 с.

Надійшла до редколегії 22.10.2012

УДК 621.771.011

Влияние калибровки валков на напряженное состояние в очаге деформации при прокатке катанки/ Харитонов В.А., Таранин И.В. Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. - Харків: НТУ «ХПІ». - 2012. - № 46(952). - С.198-203.– Бібліогр.: 6 назв.

У статті проаналізовано напружений стан металу в осередку деформації при гарячій прокатці катанки на основі моделювання методом кінцевих елементів в середовищі програмного комплексу "DEFORM-3D". Проведено порівняльний аналіз відомих двох- і багатовалкових систем калібрів. Виявлено фактори калібрування валків, що визначають величину і характер розподілу поздовжніх розтягуючих напруг у вогнищі деформації.

In article are analyzed stress conditions of metal in deformation zone at the hot rolling of rod using finite element method by means computer simulation in program system "DEFORM-3D". The known systems of calibers are analyzed and compared. The features of roll pass design, which influence to the magnitude and distribution of the longitudinal tensile stresses in the deformation zone are determined.

УДК 621.77.014

А. В. ГРУШКО, канд. техн. наук, доц., ВНТУ, Вінниця

Т. И. МОЛОДЕЦКАЯ, аспирант, ВНТУ, Вінниця

Р. С. ТКАЧЕНКО, преп. науч.-метод. отдела, ВВПУ ЛГУБЖ, Вінниця

А. В. ГУЦАЛЮК, магистрант, ВНТУ, Вінниця

ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ В УСЛОВИЯХ ПОПЕРЕЧНОГО ИЗГИБА ТОЛСТОЛИСТОВОЙ ШИРОКОЙ ЗАГОТОВКИ

Исследовано деформированное состояние заготовки при поперечном изгибе с использованием метода конечных элементов. Выявлены четыре характерных стадии изгиба, что свидетельствуют о нестационарности процесса гибки. Установлено, что наиболее управляемый технологический фактор, с точки зрения уменьшения деформации, является плечо деформаций. Результаты моделирования методом конечных элементов проверяли исследованием трехточечного изгиба широкой заготовки.

Ключевые слова: деформированное состояние, метод конечных элементов, поперечный изгиб, кривая течения.

Експериментально-теоретическому аналізу теорії изгиба посвящен достаточно широкий пласт научных исследований. Основной предпосылкой при таком анализе является гипотеза плоских нормалей, ставящая в однозначную зависимость продольные де-

формации с радиусом изгиба [1]. Данная гипотеза хорошо подтверждается экспериментом при гибке заготовок моментом или усилием при больших плечах по отношению к

© А. В. Грушко, Т. И. Молодецкая, Р. С. Ткаченко, А. В. Гупалюк, 2012

толщине заготовки. Однако, при гибке усилием на малые радиусы и при плечах усилия, соизмеримыми с толщиной стенки заготовки (толстолистовая гибка, штамповка) наблюдается невыполнение данной гипотезы, что может привести к существенной погрешности при расчетах напряженно-деформированного состояния и, как следствие, к технологическим отказам в виде трещин и нарушения предполагаемой геометрии заготовок.

При выполнении гипотезы плоских сечений радиусы нейтральной поверхности деформаций и напряжений для упрочняющегося материала равны [2-4]

$$\rho_{0\varepsilon} = \sqrt{\frac{R^2 + r^2}{2}}, \quad \rho_{0\sigma} = \sqrt{Rr}.$$

В результате, продольные логарифмические деформации на внешней поверхности, в вершине изгиба, с учетом гипотезы плоских сечений

$$e_{\theta R} = \ln \frac{R \cdot d\theta}{\rho_{0\varepsilon} \cdot d\theta} = \ln \frac{R}{\sqrt{\frac{R^2 + r^2}{2}}}.$$

При плоском деформированном состоянии, с учетом условия несжимаемости $e_1 = -e_3, e_2 = 0$, тогда интенсивность накопленных деформаций составит $e_i = 0,15e_1$ или $e_i = e_{iR} = 0,15e_{\theta R}$.

При изгибе, в процессе формоизменения уменьшается толщина стенки заготовки s , что становится существенным при малых радиусах изгиба (коэффициент утонения стенки $k_s = s / s_0$ может достигать 0,7 и менее). В результате радиус внешней поверхности в процессе изгиба будет определяться через радиус внутренней поверхности

$$R \approx r + s \text{ и, при } r = R_1 \rightarrow R \approx R_1 + s_0 k_s,$$

где k_s - коэффициент утонения стенки $k_s = s / s_0$.

Следовательно, при выполнении гипотезы плоских сечений можно приблизительно оценить продольные деформации в вершине изгиба, по которым, в большинстве случаев и оценивается деформируемость заготовки

$$e_{\theta R} = \ln \frac{R \cdot d\theta}{\rho_{0\varepsilon} \cdot d\theta} \approx \ln \frac{R_1 + s_0 k_s}{\sqrt{\frac{(R_1 + s_0 k_s)^2 + r^2}{2}}}. \quad (1)$$

Сложность непосредственного использования данной зависимости состоит в неопределенности коэффициента k_s , зависящего от относительного радиуса и угла гибки. Кроме этого внешний радиус лишь приближенно равен $R \approx r_o + s_0 k_s$, поскольку формируется в результате пластического течения металла при приближенности гипотезы плоских сечений.

Гораздо стабильнее результаты расчета величины продольных деформаций, если известен внешний радиус поверхности заготовки, которая свободна от контактных напряжений, тогда

$$e_{\theta R} = \ln \frac{R}{\sqrt{\frac{R^2 + (R - s_0 k_s)^2}{2}}} \quad (2)$$

Однако, как показывают результаты исследований [5] при малых плечах деформаций формулы (1) и (2) дают существенно различные результаты, которые могут отличаться от действительных более чем в 2 раза в сторону занижения. Кроме того, деформации и их распределение существенно зависят от плеча и угла гибки, что вышеприведенные зависимости не учитывают.

Целью работы является анализ деформированного состояния толстолистовой широкой заготовки при поперечном изгибе.

В дальнейшем, рассмотрим простейший вариант гибки - трехточечный изгиб широкой заготовки, ограничиваясь, таким образом, плоским деформированным состоянием [6]. Основные параметры и схема заготовки показаны на рис 1.

Зададимся постоянным для всех случаев моделирования соотношением $s_0 = 2R_2 = 20$ мм. Радиус оправки R_1 будем варьировать в пределах $0,2 s_0$ до $1 s_0$ (4...20 мм). Плечо деформирующей силы L будем варьировать от минимально возможного, позволяющего заготовке изгибаться на угол догибки в $\alpha = 90^\circ$, т.е. $L_{min} = s + R_1 + R_2$, до максимального, когда влиянием касательных напряжений от поперечной силы можно пренебречь и выполняется гипотеза плоских сечений - по результатам моделирования $L_{max} \approx 4,5s$. Таким образом $0,2 \leq \bar{R} \leq 1$; $1,7 \leq \bar{L} \leq 5$, где $\bar{R}_1 = R_1 / s_0$, $\bar{L} = L / s_0$ - относительные радиусы оправки и плеча деформирующей силы.

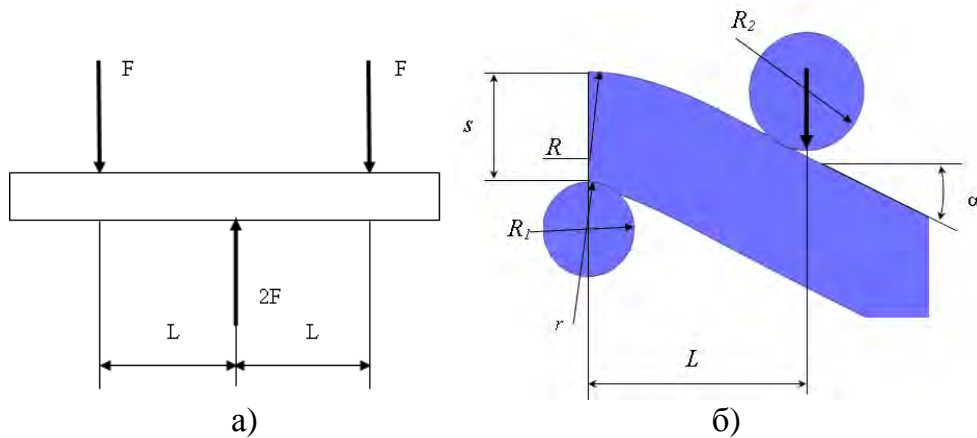
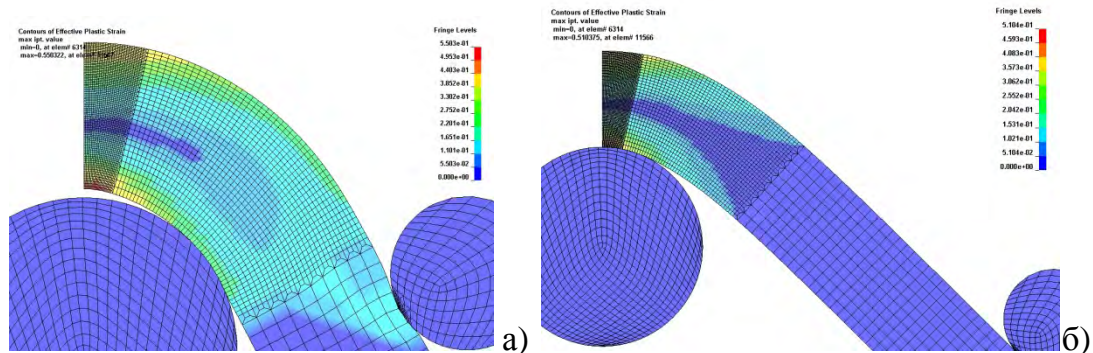
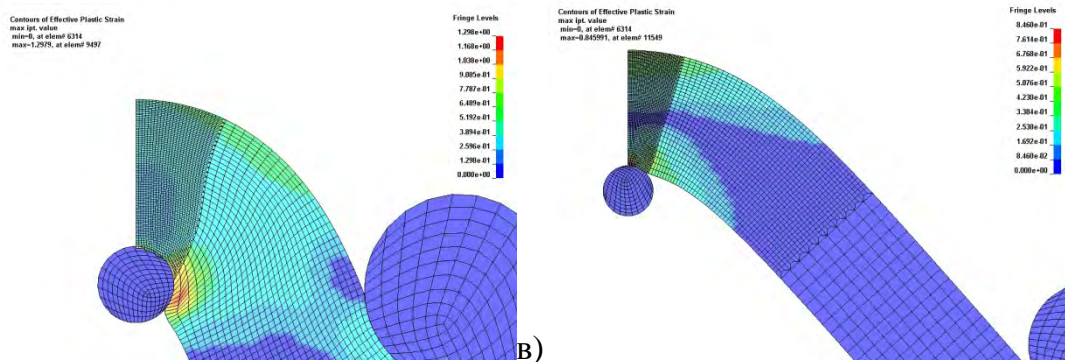


Рис. 1 – Схема трехточечного изгиба широкой заготовки:
а - расчетная схема; б - заготовка





а) $\bar{R}_1 = 1, \bar{L} = 2,5$; б) $\bar{R}_1 = 1, \bar{L} = 4,5$; в) $\bar{R}_1 = 0,2, \bar{L} = 1,7$; г) $\bar{R}_1 = 0,2, \bar{L} = 4,2$

Рис. 2 – Распределение интенсивности деформаций, полученное моделированием изгиба методом конечных элементов при различных геометрических соотношениях:

При изгибе толстых листов образуется обширный очаг неравномерной деформации, изменяющий свои качественные характеристики в процессе формообразования.

Сложности теоретического анализа ставят задачу в разряд трудноразрешимых как в напряжениях так и деформациях. Отметим основные из них:

а) Выбор системы координат. В вершине угла гибки, в области, близкой к плоскости симметрии поперечные сечения практически не искривляются, что дает предпосылки к использованию цилиндрической системы координат. При некотором удалении от плоскости симметрии сечения искривляются за счет касательных напряжений, направление которых ориентировано по поперечной силе при отсутствии изгибающего момента. Для удобства такого анализа следовало бы воспользоваться декартовой системой координат. В результате заготовка в процессе формообразования имеет переменные радиусы кривизны по очагу деформаций и различную степень искривления поперечных рисок (см. рис. 2).

б) Нестационарность процесса. За счет упрочняемости очаг деформаций практически на протяжении всего процесса находится в пластическом состоянии и переходит в стационарную стадию при углах загиба заготовки более 50 градусов (иногда до 80-90), смещаясь по радиусу гибки. Причем большие плечи гибки соответствуют большим углам перехода в стационарное состояние. Т.е. гибка происходит преимущественно в нестационарных условиях.

в) Интегрируемость дифференциальных уравнений. Совместное решение уравнений равновесия с условиями пластичности в квадратурах практически сложно разрешимо, и на сегодняшний день пока не найдено, что вызывает необходимость использования экспериментально-расчетных и численных методов.

Условия равновесия [2]

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0$$

$$\frac{\partial \tau_{\theta r}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{2\tau_{r\theta}}{r} = 0$$

Условие пластичности с упрочнением по степенному закону $\sigma_i = A e_i^n$

г) Немонотонность деформации. При изменяющемся радиусе изгиба радиус нейтральной поверхности деформаций и напряжений не совпадают, перемещаясь к внутренней поверхности изгиба заготовки. Появляется зона немонотонной деформации, для кор-

ректного описания которой следовало бы пользоваться теориями кинематического упрочнения материала Бакхауза или Ильюшина [7], что еще больше усложняет теоретический анализ.

Отметим, что практической стороны наиболее важным является не получение полей напряжений и деформаций по всему очагу деформаций, а оценка максимальных деформаций в опасной, с точки зрения разрушения, зоне. Эта зона находится в вершине изгиба заготовки, в плоскости симметрии. [5]. Показатель жесткости напряженного состояния (по Бабичкову [8]) в этой области практически постоянен и равен $\eta = 3\sigma_0 / \sigma_i = 1,73$, вне зависимости от геометрических параметров гибки. Таким образом, в дальнейшем, будем исследовать зависимости максимальных накопленных деформаций и геометрии заготовки от указанных исходных параметров.

Воспользуемся МКЭ, как наиболее информативным, гибким и достаточно точным для анализа деформированного состояния при изгибе заготовки усилием [5]. Моделируем половину симметричной заготовки, удовлетворяя граничные условия. Задавались следующими значениями характеристик материала заготовки: коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$, модуль Юнга $E = 210$ ГПа, коэффициент трения между инструментом и заготовкой по Кулону $f = 0,1$. Кривую течения задавали в виде степенной функции $\sigma_i = A(e_0 + e_i)^n$. Используем плоскую постановку задачи – плоское деформированное состояние. Деформированное состояние заготовки слабо зависит от свойств металла, что подтверждается, в том числе проведенным моделированием, поэтому варьировали только величины \bar{R} и \bar{L} . \bar{R} – с интервалом 0,1 и \bar{L} с интервалом 0,25 в диапазонах $0,2 \leq \bar{R} \leq 1$; $1,7 \leq \bar{L} \leq 5$.

В результате моделирования выявлены 4 характерные стадии изгиба заготовки (рис. 3, 4)::

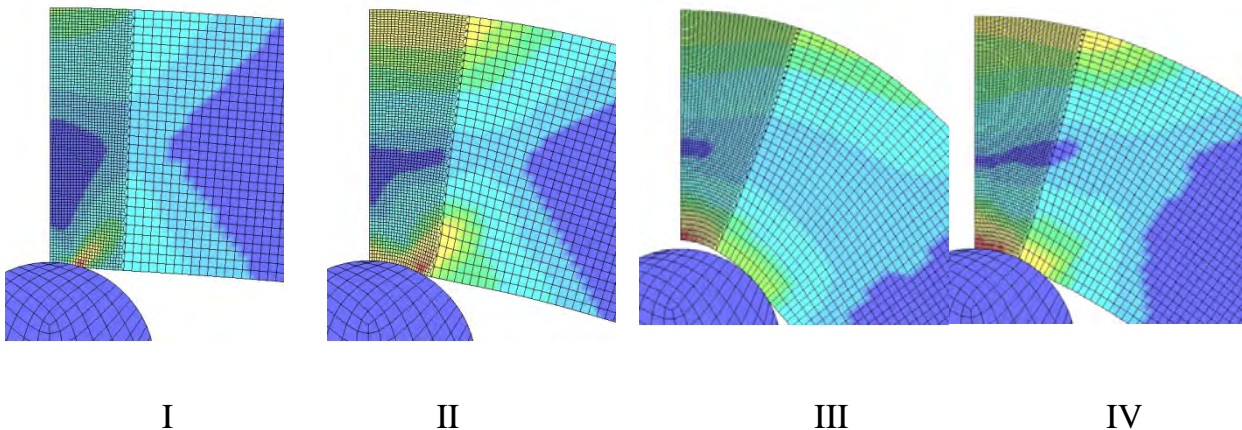


Рис. 3 – Стадии изгиба заготовки:

I – начальная, II – нестационарная, III – стационарная, IV – стадия догибки.

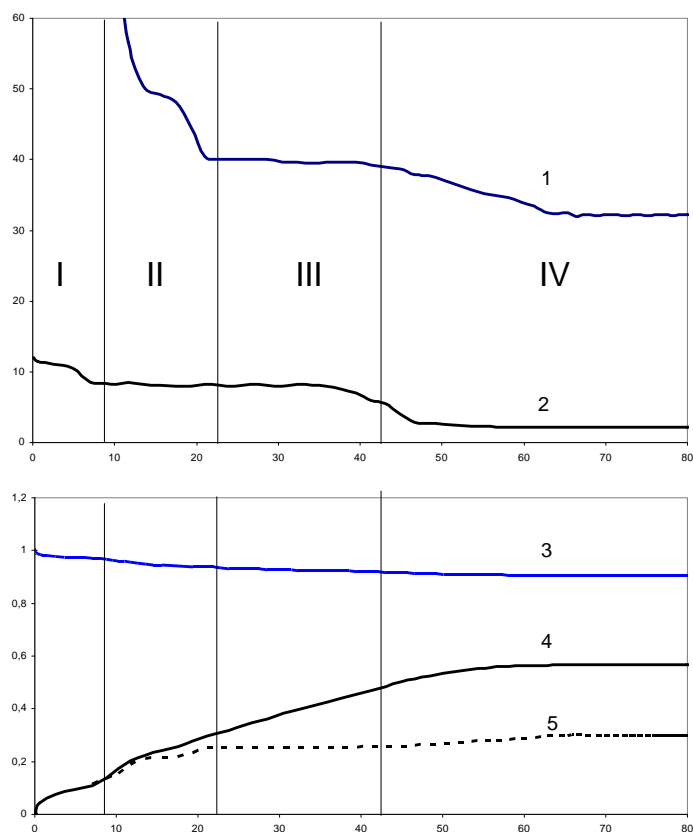
I. Начальная стадия. Формируется очаг деформации изгиба с переменным, в зависимости от угла подгибки, внутренним радиусом, который больше радиуса оправки $r > R_1$. Деформации в вершине изгиба, как правило, относительно небольшие и не превышают половины максимальных. Угол подгибки начальной стадии зависит от соотношения геометрических параметров, составляя величину 3-7 градусов. Внешний радиус уменьшается с увеличением угла подгибки.

II. Нестационарная стадия. Развитие очага деформации происходит при постоянном внутреннем радиусе заготовки, который практически равен радиусу оправки $r \approx R_1$. Деформации в вершине изгиба при этом практически линейно зависят от угла подгибки. Внешний радиус линейно уменьшается с увеличением угла подгибки.

III. Стационарная стадия. Очаг деформаций существенно смещается от плоскости симметрии гiba по радиус-вектору. Внутренний и внешний радиусы практически не зависят от угла подгибки. Деформации в вершине изгиба имеют линейный характер в зависимости от угла подгибки.

IV. Стадия догибки. Характеризуется отрывом внутренней поверхности заготовки в плоскости симметрии. Происходит дальнейшее деформирование металла, пребывавшего в стационарной стадии – в плоскости симметрии. Наблюдаются нелинейные зависимости деформаций и радиусов внутренней поверхности заготовки от угла подгибки. Последний становится меньше радиуса оправки $r < R_1$. Внешний радиус нелинейно уменьшается с увеличением угла подгибки. Стадия догибки, по отношению к деформированному состоянию в плоскости симметрии, также может быть разделена на нестационарную и стационарную. Переход в стационарную стадию характеризуется постоянными значениями деформаций и радиусов изгиба. Угол α_u при котором происходит этот переход назовем граничным. Изгиб заготовки на больший угол не вызывает прироста максимальных деформаций и изменения радиусов.

При относительно больших плечах деформирующих усилий и больших относительных радиусах изгиба 4-я стадия догибки может отсутствовать. При малых радиусах – может отсутствовать стационарная стадия



I, II, III, IV – характерные стадии гибки

Рис. 4 – Зависимость изменения наружного R и внутреннего R_1 радиуса (графики 1, 2), коэффициента утонения k (график 3), интенсивности деформаций e_i (график 4) и максимальной интенсивности деформаций $e_i = 1,15e_{0R}$ (график 5) от угла подгибки α

Путем статистической обработки данных методом наименьших квадратов, установлено, что зависимость максимальных накопленных деформаций от угла подгибки, для практических расчетов, достаточно точно следует эмпирической зависимости (корреляция составляет более 97%)

$$e_i = e_{iu} (1 - \exp(-q\alpha^p)), \quad (3)$$

где коэффициенты аппроксимации q и p могут быть найдены путем решения системы уравнений

$$\left. \begin{aligned} e_{i1} &= e_{iu} (1 - \exp(-q \cdot 45^p)) \\ 0,95e_{iu} &= e_{iu} (1 - \exp(-q \cdot \alpha_u^p)) \end{aligned} \right\}$$

где e_{i1} - деформация в вершине изгиба заготовки, при угле подгибки 45° , которому соответствует изгиб исходной заготовки на 90° , $0,95e_{iu}$ - условное значение деформации, соответствующее углу α_u при ошибке аппроксимации 5%, поскольку, согласно по выражению (3) $e_i = e_{iu}$ при $\alpha = \infty$.

Результаты сопоставительного анализа представлены на рис. 5.

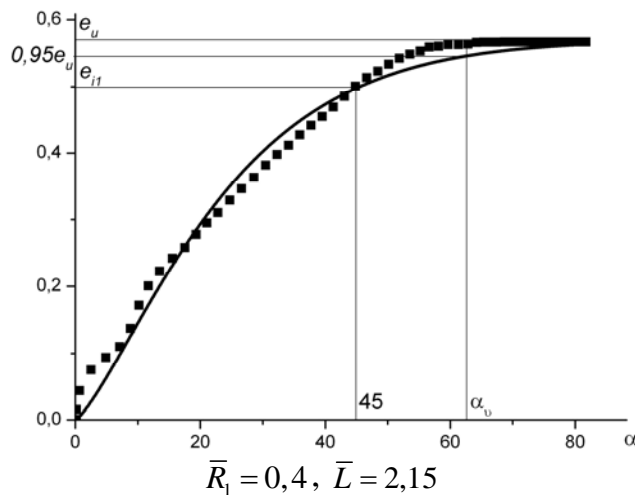


Рис. 5 – Зависимость распределения степени накопленной деформации в вершине места изгиба от угла подгибки. Точками показаны расчетные данные, сплошная кривая – аппроксимация по зависимости (3)

С помощью регрессионного анализа подобраны аппроксимирующие функции e_{i1} , e_{iu} и α_u для исследованной области влияющих факторов $0,4 \leq \bar{R} \leq 2$; $1,7 \leq \bar{L} \leq 5$. Оказалось, что достаточную точность расчета обеспечивают полиномиальные функции

$$e_{i1} = a_0 + a_1\bar{R} + a_2\bar{L} + a_3\bar{R}^2 + a_4\bar{L}^2 + a_5\bar{R}\bar{L}, \pm 6\%, \quad (4)$$

$$e_{iu} = b_0 + b_1\bar{R} + b_2\bar{L} + b_3\bar{R}^2 + b_4\bar{L}^2 + b_5\bar{R}\bar{L}, \pm 10\% \quad (5)$$

$$\alpha_u = c_0 + c_1\bar{R} + c_2\bar{L} + c_3\bar{R}^2 + c_4\bar{L}^2 + c_5\bar{R}\bar{L} \text{ (в градусах)}, \pm 10\% \quad (6)$$

для интервала $0,2 \leq \bar{R} \leq 0,7$

$$e_{i1} = d_0 + d_1\bar{L} + d_2\bar{L}^2 + d_3\bar{L}^3, \pm 4\%, \quad (7)$$

Таблица – Коэффициенты аппроксимации.

i	d_i	b_i	c_i	a_i
0	-1,235	-0,489	-40,33	0,036
1	1,638	-0,269	-28,69	-0,022
2	-0,485	0,955	91,92	0,339
3	0,045	0,0218	1,005	-0,047
4		-0,154	-14,57	-0,063
5		0,0195	3,709	0,031

С целью проверки предложенных зависимостей проведены испытания заготовки прямоугольной формы из стали У8 (рис.6). Деформированное состояние в вершинах изгиба изучалось методом делительных сеток и обрабатывалось по методике Ренне И.П. [3]. Погрешность определения деформаций по выражению (4) составляет не более 6%, что дает основания к его практическому использованию.

Особый интерес представляет исследование данного выражения на экстремум, с целью выявления наиболее опасных сочетаний геометрических параметров, приводящих к максимальной деформации, и к возможному разрушению.

Назовем критическими относительный радиус и относительное плечо деформирующей силы, когда они приводят к возникновению максимальной деформации в вершине изгиба.

Приравнявая частные производные по соответствующим аргументам к нулю, получим выражения критических величин \bar{R}_{cr} , \bar{L}_{cr} (8).

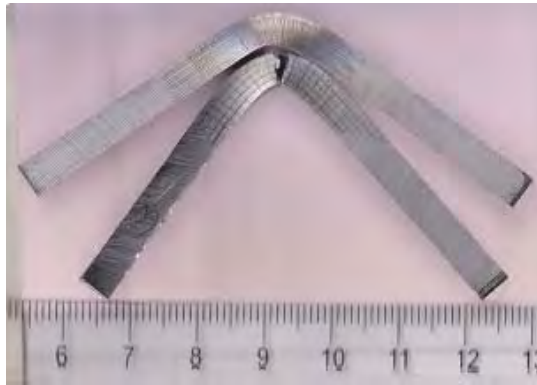


Рис. 6 – Образцы из стали У 8 после испытаний по схеме трехточечного изгиба

$$\frac{\partial e_{i1}}{\partial \bar{R}} = a_1 + 2a_3\bar{R}_{cr} + a_5\bar{L} = 0; \quad \frac{\partial e_{i1}}{\partial \bar{L}} = a_2 + 2a_4\bar{L}_{cr} + a_5\bar{R} = 0,$$

откуда

$$\bar{R}_{cr} = -\frac{a_1 + a_5\bar{L}}{2a_3}, \quad \bar{L}_{cr} = -\frac{a_2 + a_5\bar{R}}{2a_4}.$$

Отметим, что для диапазона $0,2 \leq \bar{R} \leq 0,7$ (7), критическое плечо \bar{L}_{cr} слабо зависит от относительного радиуса и находится в пределах $2,8 \leq \bar{L}_{cr} \leq 3,1$ (рис.7). Полученные результаты позволяют сформулировать следующие практические рекомендации: при гибке малопластичных металлов, для уменьшения вероятности разрушения, следует избегать указанного диапазона, стремясь к конструктивно возможному минимуму или максимуму величины \bar{L} ; L более, чем на 5 толщин стенки не следует увеличивать).

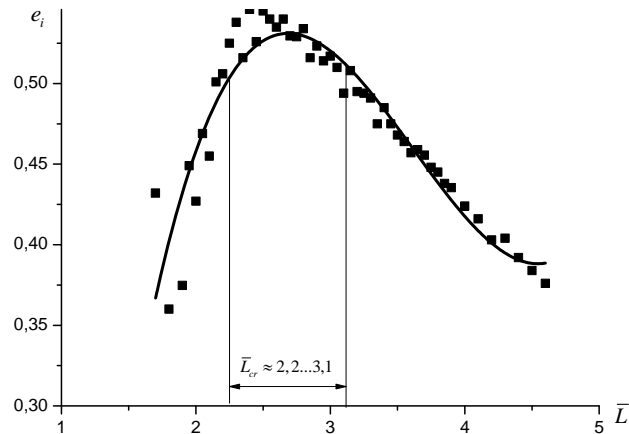


Рис. 7 – Залежність максимальних деформацій від відносного плеча деформацій при $0,2 \leq \bar{R} \leq 0,7$

Висновки. 1. При поперечному изгибе на малые радиусы, при плечах деформаций менее 5 толщин стенки заготовки, нарушается гипотеза плоских сечений. Неучет этого фактора приводит к существенной погрешности в расчет напряженно-деформированного состояния заготовки в процессе ее формообразования.

2. Выявлены 4 характерные стадии изгиба, позволяющие в целом сделать вывод о нестационарности процесса гибки. Для данных геометрических соотношений существует предельная степень накопленной деформации в вершинегиба, достигаемая при определенном угле подгибки. Эти величины могут быть положены в основу построения модели зависимости деформаций от угла подгибки в течении всего процесса формоизменения, которую предложено аппроксимировать экспоненциальной функцией.

3. Для любого угла гибки существует критическое значение плеча деформаций, при котором наблюдаются максимальные деформации. Критическое плечо мало зависит от относительного радиуса оправки в пределах $0,2 \leq \bar{R} \leq 0,6$ и составляет 2,5. При штамповке малопластичных металлов следует избегать попадания в интервал $2,2 \leq \bar{L} \leq 3,1$. Плечо деформаций может являться управляемым технологическим фактором. При испытании металлов на разрушение в условиях трехточечного изгиба, наоборот, следует стремиться к оптимальным значениям $2,2 \leq \bar{L} \leq 3,1$, что уменьшит габариты испытательного штампа.

4. Наиболее эффективным способом уменьшения деформаций является предельное, с точки зрения конструктивных соображений, уменьшение плеча \bar{L} . По сравнению с максимальным для данного угла подгибки, деформации могут быть уменьшены до 2 раз.

5. Максимальная величина накопленных деформации в условиях плоского изгиба, согласно проведенных расчетов и построенной модели в исследованных пределах составляют 0,8...0,9, реализуемая при малых относительных радиусах изгиба и больших плечах деформирующей силы.

6. Данные работы могут быть использованы при конструировании испытательных штампов для трехточечного изгиба и при проектировании технологических процессов изгиба толстолистовых заготовок на малые радиусы.

Список литературы: 1. Евстратов В. А. Теория обработки металлов давлением: Учебник для вузов по спец. "Машины и технология обраб. металлов давлением" / В. А. Евстратов: - Харьков Вища школа Изд-во при Харьк. ун-те 1981. - 248 с. 2. Сторожев М.В. Теория обработки металлов давлением / М.В.Сторожев, Е.А. Попов. - М.: Машиностроение, 1977. - 423с 3. Ренне И.П. Пластический изгиб листовой заготовки / И.П. Ренне // Труды Тульского механического института. - вып.4. - М.: Оборонгиз, 1950. -С.23-28. 4. Хилл Р. Математическая теория пластичности / Р. Хилл -М.: Издатель-

ство иностранной литературы, 1955. - 328с. **5.** Грушко О. В. Моделирование зміцнення матеріалу в процесі штампування z-подібних заготовок / О. В. Грушко, Т. І. Молодецька // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – 2012. – № 1 (30). – С. 31–37. **6.** Грушко О.В. Особливості товстолистового штампування за схемою згину та зсуву / О.В. Грушко, Т.І. Молодецька // Вісник НТУУ «КПІ». Машинобудування. – 2011. - №62. – С.193-197. **7.** Ильющин А.А. Пластичность / А.А. Ильющин – М.: Изд. АН СССР, 1963. – 375 с. **8** Огородников В.А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении: Учеб.пособие / В.А. Огородников. – К.: УМК ВО, 1989. – 152 с.

Надійшла до редколегії 23.10.2012

УДК 621.77.014

Деформированное состояние в условиях поперечного изгиба толстолистовой широкой заготовки / Грушко А.В., Молодецкая Т.И., Ткаченко Р.С., Гуцалюк А.В. // Вестник НТУ «ХПІ». Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – №46(952) .- С. 203-212. – Бібліогр.:8 назв.

Досліджено деформований стан заготовки при поперечному згині з використанням методу кінцевих елементів. Виявлені чотири характерні стадії згину, що свідчать про нестаціонарність процесу гнуття. Встановлено, що найбільш керівний технологічних фактор, з точки зору зменшення деформації, є плече деформації. Результати моделювання методом кінцевих елементів перевіряли дослідженням трьох точкового згину широкої заготовки.

Ключові слова: деформований стан, метод кінцевих елементів, поперечний згин, крива течії.

Researched of deformation of the workpiece during bending using the finite element method. Detected four characteristics under bending, indicating unsteadiness bending process. Found that most leading technological factor, in terms of reducing the strain is shoulder strain. Simulation results finite element study tested three point bending broad piece.

Keywords: deformed state, finite element method, transverse bending, flow curve.

УДК 621.73.06-52

О. А. КОВАЛЕНКО, ст. преподаватель, ДонГТУ, Алчевск
П. В. БОРОВИК, канд. техн. наук, доц., ДонГТУ, Алчевск

АНАЛИЗ ИСХОДНОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ИНСТРУМЕНТА ПРИ УПРОЧНЕНИИ ВАНАДИЕМ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЕТОДА ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ

В результате обработки экспериментальных данных по определению качества поверхностных слоев стали У8А, упрочненной электроискровым легированием, получены зависимости механических свойств упрочненной поверхности, глубины, слоя от исходной шероховатости поверхности до нанесения покрытия. При проведении моделирования напряженно - деформированного состояния рабочих кромок разделительных штампов методом конечных элементов получены зависимости напряжений, возникающих на поверхности режущих кромок разделительных штампов при различной исходной шероховатости.

Ключевые слова: шероховатость поверхности, напряженно-деформированное состояние, микротвердость, модуль нормальной упругости, упрочнение электроискровым легированием, глубина слоя.

Введение. Достижение высокой прочности и износостойкости поверхности рабочих деталей штампов в большой степени зависит от исходных свойств поверхностных слоев, сформированных при их изготовлении с помощью упрочняющих технологий, в частности методами электроискрового легирования.

Одним из факторов, определяющих стойкость инструмента, принято считать в первую очередь микротвердость упрочненной поверхности, которая непосредственно зависит от микроструктуры слоя. Кроме того, в процессе эксплуатации существенное влияние на процессы изнашивания оказывает и шероховатость полученной поверхности (особенно на первых этапах приработки инструмента). Общепринятым считается тот факт, что шероховатость обработанной поверхности должна быть как можно меньше [1, 2 и др.]. Однако в работах [3, 4] авторами рассматривается вопрос о специальном создании определенной шероховатости (при нанесении рисок с определен-

ными размерами и направлением на рабочую поверхность инструмента - пуансона), что приводит к повышению стойкости.

Содержание работы. При проведении работ по упрочнению поверхности стали У8А методом электроискрового легирования ванадием на себя обратил внимание тот факт, что при достаточно низких значениях исходной шероховатости поверхности материала перед обработкой конечная шероховатость получается высокой. Затем по мере увеличения исходной шероховатости конечная шероховатость снижается до значений 4,5- 5,0 мкм, а затем снова происходит ее увеличение (рис. 1).



Рис 1. - Зависимость шероховатости упрочненной поверхности от исходной шероховатости

Это может быть связано с тем, что при высокой исходной шероховатости происходит заполнение неровностей расплавленным материалом анода. В свою очередь

© О. А. Коваленко, П. В., Боровик, 2012

на гладкой поверхности при электроискровом легировании образуются неровности, вызванные расплавлением и кристаллизацией материала анода, что приводит к ухудшению качества поверхности [5].

Таким образом, можно предположить, что при получении слоев с различной шероховатостью поверхности, различными могут быть структурные и механические характеристики упрочненной поверхности, которые влияют на формирование напряженно-деформированного состояния (НДС) рабочей поверхности инструмента в процессе выполнения разделительных операций.

Целью данной работы является исследование влияния исходной шероховатости материала, упрочняемого ванадием методом электроискрового легирования на напряженно-деформированное состояние инструмента в процессе эксплуатации с учетом формирования поверхностного слоя и его механических характеристик.

Для достижения указанной цели производилась оценка НДС инструмента, с нанесенным упрочняющим покрытием на базе моделирования методом конечных элементов. Для проведения такой оценки была разработана конечно-элементная математическая модель с использованием программного комплекса Abaqus, описание которой приведено в работах [6, 7].

При оценке НДС рабочих поверхностей пуансона и матрицы во внимание принимались:

- исходная и конечная шероховатость упрочненной поверхности;
- микротвердость поверхностного слоя и, ее распределение по всей глубине слоя;
- величины участков упрочненного слоя – нетравящейся «белой» зоны, зоны с высокой твердостью и модулем упругости и переходной зоны.

По результатам проводившихся ранее исследований [5, 8] было установлено, что величина микротвердости для разных значений шероховатости существенно отличается друг от друга (рисунок 2) и имеет максимальные значения при исходной

шероховатости – 0,7 – 0,95 мкм. Изменение микротвердости в этом случае может быть связано с качеством полученного упрочненного слоя – его сплошностью, структурой, пористостью.

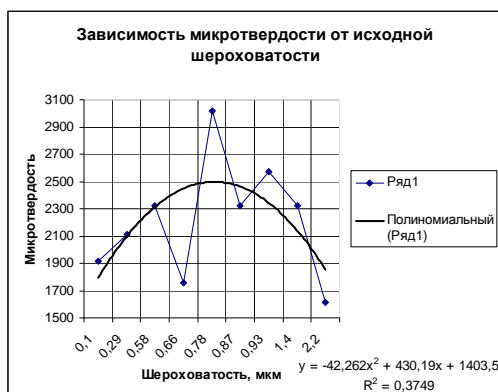


Рис 2. - Зависимость микротвердости от исходной шероховатости обрабатываемой поверхности

На процесс изнашивания оказывает влияние не только рабочая поверхность упрочненного инструмента, но и весь упрочненный слой в целом, который можно условно разбить на три участка, перечисленные выше. Структура, свойства и роль каждого из этих участков в создании НДС различны. Так, например, «белый» нетравящийся участок обладает максимальной твердостью и его функция защитить рабочую поверхность от износа на первом этапе приработки. Участок с высокой твердостью и модулем упругости замедляет износ на второй стадии – стадии замедленного износа. Для всех участков упрочненного слоя можно проследить некоторые закономерности. С одной стороны, при исходной шероховатости 0,7 – 0,95 мкм величины участков с высокой твердостью и нетравящихся участков меньше, чем при других шероховатостях. Однако для указанной шероховатости больше процент переходной зоны, в которой в процессе эксплуатации происходит частичное перераспределение напряжений, что положительно сказывается на износостойкости материала (рис. 3).

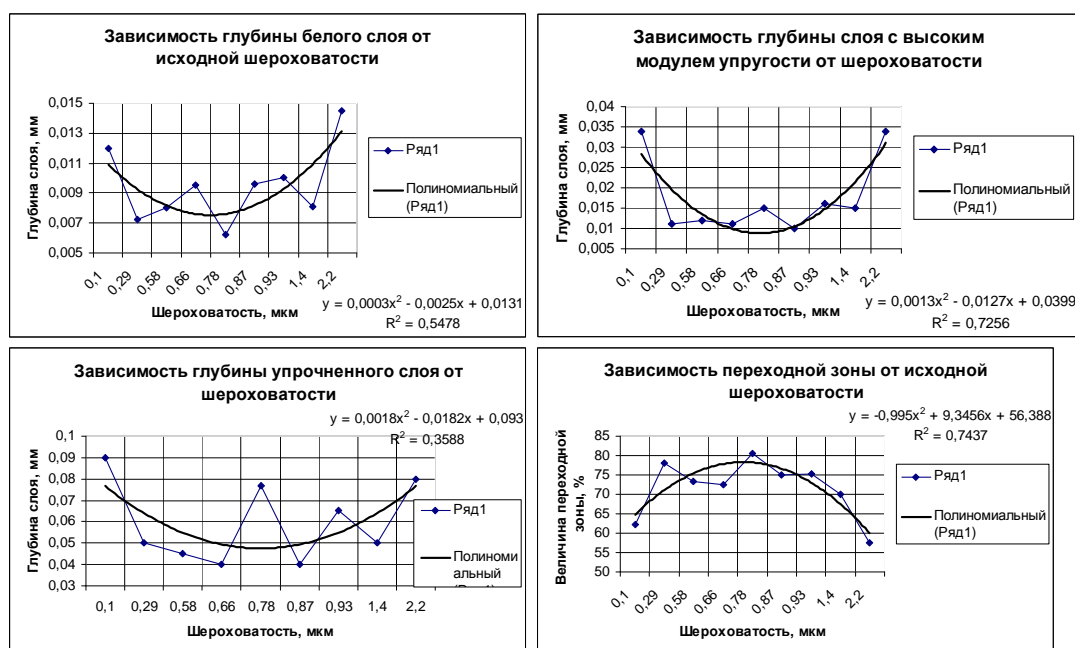


Рис 3 - Зависимость величины различных зон упрочненной поверхности от исходной шероховатости обрабатываемого материала

Перечисленные выше факторы в конечном итоге оказывают влияние на НДС поверхностных слоев рабочих кромок пуансона и матрицы при выполнении разделительных операций листовой штамповки.

Для оценки НДС рабочей поверхности разделительных инструментов (пуансона и матрицы) в различных условиях использовали показатель напряженного состояния:

$$k_{\sigma} = \frac{\sigma_i}{\sigma_T},$$

где σ_i – эквивалентное напряжение по Мизесу;

σ_T – предел текучести материала (упрочненной поверхности).

Значения предела текучести упрочненной рабочей поверхности, состоящей преимущественно из карбидов и нитридов ванадия и железа, а также твердого раствора ванадия в железе приняты прочностные характеристики твердых сплавов типа ТК [9].

Результаты оценки механических свойств упрочненного слоя и величины показателя напряженного состояния на рабочей поверхности инструментов по результатам конечно–элементного моделирования представлены в таблице 1.

В итоге наименьшие значения показателя напряженного состояния ($K_{\sigma} < 1$) на поверхности упрочненного слоя для пуансона соответствуют исходной шероховатости 0,66 - 0,9 мкм (рис. 4а), что хорошо согласуется с высокими значениями микротвердости и модуля нормальной упругости поверхностного слоя именно в указанном диапазоне исходной шероховатости, а также результатами металлографического анализа.

Значения показателя напряженного состояния на упрочненной поверхности матрицы (рис. 4б) несколько отличаются от результатов, полученных для пуансона, что может быть связано с различными условиями нагружения матрицы и пуансона в процессе разделения материала. В тоже время, следует отметить, что в том же диапазоне исходной шероховатости значения K_{σ} в упрочненном слое матрицы также близки к минимальным значениям.

Таблица 1. – Характеристики упрочненной поверхности при различной величине исходной шероховатости

Шероховатость до нанесения покрытия, мкм	Шероховатость после нанесения покрытия, мкм	Глубина белого слоя, мм	Глубина слоя с высоким модулем упругости, мм	Глубина упрочненного слоя, мм	Микротвердость поверхности, Нц	Модуль упругости поверхности, МПа	Показатель напряженного состояния на поверхности пуансона	Показатель напряженного состояния на поверхности матрицы
0,1	5,1	0,012	0,034	0,09	1918	281	0,98	0,988
0,29	6	0,0072	0,011	0,05	2110	301	1,8	0,9
0,58	5,75	0,008	0,012	0,045	2320	315	1,88	1,8
0,66	5,7	0,0095	0,011	0,04	1760	281	0,62	0,84
0,78	4,6	0,0062	0,015	0,077	3019	411	0,8	0,952
0,87	5,2	0,0096	0,01	0,04	2320	316	0,66	0,84
0,93	4,7	0,01	0,016	0,065	2568	349	0,952	0,936
1,4	7,05	0,0081	0,015	0,05	2320	316	1,36	1,16
2,2	6,45	0,0145	0,034	0,08	1610	258	1,1	1,16

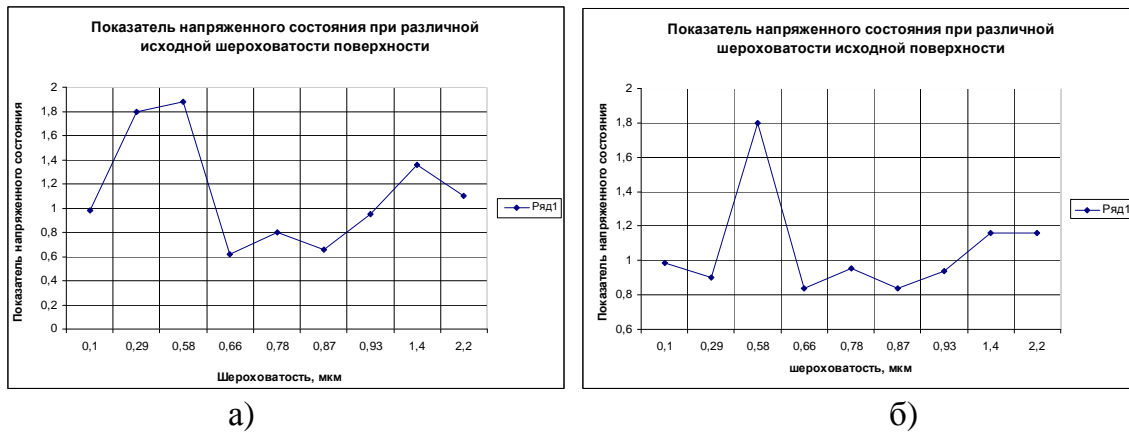


Рис. 4 – Значения показателя напряженного состояния на поверхности упрочненного слоя пуансона (а) и матрицы (б) по результатам моделирования

Таким образом, на основании полученных результатов, можно утверждать, что при подготовке поверхности к упрочнению ванадием методом ЭИЛ для рабочих поверхностей пуансона и матрицы целесообразно рекомендовать обработку до значений шероховатости в диапазоне 0,7 – 0,9 мкм.

Выводы.

1. По результатам оценки НДС инструмента, с нанесенным упрочняющим покрытием, на базе моделирования методом конечных элементов, минимальные значения показателя напряженного состояния ($K_\sigma < 1$) на поверхности упрочненного слоя соответствуют исходной шероховатости 0,7 - 0,9 мкм, что хорошо согласуется с другими характеристиками поверхностного слоя именно в указанном диапазоне исходной шероховатости.

2. Таким образом, на основании полученных результатов, можно утверждать, что при подготовке поверхности к упрочнению ванадием методом ЭИЛ для рабочих поверхностей пуансона и матрицы целесообразно рекомендовать обработку до значений шероховатости в диапазоне 0,7 – 0,9 мкм.

3. Данное исследование не несет законченный характер, а может служить фундаментом для последующих исследований с целью оптимизации процесса по критериям стойкости инструмента и расходу энергии.

Список литературы: 1. Мамедов З.Г., Тагиев Э.А., Каграманов И.К. Влияние поверхностного упрочнения на износостойкость рабочих деталей штампов холодного деформирования. - Кузнечно – штамповочное производство. 1980, № 4, с. 21 – 22. 2. Аксенов Л.Б., Петров В.М., Кудряшов А.Е. Повышение износостойкости штампов из стали 5ХНМ методом электроискрового легирования. - Кузнечно – штамповочное производство. 2011, № 2, с. 33 - 38. 3. Тимощенко В. А. Повышение износостойкости разделительных штампов. - Кузнечно – штамповочное производство. 2000, № 12, с. 22. 4. Тимощенко В.А., Брухис М.М. Исследование влияния шероховатости поверхности контактной зоны разделительных штампов на их износостойкость. - Вестник машиностроения. 1988, № 3, с. 44 – 47. 5. Коваленко О. А. Исследование влияния исходной шероховатости инструмента, упрочняемого электроискровым легированием на износостойкость штампового инструмента. - Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Алчевск, 2011, № 35, с. 228 – 234. 6. Луценко В.А., Коваленко О.А., Боровик П.В. Анализ напряженного состояния поверхности разделительного инструмента после упрочнения электроискровым легированием. - Сборник научных трудов «Обработка материалов давлением». ДДМА, Краматорск, 2011, № 1 (26), с. 227 – 231. 7. Луценко В. А., Коваленко О.А., Боровик П.В. Конечно – элементное моделирование разделительных операций листовой штамповки. - Сборник научных трудов «Обработка материалов давлением». ДДМА, Краматорск, 2011, № 3 (24), с. 15 – 19. 8. Боровик П. В., Коваленко О.А. Оценка механических свойств упрочненного слоя для исследования напряженно – деформированного состояния рабочей поверхности разделительных штампов. - Сборник научных трудов «Обработка материалов давлением». ДДМА, Краматорск, 2011, № 4 (29), с. 192 – 197. 9. Киффер Р. Твердые сплавы. - М. Металлургия, 1971, 388 с.

Надійшла до редколегії 25.10.12

УДК 621.73.06-52

Анализ исходной шероховатости рабочей поверхности инструмента при упрочнении ванадием с использованием метода электроискрового легирования / Коваленко О. А., Боровик П. В. // Вестник НТУ «ХПИ». Серия: Новые решения в современных технологиях – Харьков: НТУ «ХПИ». -2012.-№.46(952). - С. 212-217. – Бібліограф.: 9 назв.

В результаті обробки експериментальних даних по визначенню якості поверхневих шарів сталі У8А, зміцненої електроіскровим легуванням, отримані залежності механічних властивостей зміцненої поверхні, глибини шару від початкової шорсткості поверхні до нанесення покриття. При проведенні моделювання напружено – деформованого стану робочих кромок розділових штампів методом кінцевих елементів отримані залежності напруг, які виникають на поверхні ріжучих кромок розділових штампів при різній початковій шорсткості.

Ключові слова: шорсткість поверхні, напружено – деформований стан, мікротвердість, модуль нормальної пружності, зміцнення електроіскровим легуванням, глибина шару.

As a result of experimental data processing for determination the quality of superficial layers for steel grade У8А hardened by the electric spark alloying, there were obtained the relations of mechanical properties of the hardened surface, depths of layer depending on the initial roughness of surface up to over coating. When modeling the stress-strain state of working edges of dividing stamps using the method of finite elements the stress relation curves are obtained which appear on the surface of cutting edges of dividing stamps at different initial roughness.

Keywords: roughness of surface, tensely-deformed state, microhardness, module of normal resiliency, work-hardening electric spark alloying, depth of layer.

УДК 621.9.048

В. Я. МИЦЫК, канд. техн. наук, доц., СНУ им. В. Даля, Луганск

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ ВИБРАЦИОННОЙ ОТДЕЛОЧНО-ЗАЧИСТНОЙ И УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ В «U»-ОБРАЗНОМ РЕЗЕРВУАРЕ

Приведен классификационный перечень промышленно используемых разновидностей отделочно-зачистной и упрочняющей обработки. Определено направление интенсификации процесса виброобработки. Дано описание экспериментальных исследований динамики процесса в колеблющемся «U»-образном резервуаре, необходимых для проектирования новых технологий и оборудования.

Ключевые слова: классификационный перечень; виброобработка; «U»-образный резервуар; гранулированная среда; датчик-деталь; динамика процесса.

Вывод. Современные высокопроизводительные процессы формообразования позволяют приблизить форму и размеры заготовки к форме и размерам детали. Поэтому в настоящее время существенно снижается объем лезвийной обработки и возрастает роль отделочных процессов. В связи с этим, разработка новых технологий для финишной обработки является одной из актуальных задач машиностроения и приборостроения.

Поставленная задача имеет непосредственное отношение к технологии отделочно-зачистной обработки, в которой доля ручного труда наиболее высокая. Выполнение отделочно-зачистных операций с обеспечением высоких характеристик шероховатости поверхности, удаление заусенцев и скругление острых кромок на деталях, связано с определенными технологическими трудностями. При ручной обработке наблюдается низкая производительность и нестабильное качество. В случае механической обработки значительно усложняется конструкция используемого инструмента, а также кинематика процесса, что негативно влияет на себестоимость и экономическую целесообразность обработки. В современном металлообрабатывающем производстве широко применяются известные и вновь разработанные разновидности отделочно-зачистной и упрочняющей обработки гранулированной рабочей средой (табл. 1) [1].

© В. Я. Мицык, 2012

Таблица 1 – Классификационный перечень промышленных разновидностей отделочно-зачистной и упрочняющей обработки

<i>Разновидности отделочно-зачистной и упрочняющей обработки гранулированной рабочей средой</i>	
Вибрационная обработка	Вибромагнитноабразивная
	Вибромеханотермическая
	Виброударноимпульсная
	Виброшпиндельная
	Виброультразвуковая
	Виброэлектрохимическая
Импеллерная обработка	
Турбуляционная обработка	
Пневмоструйная обработка	
Гидроструйная обработка	
Галтовка во вращающихся барабанах	
Обработка в псевдосжиженном слое	

Из приведенного перечня на основании универсальности и широких технологических возможностей, выделен способ виброобработки, который реализуется на вибростанках с «U»-образным резервуаром. Однако, несмотря на широкое промышленное внедрение, такой способ не всегда отвечает требованиям современного производства. Он имеет ряд технологических недостатков, связанных с отсутствием во всех зонах резервуара равномерности удаления заусенцев, острых кромок и других дефектов сложнопрофильных поверхностей деталей, имеющих ниши, карманы, малые радиусы сопряжения, глухие и сквозные отверстия различного диаметра [2]. Формообразование таких элементов конструкции произведено операциями точения, сверления и фрезерования. В данном случае заусенцы имеют толщину до 0,25 мм и образованы действием нормальной составляющей силы резания лезвийным инструментом, а также проявлением эффекта Пуассона [3].

Интенсификация процесса виброобработки, связанная с устранением указанного выше недостатка, была поставлена целью исследований динамики процесса, проведенных в НИЛ «ОСА» ВНУ им. В. Даля. В общем случае процесс виброобработки характеризуется таким явлением, как динамическое воздействие рабочей среды в виде множества соударений ее гранул с поверхностью обрабатываемой детали. Интенсивность операций виброобработки оценивается удельным съемом металла. Также известно, что съем металла происходит за счет относительного перемещения и взаимного давления гранул рабочей среды и деталей [4].

Таким образом, углубленное исследование механизма виброобработки, необходимое для усовершенствования процесса, а также проектирования новых технологий и оборудования, неразрывно связано с рассмотрением динамического взаимодействия участников процесса, в частности экспериментального определения усилия взаимодействия гранул среды и деталей в колеблющемся резервуаре, а также выявления характера их соударения и последующего установления наиболее эффективных зон обработки в «U»-образном резервуаре вибростанка.

Экспериментальные исследования имели некоторые механические ограничения, касающиеся режимных параметров и условий обработки, что дало возможность в полной мере оценить физические ситуации процесса, обеспечивающие необходимый технологический результат при выполнении наиболее распространенных операций виброобработки, таких как виброшлифование и виброполирование. Принятые ограничения были сле-

дующие: амплитуда A колебания резервуара назначалась 0,8; 2,0; 3,0 мм; частота ω колебаний – 30; 35; 40 Гц; коэффициент K_A эллипсности траектории движения резервуара – 1,5; рабочая среда – бой отходов шарошлифовальных кругов АН-2 ТУ 2-036-0221899-007-97 с грануляцией 8...15; 15...25; 30...40 мм; степень заполнения резервуара – 0,8V (V – геометрический объем резервуара); вес датчика-детали – 100; 200; 300 г.

Установлено, что на величину усилия взаимодействия гранул рабочей среды с обрабатываемыми деталями, которые имитируются датчиком-деталью и образцами, оказывают влияния такие факторы, как режимы колебаний, размеры и вес гранул рабочей среды, а также жесткость подводимого к датчику-детали кабеля. Рассмотрим влияние каждого из перечисленных факторов.

Влияние жесткости подводящего кабеля определялось по изменению скорости циркуляции рабочей среды, в которую помещался датчик-деталь. Измерение скорости и фиксирование результатов производилось после каждого наблюдаемого в поперечном сечении «U»-образного резервуара замкнутого цикла вращения датчика-детали и равного с ним по весу обрабатываемого образца (табл. 2).

Таблица 2 – Результаты экспериментальной проверки времени циркуляции датчика-детали и образца

Вес, г	$A = 0,8$ мм; $\omega = 30$ Гц				$A = 3,0$ мм; $\omega = 40$ Гц			
	номер цикла вращения							
	1	3	7	10	1	3	7	10
<u>100</u>	<u>18,0</u>	<u>18,7</u>	<u>20,7</u>	<u>32,1</u>	<u>3,5</u>	<u>3,6</u>	<u>4,1</u>	<u>5,6</u>
100	18,0	17,9	18,0	17,8	3,6	3,5	3,5	3,6
<u>200</u>	<u>21,0</u>	<u>21,4</u>	<u>29,6</u>	<u>30,3</u>	<u>4,2</u>	<u>4,3</u>	<u>4,7</u>	<u>6,1</u>
200	21,1	21,1	21,0	21,0	4,2	4,3	4,3	4,3
<u>300</u>	<u>23,8</u>	<u>24,8</u>	<u>28,1</u>	<u>29,0</u>	<u>4,4</u>	<u>4,4</u>	<u>4,9</u>	<u>5,3</u>
300	24,0	24,0	24,1	24,0	4,3	4,4	4,3	4,3

Примечание: над чертой указано время движения датчика-детали, под чертой время движения обрабатываемого образца

Выявлено, что соединительный кабель оказывает влияние на движение датчика-детали по прохождению не менее трех циклов движения рабочей среды в резервуаре вибростанка.

Осциллографические исследования показали зависимость силы удара от положения датчика-детали относительно плоскости колебания резервуара. При исследованиях датчик-деталь различным образом ориентировался во внутреннем объеме резервуара (рис. 1). Эксперименты показали, что для одинаковых режимов обработки значение силы ударов различны и находятся в зависимости от положения чувствительного элемента датчика-детали по отношению к потоку циркулирующей рабочей среды. Например, при $A = 2,0$ мм и $\omega = 35$ Гц; средняя величина силы удара составила в первом положении чувствительного элемента датчика-детали – 2,4 Н, во втором положении – 0,8 Н, в третьем положении – 1,2 Н, в четвертом – 2,3 Н. Различие значения величины силы ударов объясняется тем, что во втором положении направление плоскости чувствительного элемента датчика-детали совпадает с направлением движения гранул рабочей среды, а в третьем положении эти направления противоположны.

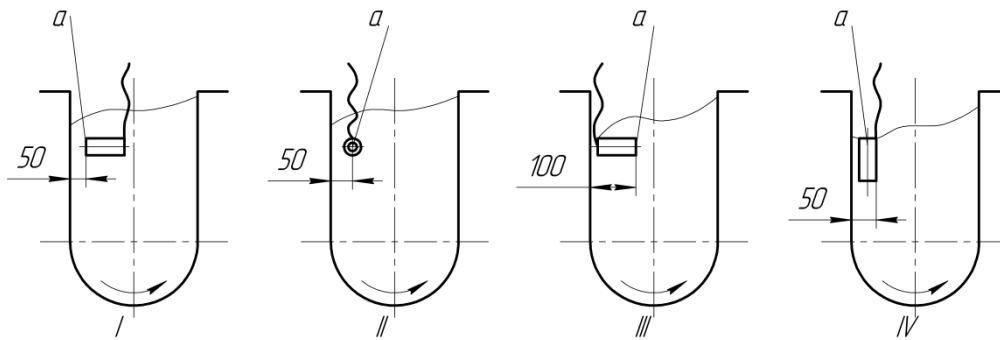


Рис. 1 – Схема расположения датчика-детали в резервуаре вибростанка:
 а – чувствительный элемент; 1, 2, 3, 4, – положения датчика-детали

Режимы колебания резервуара оказывают влияние на силу удара гранулы о поверхность детали, что иллюстрируется графическими зависимостями (рис. 2) При увеличении амплитуды и частоты колебаний наблюдается не пропорциональный рост силы прямого удара, что объясняется увеличением демпфирования рабочей среды, оказывающим существенное влияние при амплитудах колебаний резервуара, превышающих 3,0 мм [5].

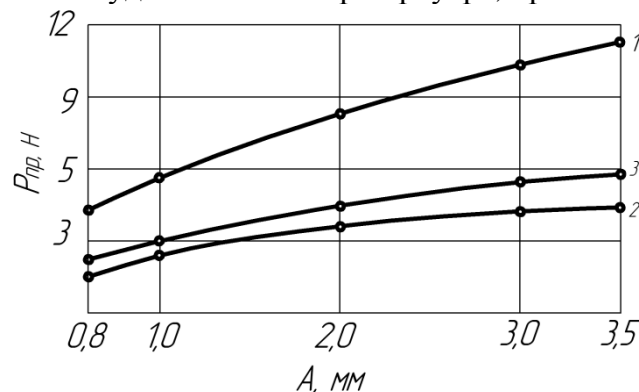


Рис. 2 – Зависимость силы прямого удара от амплитуды колебания резервуара:
 1, 2, 3 – положения датчика-детали; $\omega = 40$ Гц; размер гранул среды – 15...25 мм

Подобные зависимости получены при соударении, имеющем характер косого удара (рис. 3). Графические зависимости показывают незначительное возрастание силы удара при повышении режимов обработки. Одновременно выявлено, что число прямых ударов не велико и составляет, всего лишь, один удар на 70...120 косых ударов.

Для определения влияния веса гранул рабочей среды и деталей на величину взаимодействия при косом ударе были использованы абразивные гранулы с зернистостью 3 и размером гранул 8...15, 15...25, 30...40 мм. Средневероятный вес гранул соответствовал 1,78, 10,1 и 19,6 г. Результаты экспериментов показаны графическими зависимостями (рис. 5).

Результаты опытов показывают, что увеличение веса гранул вызывает возрастание силы, как прямого, так и косого удара. Можно отметить, что величина прямого удара колеблется в пределах от 7 до 12 Н. При таких сильных ударах гранул среды по обрабатываемой поверхности детали на ней возникают глубокие вмятины, забоины и другие дефекты, существенно понижающие качество обрабатываемой поверхности.

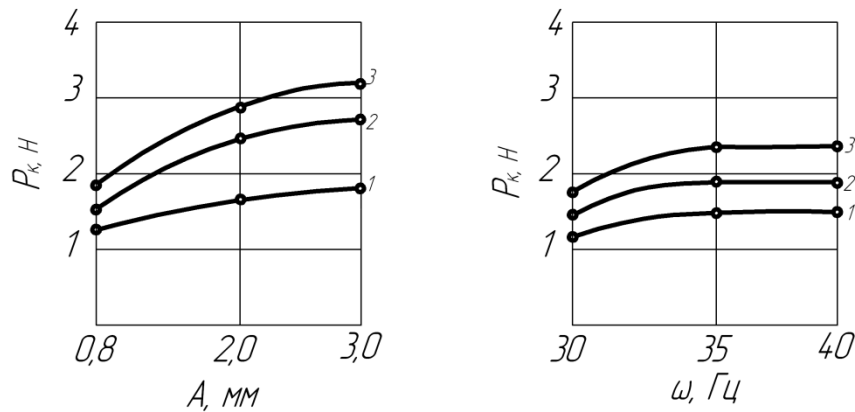


Рис. 3 – Зависимость силы косо́го удара от амплитуды и частоты колебаний резервуара: 1, 2, 3 – положения датчика-детали; $A = 2,0$ мм; $\omega = 30$ Гц; размер гранул среды – 15...25 мм

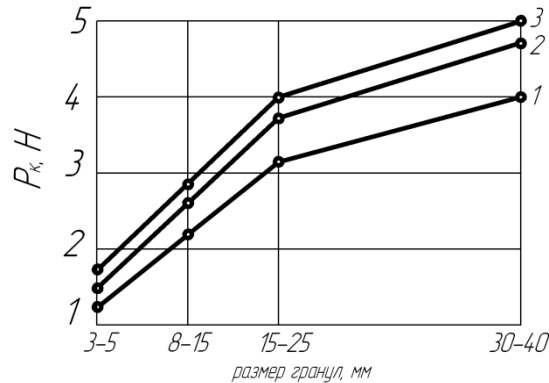


Рис. 5 – Зависимость силы косо́го удара от размера гранул рабочей среды при: $A = 3,0$ мм; $\omega = 30$ Гц; вес детали-датчика: 1 – 100 г; 2 – 200 г; 3 – 300 г

Вывол. Основные затраты энергии при виброобработке приходятся на работу пластической деформации. Однако, при больших значениях коэффициента трения, то есть высокой режущей способности абразивного материала применяемых гранул, работа сил трения соизмерима с работой пластической деформации. Отсюда следует, что съем металла при виброобработке осуществляется, как за счет процесса микрорезания, так и за счет усталостного разрушения материала детали пластическим деформированием [6]. Доля участия этих процессов в съеме металла зависит от свойств материала детали, а так же режущих свойств гранул рабочей среды и параметров ударного процесса. Ориентировочно соотношение процессов микрорезания и упругопластического деформирования составляет 30...35 и 70...65 %.

Список литературы: 1. Бабичев А.П. Основы вибрационной технологии / А.П. Бабичев, И.А. Бабичев. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2008. – 694 с. 2. Baron Yu.M. Babichev A.P., Baboshkin A.F., Kremen Z.I. Repnikova E.A. New tendencies in finishing technologies // Proc. of 2nd Asia-Pacific Forum on PSFDT, July 2002, Konkuk Univ. – Seoul (Korea). – P. 54-72. 3. Мицьук А.В., Федорович В.А., Фадеев В.А. Эффективность новых разновидностей способа вибрационной обработки деталей / А.В. Мицьук, В.А. Федорович, В.А. Фадеев // Сучасні технології в машинобудуванні. – Харьков: НТУ «ХПІ». – 2012. – Вып. 7. – С. 143-148. 4. Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах / И.Н. Карташов, М.Е. Шаинский, В.А. Власов, Б.П. Румянцев, П.С. Банатов, Е.С. Кислица – К.: Высшая школа, 1975. – 188 с. 5. Мицьук В.Я. Развитие научных основ проектирования технологии и оборудования отделочно-зачистной и упрочняющей виброобработки / В.Я. Мицьук // Вібрації в техніці та технологіях. – 2010. – №2 (58). – С. 141-151. 6. Babichev A.P. Quality of Deburring and Surface Finishing (DSF) in Russia // «Advances in Abrasive Technology VIII» Key Engineering Materials. – Switzerland: TTP, 2005. – Vol. 291-292 – P. 315-318. 7. Мицьук В.Я. Общий подход к процессам микрорезания и упругопластического деформирования при обработке свободны-

ми робочими середами в вибрирующем резервуаре / В.Я. Мицык // Вісник СНУ ім. В. Даля – Луганськ СНУ ім. В. Даля. – 2007. – № 7(113). – Ч. 1.– С. 181-197.

Поступила до редколегії 23.10.2012

УДК 621.9.048

Исследование динамики вибрационной отделочно-зачистной и упрочняющей обработки в «U»-образном резервуаре / Мицык В. Я. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків НТУ «ХПІ». – 2012. – № 46(952). – С. 217-222. - Бібліогр.: 7 назв.

Наведено класифікаційний перелік промислово використовуваних різновидів оздоблювально-зачищувальної та зміцнюючої обробки. Визначено напрям інтенсифікації процесу віброобробки. Надано опис експериментальних досліджень динаміки процесу в «U»-подібному резервуарі необхідних для проектування нових технологій та обладнання.

Ключові слова: класифікаційний перелік; віброобробка; «U»-подібний резервуар; гранульоване середовище; датчик-деталь; динаміка процесу.

The classification list of used industrial kinds of grinding-finishing and strengthening treatment is given. The direction of intensification of vibration treatment process is determined. The description of experimental investigations of dynamics of the process in oscillating "U"-shaped reservoir which are necessary for designing the new technologies and equipment, is given.

Keywords: classification list, vibration treatment, "U"-shaped reservoir, granulated medium, sensor-detail, dynamics of the process.

УДК 620.179.16

М. Е. ПОЗНЯКОВА, аспірант, НТУ «ХПІ»

Г. М. СУЧКОВ, докт. техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»

ПОВЫШЕНИЕ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ ИММЕРСИОННОГО УЛЬТРАЗВУКОВОГО КОНТРОЛЯ ЗАГОТОВОК ДЛЯ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ ОСЕЙ

В статье рассмотрен процесс взаимодействия ультразвукового поля с металлом заготовки железнодорожной оси, который формирует ответную реакцию, содержащую данные о наличии в изделии внутренних дефектов и о их характеристиках. Приведены результаты исследования по обнаружению моделей дефектов в виде плоскодонных отражателей в заготовке для ж.д. оси. Ил.: 7.

Ключевые слова: ультразвуковой контроль, иммерсионный метод, заготовка, железнодорожная ось, пьезоэлектрический преобразователь.

Введение. Железнодорожные перевозки в Украине занимают около 70% в общем объеме транспортных услуг. При этом качество подвижного состава играет основную роль в безопасности перевозок грузов и пассажиров. Одним из важных элементов вагонов и локомотивов является железнодорожная ось. Наличие в осях внутренних и поверхностных дефектов может приводить к авариям, рис.1, результатом которых являются существенные материальные потери, достигающие миллионов гривен. Как правило, оси изготавливают путем прокатки или иным видом обработки давлением. При этом дефекты могут быть как в исходной заготовке, так и возникать при нарушениях технологии обработки металла заготовки давлением.

Содержание работы. К железнодорожным осям предъявляются высокие требования в отношении их качества и, в первую очередь, к наличию внутренних и поверхностных дефектов, а также к структуре металла оси. Общие требования к железнодорожным осям различных мировых производителей приведены в нормативно-технической документации: ДСТУ 31334, EN13261, M101, BN91827 и др. Контролю подлежат как вновь производимые оси, так и оси бывшие в эксплуатации.

Очевидно, что обнаружение внутренних дефектов осей целесообразно производить на ранней стадии производства, т.е. в заготовках.

© М. Е. Познякова, Г. М. Сучков 2012

Эффективным средством для выявления внутренних дефектов является ультразвуковой метод, обладающий целым рядом преимуществ. Он позволяет контролировать большие объемы металла с высокой производительностью. Имеет высокую достоверность контроля. Безвреден для операторов установок и окружающей среды. Как правило, на практике используют контактный метод, рис.2, и иммерсионный метод, рис.3 ультразвуковой дефектоскопии.

Каждый из методов обладает своими преимуществами. Контактный метод считается более чувствительным, но требует существенных расходов на замену быстро изнашивающихся пьезоэлектрических преобразователей. Для его эксплуатации требуется более сложное и точное механическое оборудование. Иммерсионный метод контроля обеспечивает высокую стойкость пьезоэлектрических преобразователей, но считается менее чувствительным к внутренним дефектам металла заготовок для железнодорожных осей.



Рис. 1 – Излом оси вагона грузового состава при движении по железной дороге из-за наличия трещины

Для проверки вышеизложенных традиционных утверждений относительно чувствительности контроля нами выполнены исследования по обнаружению моделей дефектов в виде плоскодонных отражателей в заготовке для ж.д. оси.

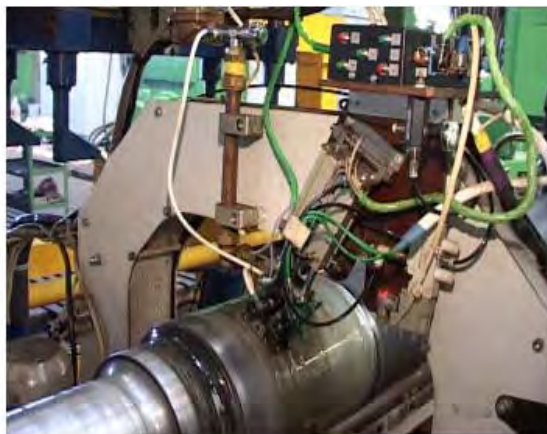


Рис. 2 – Установка для контактного ультразвукового контроля объема металла заготовок железнодорожных осей



Рис. 3 – Установка для иммерсионного ультразвукового контроля объема металла заготовок железнодорожных осей

Исследования выполнены серийными ультразвуковыми дефектоскопами УД2-12 и УД-4Т с пьезопреобразователями производства ПО "Волна" и фирмы "Крауткреммер" (ФРГ). Частота ультразвуковых колебаний составляла 5 МГц. В результате исследований было установлено, что модели дефектов диаметром 3 мм выявляются уверенно и контактными, и иммерсионными методами. Модели дефектов диаметром 2 мм выявляются на пределе чувствительности также обоими методами. Но при использовании контактного метода амплитуда отраженных импульсов была больше, чем при использовании иммерсионного метода примерно на 3 дБ. Модель дефекта диаметром 1 мм обоими методами при использовании традиционного оборудования не обнаруживаются. Анализ полученных результатов показал, что основной причиной низкой чувствительности может быть использование ударного импульса воздействия на пьезопластины датчиков при возбуждении ультразвуковых колебаний. Спектр таких сигналов является очень широким. Соответственно для приема отраженных от объекта контроля эхо-сигналов приходится применять широкополосные усилители, что, в свою очередь, приводит к большому количеству помех, попадающих в приемный тракт ультразвукового дефектоскопа.

В то же время увеличение скорости движения поездов, увеличение нагрузки на оси вагонов и локомотивов требует исключить наличие в металле оси более мелких дефектов – эквивалентных по отражательной способности плоскодонному отражателю 1 мм и более.

С учетом изложенных "за" и "против", а также широкого практического применения в Европе иммерсионного метода [1], нами поставлена научно-практическая задача по разработке методов и средств повышения чувствительности этой разновидности ультразвукового контроля.

Для достижения поставленной цели нами предложено заменить ударное возбуждение пьезопреобразователей (ПЭП) возбуждением импульсов в виде пакета с заданной длительностью, рис.4. Такой импульс, в зависимости от длительности, имеет более узкий частотный спектр. Следовательно, возможно повысить чувствительность иммерсионного ультразвукового контроля за счет выделения полезного сигнала в узком диапазоне частот. Для проверки предложенной гипотезы разработан и изготовлен экспериментальный стенд, рис.5.

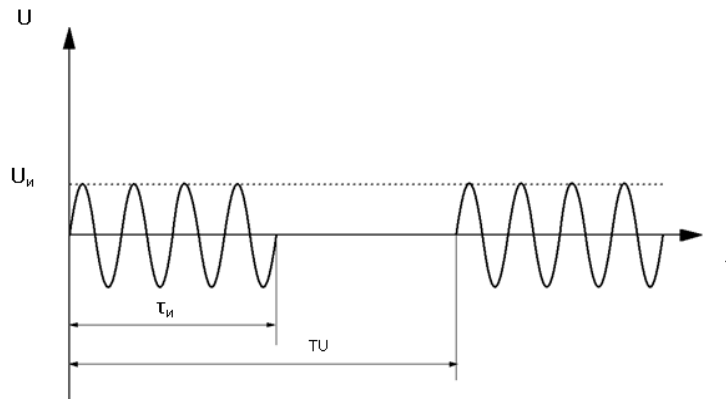


Рис.4 – Форма импульса напряжения для питания пьезоэлектрических преобразователей серийного производства: $\tau_{и}$ – длительность импульса; T – период следования зондирующих импульсов; $U_{и}$ – амплитуда напряжения импульсов питания ПЭП.

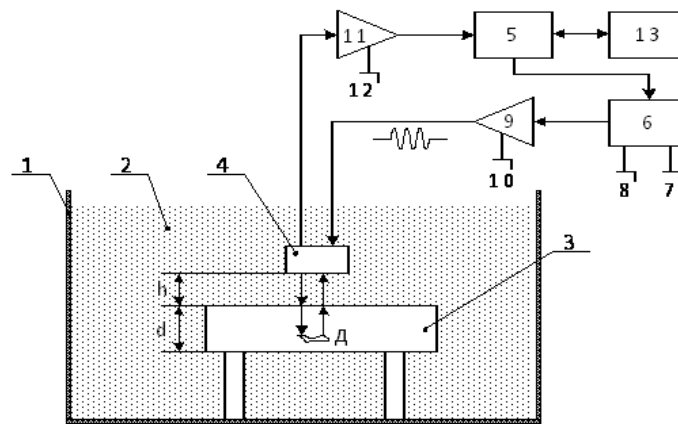


Рис.5 – Блок-схема стенда для исследования образцов из заготовок для ж.д. осей

Он состоит из металлической емкости 1, заполненной иммерсионной жидкостью 2 (техническая вода), в которой размещается образец 3 (в нашем случае фрагмент заготовки вагонной оси). Там же размещается раздельно-совмещенный пьезоэлектрический преобразователь 4. Сигналы, управляющие работой стенда, вырабатывает блок управления и обработки информации 5. Блок 6 формирует радиоимпульсы тока заданной частоты и временной продолжительности, параметры, которых устанавливаются с помощью регуляторов 7 и 8. Далее сформированные радиоимпульсы тока поступают на вход усилителя мощности 9, частотная полоса в заданном диапазоне которого устанавливается регулятором 10. Принятые из образца пьезоэлектрическим преобразователем ультразвуковые импульсы усиливаются предварительным усилителем 11 с регулятором частотной полосы 12. Результаты контроля в виде разверток визуализируются блоком 13.

Методика проведения исследований была следующей. Устанавливалась длительность зондирующего импульса равная 2 периодам ультразвуковых колебаний и измерялась амплитуда сигнала отраженного от плоскодонных дефектов диаметром 1, 2 и 3 мм соответственно при изменении частоты зондирующих импульсов генератора в диапазоне 3,2 ... 6 МГц. (Для контроля использовался, в соответствии с требованиями нормативно-технической документации на контроль осей, ПЭП на частоту 5 МГц). Затем увеличивали количество колебаний на одну единицу и контроль повторяли. Максимальное число периодов колебаний выбрано равным 8, поскольку дальнейшее увеличение количества периодов заполнения зондирующего импульса не приводит к увеличению соотношения

амплитуд сигнала от дефекта и помех. Один период колебаний также не использовался, поскольку отраженный от дефектов сигнал был незначительным и не позволял качественно выполнять исследования. Измерения величины амплитуд отраженных от дефектов импульсов выполняли с использованием калиброванного аттенуатором серийного дефектоскопа УД2-12, который выполнял функции блоков 5 и 13 (по рис.5). В качестве примера на рис. 6 и рис. 7 приведены результаты выполненных измерений.

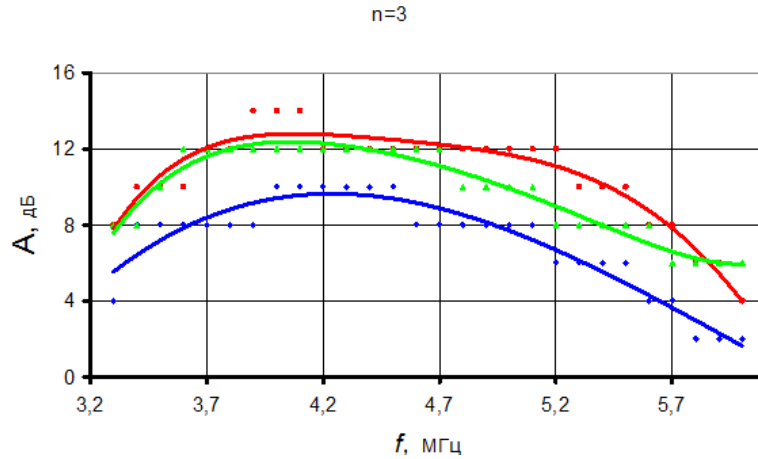


Рис.6 – Зависимость амплитуды отраженных от моделей дефектов сигналов от частоты заполнения ультразвуковых колебаний при количестве импульсов заполнения (длительность) равном 3

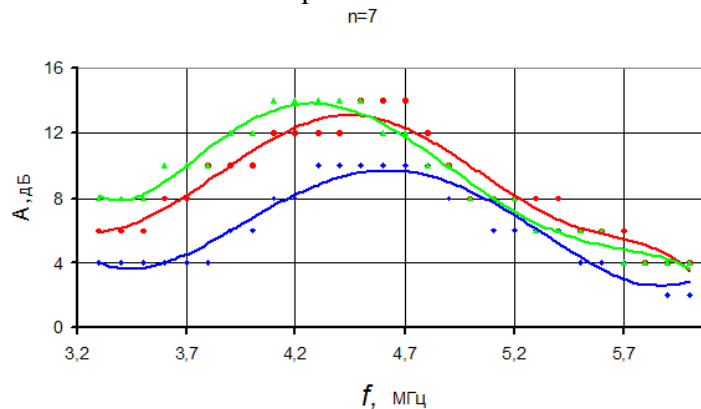


Рис. 7 – Зависимость амплитуды отраженных от моделей дефектов сигналов от частоты заполнения ультразвуковых колебаний при количестве импульсов заполнения (длительность) равным 7

Выводы. Анализ результатов выполненных экспериментальных исследований позволил сделать следующие выводы:

1. При иммерсионном методе ультразвукового контроля применение пакетных импульсов напряжения для питания пьезоэлектрических преобразователей позволило эффективно выделить импульсы, отраженные от моделей дефектов в виде плоскодонных отражателей диаметром 1 мм и более.

2. Экспериментально установлена зависимость величины эхо-сигналов отраженных от моделей дефектов от частоты ультразвуковых колебаний. При уменьшении диаметра модели дефекта для повышения чувствительности контроля частоту возбуждаемых ультразвуковых колебаний целесообразно увеличивать.

3. Показано, що при контроле в діапазоні частот ультразвука 3,2...6 МГц для підвищення чутливості дефектоскопії кількість періодів частоти колибаний в зондируючому імпульсе слідует устанавлювати більше 6...7.

Список літератури: 1. <http://www.ptsndt.com>

Надійшла до редакції 22.10.2012

УДК 620.179.16

Повышение чувствительности иммерсионного ультразвукового контроля заготовок для железнодорожных осей / Познякова М.Е., Сучков Г.М. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях – Харків НТУ «ХПІ». – 2012. – № 46(952). – С. 222-227. - Бібліогр.: 1 назв.

У статті розглянуто процес взаємодії ультразвукового поля з металом залізничної осі, який формує відповідну реакцію, що містить дані про наявність у виробі внутрішніх дефектів та про їх характеристики. Наведено результати дослідження по виявленню моделей дефектів у вигляді плоскодонних відбивачів у заготовці для ж.д. осі.

Ключові слова: ультразвуковий контроль, іммерсійний метод, залізнична ось, п'єзоелектричний перетворювач.

This article describes the interaction of the ultrasound field with a metal rail axis, which generates a response that contains data on the presence of internal defects in the product and its characteristics. The results of the study to detect patterns of defects in the form of flat reflectors in the preset for railway axis.

Keywords: ultrasonic control, immersion method, the railway axis, the converter piezoelectric.

УДК 539.375:621.983

Ю. П. ФЕЩУК, канд. техн. наук, ст. викл., Луцький НТУ, Луцьк

П. П. САВЧУК, докт. техн. наук, проф., Луцький НТУ, Луцьк

Н. П. ЗАЙЧУК, канд. техн. наук, доц., Луцький НТУ, Луцьк

Д. А. ГУСАЧУК, канд. техн. наук, доц., Луцький НТУ, Луцьк

ПІДВИЩЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЇ НАДІЙНОСТІ ОБОЛОНКОВИХ ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ З НЕНАСКРІЗНИМИ ТРІЩИНАМИ

У статті наведена математична модель пружно-пластичної оболонки, ослабленої ненаскрізною тріщиною. За допомогою аналога δ_c -моделі тривимірну пружно-пластичну задачу про напружений стан оболонки з тріщиною заданих розмірів зведено до двовимірної пружної задачі для такої ж оболонки з тріщиною невідомих розмірів. Досліджено залежність розкриття фронту поверхневої тріщини в трансверсально-ізотропній сферичній оболонці від навантаження, геометричних та механічних параметрів.

Ключові слова: ненаскрізні тріщини, оболонкові конструкції, надійність, δ_c -модель

Вступ. З точки зору практичного застосування дослідження ненаскрізних тріщин в тонкостінних елементах конструкцій є однією з найбільш важливих задач механіки руйнування. В загальному випадку ця задача зводиться до задачі про трьохвимірну тріщину, що може поширюватись в тілі скінченних розмірів, де на поле напружень, збурених тріщиною, значно впливає границя твердого тіла. Побудова точних розв'язків таких задач є надзвичайно важким завданням. В зв'язку з цим розвиваються числові або наближені методи дослідження тонкостінних елементів конструкцій з ненаскрізними тріщинами.

Реальні конструкції містять різні поверхневі, внутрішні чи наскрізні дефекти (тріщини, пори, включення, непровари, надрізи тощо), які мають різну, як правило, нерегулярну геометрію і зона дефекту, взагалі кажучи, може мати декілька внутрішніх тріщин довільної форми. При розробці розрахункових схем різні дефекти замінюють тріщинами, які є найбільш небезпечним видом дефектів. Як правило, вважають, що ці тріщини мають ідеально правильну форму, еквівалентні розміри і орієнтацію. Розрахункові схеми заміни

© Фещук Ю. П., Савчук П. П., Зайчук Н. П., Гусачук Д. А.

реальних дефектів тріщинами ідеальної форми приведені в методичних рекомендаціях [1], що поширюються на корпуси реакторів і парогенераторів, трубопроводи, ротори турбін та турбогенераторів, інше енергетичне обладнання, яке підлягає розрахунку на тріщиностійкість. Схематизуються геометричні параметри елемента конструкції і дефекту, а також параметри напруженого стану конструкції, тобто розподіл напружень в зоні ідеалізованої тріщини.

Зауважимо, що навіть для ідеалізованої ненаскрізної тріщини в тонкостінних елементах конструкцій задача про дослідження розподілу напружень в її околі дуже складна через її трьохвимірність та необхідність врахування пластичних деформацій. Тому пропонується використати наближений метод дослідження таких задач, який ґрунтується на використанні δ_c -моделі.

Аналог цієї моделі застосовувався для дослідження напруженого стану й граничної рівноваги циліндричних і ізотропних сферичних оболонок, ослаблених наскрізними тріщинами [2-7]. Значна увага дослідженню граничного стану пологої оболонки з тріщинами приділяється в [8]. В [9] виведено рівняння для поперечно-ізотропної сферичної оболонки з тріщиною.

Мета роботи. Розробити спосіб визначення граничної рівноваги оболонкових конструкцій з ненаскрізними тріщинами для підвищення їх експлуатаційної надійності.

Матеріали досліджень. Розглянемо оболонку, ослаблену внутрішньою тріщиною довжини $2l_0$ (рис. 1), яка розміщена в перерізах $x=0$ або $y=0$ і обмежена лініями, паралельними координатним. Відстань від границі тріщини до зовнішньої і внутрішньої поверхонь оболонки – $2d_2$ і $2d_1$ відповідно. Будемо вважати, що оболонка і береги тріщини завантажені лише симетричними відносно лінії тріщини зусиллями та моментами. В процесі деформації береги тріщини не контактують, а її кінці знаходяться в однакових умовах. Обмежимося розглядом досить глибоких тріщин ($d_3 = d_1 + d_2 \leq 0,6h$). Розміри тріщини, рівень зовнішнього навантаження та властивості матеріалу передбачаються такими, що в околі тріщини по всій глибині оболонки вузькою смугою розвиваються пластичні деформації.

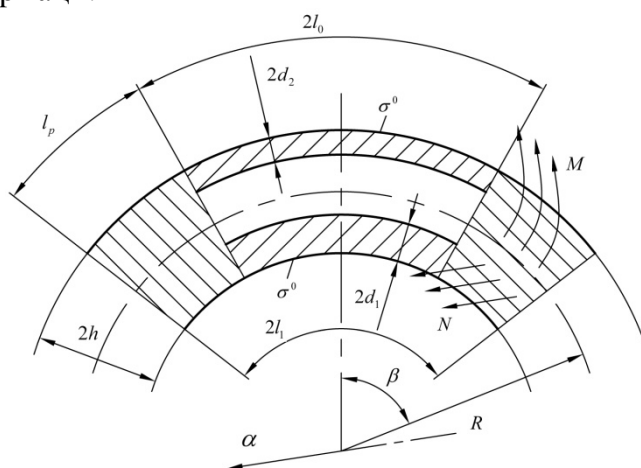


Рис.1 – Модель внутрішньої тріщини в оболонці

Тепер, відповідно до δ_c -моделі, зони пластичних деформацій замінимо поверхнями розриву пружних переміщень і кутів повороту, а реакцію матеріалу пластичної зони на пружну – відповідними зусиллями та моментами. Будемо вважати, що на продовженні тріщини в глибину до зовнішньої і внутрішньої поверхонь оболонки, тобто в області $x \in]-x_0; x_0[$, $\gamma \in [-h; -h + 2d_1] \cup [h - 2d_2; h]$ діють постійні напруження

$\sigma^0 = (\sigma_B + \sigma_T)/2$ (x – координата, вздовж якої розміщена тріщина). В пластичних зонах на продовженні тріщини по довжині діють невідомі нормальне зусилля N та згинний момент M , які задовольняють одну з умов пластичності, для ідеально пружно-пластичних матеріалів або для матеріалів із зміцненням.

Таким чином, в рамках прийнятої моделі ненаскрізна тріщина довжиною $2l_0$ замінюється наскрізною тріщиною невідомої довжини $2l_1$, на берегах якої виконуються умови

$$N_s(x) = \begin{cases} N_s^{(1)} + N^l - N_s^0, & |x| < x_0, \\ N - N_s^0, & x_0 \leq |x| \leq x_1, \end{cases}$$

$$M_s(x) = \begin{cases} M_s^{(1)} + M^l - M_s^0, & |x| < x_0, \\ M - M_s^0, & x_0 \leq |x| \leq x_1, \end{cases}$$

N^l та M^l – нормальне зусилля та згинний момент, які є реакцією матеріалу на розрив внутрішніх зв'язків над і під тріщиною і які згідно з прийнятими припущеннями про напруження в цих зонах визначаються за формулами

$$N^l = 2d_3\sigma^0, \quad M^l = 2\sigma^0(h - d_3)(d_2 - d_1)$$

$N_s^{(1)}, M_s^{(1)}$ – зусилля та момент, прикладені до берегів тріщини;

N^0, M^0 – ці ж параметри в суцільній оболонці на лінії тріщини, зумовлені зовнішнім навантаженням.

Результати досліджень. Розглянемо пружно-пластичну трансверсально-ізотропну сферичну оболонку, ослаблену поверхневою прямолінійною в плані тріщиною завдовжки $2l_0$ і завглибшки $2(h - d)$ ($2h$ – товщина оболонки) (рис. 2).

Віднесемо серединну поверхню оболонки до декартової системи координат XOY , початок якої сумістимо з центром тріщини, а вісь OX – з лінією тріщини. Не обмежуючи загальності задачі, вважатимемо, що оболонка знаходиться під дією зовнішнього навантаження, а до протилежних берегів тріщини прикладені самозрівноважені (рівні за величиною і протилежно направлені) зусилля та моменти. Якщо до берегів тріщини прикладено довільне навантаження, то, як і для плоскої [10] чи просторової [11], задачу можна звести до попередньої і до задачі про дію деякого додаткового навантаження на місці тріщини в суцільній оболонці. Розміри тріщини, навантаження та властивості матеріалу оболонки будемо вважати такими, що пластичні деформації розвиваються вузькою смугою на продовженні тріщини по всій товщині оболонки. Позначимо довжину пластичних зон зліва та справа від тріщини відповідно l_2 та l_3 . У відповідності з прийнятою моделлю замінимо пластичні зони поверхнями розриву пружних переміщень та кутів повороту, а реакцію пластичних зон l_2, l_3 на пружний об'єм – відповідно нормальними $N^{(i)}$, перерізуючими $Q^{(i)}$ та зсувними $S^{(i)}$ зусиллями, а також згинними $M^{(i)}$ та крутними $H^{(i)}$ моментами ($i = 2, 3$), які повинні задовольняти умову пластичності тонких оболонок

$$F^{(i)}(N^{(i)}, S^{(i)}, Q^{(i)}, M^{(i)}, H^{(i)}, \sigma_T, \sigma_B) = 0,$$

де σ_T та σ_B – поріг текучості та границя міцності матеріалу оболонки. В пластичній зоні під тріщиною $|x| \leq l_0$, $-h \leq \gamma \leq (h-d)$ (γ – нормальна до серединної поверхні координата) діють постійні напруження σ_0 .

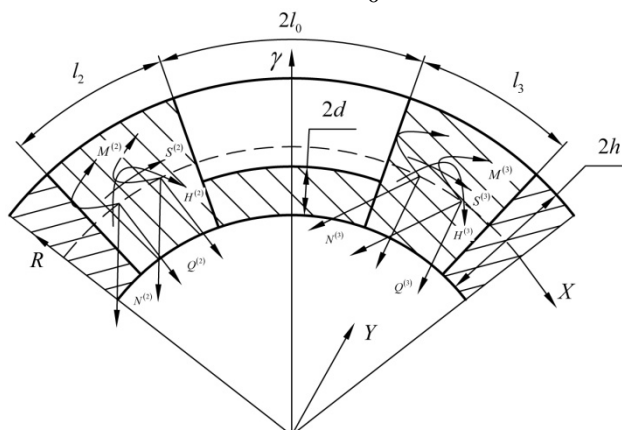


Рис. 2 – Модель поверхневої тріщини в оболонці

Отже, в рамках прийнятої моделі поверхневу тріщину завдовжки $2l_0$ замінюємо наскрізною невідомої довжини $2l_1 = 2l_0 + l_2 + l_3$, на берегах якої виконуються умови

$$T_i^+(X, 0) = T_i^-(X, 0) = f_i(X) \quad (i = \overline{1,5}). \quad (1)$$

Тут

$$f_i(X) = \begin{cases} T_i^{(1)} + T_i^{(l)} - T_i^{(0)}, & |X| \leq l_0, \\ T_i^{(2)} - T_i^{(0)}, & X \in l_2, \\ T_i^{(3)} - T_i^{(0)}, & X \in l_3. \end{cases}$$

$T_1 = N_2$, $T_2 = M_2$, $T_3 = S$, $T_4 = Q_2$, $T_5 = H$; $T_i^{(l)}$ – зусилля та моменти, які є реакцією матеріалу на розрив внутрішніх зв'язків в пластичній зоні під тріщиною; $T_i^{(0)}$ – зусилля та моменти основного напруженого стану, зумовленого зовнішнім навантаженням в оболонці без тріщини; $T_i^{(1)}$ – зусилля та моменти прикладені до берегів реальної тріщини.

Таким чином, пружно-пластична задача зведена до пружної, розв'язок якої будемо на основі методу дисторсій. Система диференціальних рівнянь трансверсально-ізотропної сферичної оболонки, що враховує наявність тріщини, має вигляд

$$\nabla^2 \nabla^2 \varphi - \frac{D_0 l_1^2}{R} \nabla^2 w = -D_0 l_1^2 F_1^0,$$

$$\nabla^2 \nabla^2 w + \frac{1}{DR} (l_1^2 - \varepsilon \nabla^2) \nabla^2 \varphi = l_1^2 F_2^0, \quad (\nabla^2 - l_1^2 \mu^2) \psi = F_3^0,$$

де

$$F_1^0 = (\nabla^2 + \partial_2^2) \varepsilon_{22}^0 - \partial_1 \partial_2 \varepsilon_{12}^0, \quad F_2^0 = \frac{1}{l_1} \nabla^2 (\partial_2 \varepsilon_{23}^0 + \nu \chi_{22}^0) - (1 - \nu) [\nabla^2 \chi_{22}^0 + 2 \partial_1 \partial_2 \chi_{12}^0],$$

$$F_3^0 = -\frac{2}{\mu^2} \left[2\partial_1 \partial_2 \chi_{22}^0 - (\partial_2^2 - \partial_1^2) \chi_{12}^0 \right] - l_1 (\partial_2 \varepsilon_{12}^0 - \partial_1 \varepsilon_{23}^0);$$

$$\mu^2 = \frac{2}{\varepsilon(1-\nu)};$$

$$\varepsilon = \frac{h^2}{3k'(1-\nu^2)} \frac{E}{G'};$$

$$D_0 = 2Eh; D = \frac{2Eh^3}{3(1-\nu^2)}; \nabla^2 = \partial_1^2 + \partial_2^2; \partial_1 = \frac{\partial}{\partial x}; \partial_2 = \frac{\partial}{\partial y}; x = \frac{X}{l_1}; y = \frac{Y}{l_1},$$

E та ν – модуль пружності і коефіцієнт Пуассона в серединній поверхні (поверхня ізотропії), G' – модуль зсуву в площадках, перпендикулярних до серединної поверхні, R – її радіус, k' – введений для перерізуючих зусиль коефіцієнт зсуву, ε_{ij}^0 , χ_{ij}^0 – (функціонали, що виражаються через стрибки переміщень і кутів повороту).

Враховуючи, що зусилля і моменти зберігають неперервність у довільній точці оболонки, а переміщення u , v , w та кути повороту γ_1 , γ_2 мають стрибки при переході через лінію тріщини (розриви першого роду) та розглядаючи їх як узагальнені функції [21] виражаємо ε_{ij}^0 та χ_{ij}^0 через стрибки переміщень і кутів повороту

$$\varepsilon_{12}^0 = \frac{1}{l_1} [u(x)] \delta(y), \quad \varepsilon_{22}^0 = \frac{1}{l_1} [v(x)] \delta(y), \quad \varepsilon_{23}^0 = \frac{1}{l_1} [w(x)] \delta(y),$$

$$\chi_{12}^0 = \frac{1}{2l_1} [\gamma_1(x)] \delta(y), \quad \chi_{22}^0 = \frac{1}{l_1} [\gamma_2(x)] \delta(y),$$

де $\delta(y)$ – функція Дірака.

На основі фундаментальних розв'язків системи та операції згортки побудовано інтегральні представлення ключових функцій φ , w , ψ . Підставляючи їх у формули для визначення зусиль та моментів через ключові функції знайдемо їх значення в довільній точці оболонки, зумовлені наявністю тріщини. Задовольняючи тепер умови на берегах тріщини (1) для знаходження невідомих стрибків узагальнених переміщень $[u]$, $[v]$, $[w]$, $[\gamma_1]$, $[\gamma_2]$ отримуємо систему п'яти сингулярних інтегральних рівнянь

$$\sum_{k=1}^5 \int_{-1}^1 \Omega_k(\xi) K_{ik}(x-\xi) d\xi = f_i^*(x), \quad |x| < 1, \quad i = 1, 2, 3, 4, 5, \quad (2)$$

яка розпадається на дві: систему двох та трьох рівнянь, що відповідають симетричному та антисиметричному відносно лінії тріщини розподілу напружень. В системі (2) позначено

$$\Omega_1(\xi) = \frac{1}{l_1} \frac{d}{d\xi} [v(\xi)], \quad \Omega_2(\xi) = \frac{Rc}{l_1} \frac{d}{d\xi} [\gamma_2(\xi)],$$

$$\Omega_3(\xi) = \frac{1}{l_1} \frac{d}{d\xi} [u(\xi)], \quad \Omega_4(\xi) = \frac{Rc}{l_1} \frac{d}{d\xi} [\gamma_1(\xi)], \quad \Omega_5(\xi) = \frac{1}{l_1} \frac{d}{d\xi} [w(\xi)],$$

$$f_i^*(x) = b_i f_i(X/l_1), \quad b_1 = b_3 = b_5 = \frac{1}{Eh}, \quad b_2 = b_4 = \frac{1}{RcEh}, \quad c = \frac{h}{\sqrt{3(1-\nu^2)}R}.$$

Ядра системи інтегральних рівнянь (2) мають вигляд

$$K_{ij}(z) = \frac{a_{ij}}{z} + K_{ij}^0(z), \quad (i \neq j = 1, 2, 3, 4, 5),$$

$$a_{11} = a_{33} = 1; \quad a_{22} = a_{44} = 1 - \nu^2; \quad a_{55} = 2R^2 c / \varepsilon,$$

$K_{ij}^0(z)$ – неперервні функції.

Відзначимо, що в системах інтегральних рівнянь (5.2.6) невідомі не тільки стрибки узагальнених переміщень, а й довжини пластичних зон l_2 та l_3 . Крім цього в праві частини рівнянь входять десять невідомих зусиль та моментів $P_i^{(2)}$, $P_i^{(3)}$, ($i = 1, 2, 3, 4, 5$) – реакції пластичних зон на пружний об'єм. Тому систему (2) розв'язують сумісно з умовами обмеженості зусиль і моментів біля тріщини (достатньо, щоб коефіцієнти інтенсивності зусиль і моментів біля вершин фіктивної тріщини були рівні нулю) та умовами пластичності тонких оболонок.

Як приклад розглянемо оболонку, що знаходиться під дією тільки симетричного або антисиметричного відносно тріщини та симетричного відносно перерізу $x = 0$ навантаження. Тоді $l_2 = l_3$, $P_i^{(2)} = P_i^{(3)}$, ($i = 1, 2, 3, 4, 5$).

Для оболонки, що знаходиться під дією внутрішнього тиску (симетричне навантаження, $N_2^0 = const$, $M_2^0 = 0$) інтенсивності p проведено числовий аналіз. Брали умову пластичності Треска у вигляді пластичного шарніру. В цьому випадку $N^l = 2d\sigma_0$, $M^l = 2d(h-d)\sigma_0$, $\sigma_0 = (\sigma_T + \sigma_B)/2$. Розкриття тріщини визначаємо за формулою

$$\delta(x, y) = [v(x)] + \gamma[\gamma_2(x)].$$

На рис. 3 показано залежність відносного розкриття наскрізної ($d = 0$) тріщини $\delta^* = \delta(l_0/l)E/(l_0\sigma_T)$ від її відносної довжини l_0/h . Обчислення проводились для таких значень параметрів: $p = 0,7h\sigma_T/R$; $E/G' = 2,6; 20$; $R/h = 100$; $k' = 5/6$; $\nu = 0,3$. Як бачимо зі збільшенням довжини тріщини вплив параметра E/G' на розкриття тріщини зменшується.

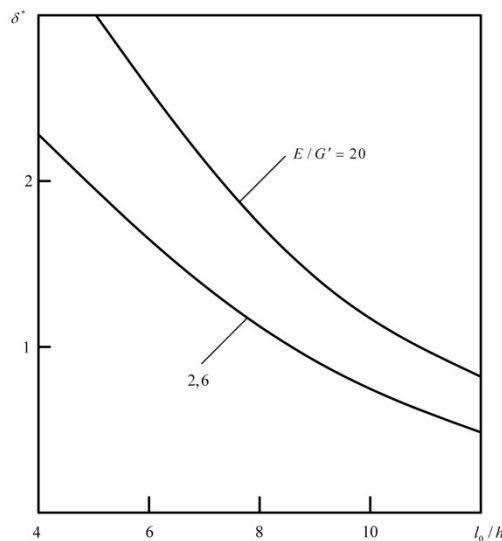


Рис. 3 – Залежність розкриття тріщини від її довжини та параметра зсувної податливості при симетричному навантаженні

У випадку, коли зовнішнє навантаження викликає в оболонці без тріщини на лінії, що відповідає тріщині, лише перерізує зусилля $Q_2^0 = const$ (антисиметричне навантаження) умову пластичності брали в такому вигляді

$$\left[\frac{1}{2h} \left(S + \frac{3\gamma}{h^2} H \right) \right]^2 + \left(\frac{1}{2hk'} Q \right)^2 = 2\sigma_{T3}^2,$$

де σ_{T3} – поріг текучості матеріалу оболонки на зсув. В цьому випадку $S^l = Q^l = 2d\sigma_{T3}$, $H^l = 2d(h-d)\sigma_{T3}$ і розкриття тріщини визначаємо за формулою

$$\delta(x, y) = \sqrt{[u(x)]^2 + [w(x)]^2} + \gamma[\gamma_1(x)].$$

На рис. 4 показано залежність відносного розкриття вершини тріщини від відносного навантаження $n^0 = Q_2^0 / (2h\sigma_T)$ для різних глибин поверхневої тріщини, довжина якої $l_0 = 6h$. Інші параметри такі ж як і в симетричному випадку.

Зауважимо, що у випадку довільного навантаження система інтегральних рівнянь (2) зав'язана через довжини пластичних зон.

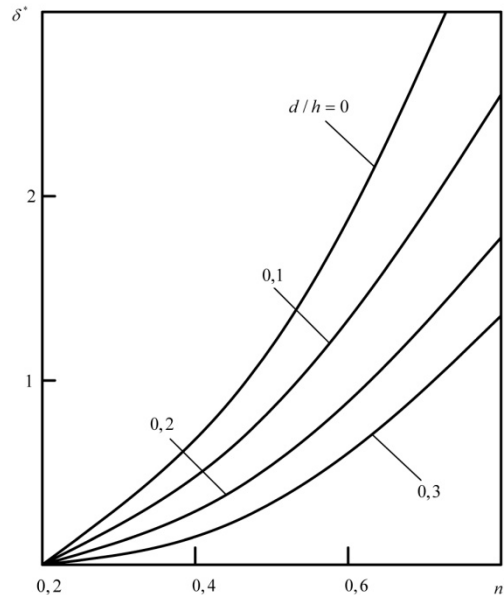


Рис. 4 – Залежність розкриття поверхневої тріщини від її глибини та величини перерізуєчої сили

Висновки. В статті приведено математичну модель пружно-пластичної оболонки, ослабленої ненаскрізною (поверхневою) тріщиною. За вихідні взято ключові рівняння уточненої теорії оболонок типу Тимошенка. За допомогою аналога δ_c -моделі трьохмірну пружно-пластичну задачу про напружений стан оболонки з тріщинами заданих розмірів зведено до двомірної пружної задачі для такої ж оболонки з наскрізною тріщиною невідомих розмірів. Пружну задачу зведено до системи сингулярних інтегральних рівнянь з невідомими границями інтегрування. Як приклад, досліджено залежність розкриття фронту поверхневої тріщини в трансверсально-ізотропній сферичній оболонці від навантаження, геометричних та механічних параметрів.

Список літератури: 1. Методические рекомендации. МР 108.7–86. Оборудование энергетическое. Расчеты и испытания на прочность. – М.: НПО ЦНИТМАШ, 1986. – 29 с. 2. Николишин М.М. Напряженное состояние упругопластических оболочек с несквозными трещинами / М.М. Николишин // Мат. методы и физ.-мех. поля, 1992.- Вып. 35.- С.147-151. 3. Николишин М.М. Предельное равнове-

сие сферической упругопластической оболочки с двумя коллинеарными трещинами / М.М. Николишин, Т.Е. Маселко // Пробл. прочности, 1994.- №8.- С.24-28. **4.** Осадчук В.А. Напряженно деформированное состояние и предельное равновесие оболочек с разрезами / В.А. Осадчук // К.: Наук. думка, 1985.- 224с. **5.** Фещук Ю.П. Замкнута трансверсально-ізотропна циліндрична оболочка з поздовжньою тріщиною / Ю.П. Фещук // Наукові нотатки Луцького національного технічного університету: Міжвузівський збірник. Випуск 25. – Луцьк: ЛНТУ. – 2009.- С.395-401. **6.** Erdogan F. Ductile fracture of pipes and cylindrical containers with circumferential flaw / F. Erdogan, F. Delale // Trans. ASME. Ser. J, J. Pressure Vessel Technol, 1981.- 103.- P.160-168. **7.** Erdogan F. Plastic strip model for thin shells // Prospects Fract. Mech.- Leyden, 1974.- P.609-617. **8.** Kushnir R.M. Limit analysis of a shallow shell with a system of arbitrarily located cracks / R.M.Kushnir, M.M. Nykolyshyn, M.Yo. Rostun, Yu.P.Feshchuk // Shell Structures: Theory and Applications. Proceedings of the 8TH SSTA conference, Jurata, Poland, 12-14 October 2005. P.139 – 142. **9.** Dugdale D.S. Yielding of steel sheets containing slits / D.S. Dugdale // J. Mech. and Phys. Solids, 1960.-8, №2.-P.100-104. **10.** Саврук М.П. Двумерные задачи упругости для тел с трещинами / М.П. Саврук // Киев: Наук. думка, 1981. – 324 с.

Надішла до редколегії 21.10.2012

УДК 539.375:621.983

Підвищення експлуатаційної надійності оболонкових елементів конструкцій з ненаскрізними тріщинами / Фещук Ю.П., Савчук П.П., Зайчук Н.П., Гусачук Д.А. // Вестник НТУ "ХПИ". Серия: Проблемы качества продукции в машиностроении и металлургии – Харьков: НТУ "ХПИ". – 2012. - № 46(952). – С 227-234. – Бібліогр.: 10 назв.

В статье приведена математическая модель упруго-пластической оболочки, ослабленной несквозной трещиной. С помощью аналога δ_c -модели трехмерную упруго-пластическую задачу о напряженном состоянии оболочки с трещинами заданных размеров сведено к двумерной упругой задаче для такой же оболочки с трещиной неизвестных размеров. Исследована зависимость раскрытия фронта поверхностной трещины в трансверсально-изотропные сферической оболочке от нагрузки, геометрических и механических параметров.

Ключевые слова: несквозные трещины, оболочечные конструкции, надежность, δ_c -модель.

The aim is to develop a method of determining the limit equilibrium shell structures with non-through cracks to improve their operational reliability. In the article the mathematical model of elastic-plastic shell weakened n non-through (surface) crack. Over the weekend taken the key equation of the specified type shell theory of Timoshenko. With analogue δ_c -model three-dimensional elastic-plastic problem of stress cracks the shell of a given size is reduced to two-dimensional elastic problem for the same membrane with continuous crack of unknown size. Elastic problem is reduced to a system of singular integral equations with unknown boundaries of integration. As an example, the dependence of the front surface opening cracks in transversely isotropic spherical shell, the load, geometrical and mechanical parameters. First received the system of boundary integral equations for the transversal-isotropic spherical shell weakened nenaskriznymy or surface cracks.

Keywords: non-through crack, shells constructions, reliability, δ_c -model.

ЗМІСТ

Автономова Л. В., Бондарь С. В., Прево И. Д., Хавин В. Л. Моделирование процесса холодного выдавливания детали типа «стакан» при помощи пакета DEFORM.....	3
Алиева Л. И., Мартынов С. В., Гончарук К. В. Исследование силового режима процесса высадки внутреннего фланца методом верхней оценки из трубной заготовки.....	7
Аргат Р. Г., Пузырь, Р. Г. Анализ условий формоизменения относительно толстолистовых заготовок с целью расширения возможностей процесса деформирования.....	13
Ванюшенко Е. М., Гребенник К. В., Даниленко В. Я. Исследование износа рабочих органов распределительного механизма штамповочного молота.....	18
Данченко В. Н., Дья Х., Шрамко А. В., Чухлеб В. Л., Ашкелянец А. В. Исследование напряженного состояния формовочных штампов и условий контактного трения с помощью компьютерного моделирования при штамповке заготовок железнодорожных колес.....	26
Євстратов В. О. , Сучасні технології точного об'ємного штампування.....	33
Забара А. С. , Плеснецов Ю. А. Моделирование процесса формообразования специальных гнутых профилей замкнутого сечения.....	40
Загорянский В. Г. Расчетная методика оценки деформационной способности биметаллических полос по их предельному изгибу.....	45
Калюжний В. Л., Куліков І. П. Вплив геометричної форми пуансону на відборткування круглих отворів у зпрофільованій заготовці.....	50
Калюжний В. О. В. Вплив коефіцієнта відборткування на силові режими і якість виробів при відбортванні круглих отворів в традиційній та в зпрофільованій листовій заготовці	56
Князев М. К., Процан Ю. В. Концепция электрогидравлического пресса с интеллектуальной системой управления...	63
Коваленко О. А., Боровик П. В. Анализ исходной шероховатости рабочей поверхности инструмента при упрочнении ванадием с использованием метода электроискрового легирования.....	66
Кухарь В. В., Каргин Б. С. , Николенко Р. С. Исследование формоизменения заготовок при профилировании выпуклыми плитами с эксцентриситетом нагрузки.....	71
Маковей В. О., Проценко П. Ю. Розрахунково-аналітичний аналіз напружено-деформованого стану труб при обкочуванні.....	76
Периг А. В., , Тарасов А. Ф., Алтухов, А. В. Систематизация процессов интенсивного пластического деформирования (ИПД) объемных заготовок на основе онтологического подхода.....	83
Савелов Д. В., Исследование процесса уплотнения порошковой смеси на вибростоле с жестко-упругими ограничителями.....	90
Стеблюк В. І., Орлюк М. В., Холявік О. В. Визначення параметрів напружено-деформованого стану при витягуванні	98

коробчастих деталей із заготовок, розрахованих методом потенціалу.....	
Ткаченко Я. Ю., Лантєв А. М. Виды и особенности оборудования для горячего прессования порошковых материалов с нагревом пульсирующим электрическим током.....	102
Троцько О. В. Исследования потери устойчивости пластического деформирования при плоском напряженном состоянии.....	107
Фёдоров С. В. Энергетический анализ эволюции состояния сдвига (трения) в шарнире деформации при холодной ОМД.....	112
Фролов Е. А., Носенко О. Г., Теоретические исследования напряженного состояния при глубокой вытяжке деталей из коррозионностойких сталей с диффузионным покрытием.....	123
Харитонов В. А., Зарецкий М. В., Зарецкий Л. М. , Технологические особенности процесса преформации проволоки для точного позиционирования в неполном слое повива каната.....	132
Хоменко О. І. Б Аглю Г. А.К, Куріхін В. С. Урахування радіальної складової швидкості плинину порошкових матеріалів при моделюванні процесу ущільнення в закритому штампі.....	135
Черкащенко В. Ю., Лотоус В. В., Драгобецький, В. В. Технологические параметры гибки биметаллических дуг пассажирских вагонов.....	143
Засельский В.И., Сатонин А.В., Букотин Д.Е., Найденов В.С., Коренко М.Г., Григорчук В.Ю. Разработка технологии бескалибровой прокатки сортовых полосовых профилей в условиях мелкосортных станов	148
Лыжников Е. И., Давыденко Е. К Технология резки труб плоским ножом.....	154
Медведев В.С., Разиньков Н.А. Ресурсосберегающая малокалиберная прокатка сортовых профилей.....	159
Руденко Е. А., Коновалов Ю. В., Фролова М. О. Исследование параметров формоизменения слябов после многократного обжата в системе вертикальные – горизонтальные валки	164
Рудюк А. С. , Антоненко А. В., Барабаш А. В., Дурасов А. В. О некоторых аспектах энерго- и ресурсосберегающей технологии производства транспортного металла.....	169
Пыхтин Я. М., Перетяцько К. Ф., Снимщицова Г. И., Царёва Т. А. Гармонизация национальных стандартов – перспективное направление повышения качества металлопроката	176
Харитонов В. А., Галлямов Д. Э., Исследование эффективности способов волочения стальной проволоки.....	191
Харитонов В.А., Таранин И.В. Влияние калибровки валков на напряженное состояние в очаге деформации при прокатке катанки	198
Грушко А. В., Молодецкая Т. И., Ткаченко Р. С., Гуцалюк А. В. Деформированное состояние в условиях поперечного изгиба толстолистовой широкой заготовки.....	203
Коваленко О. А., Боровик П. В. Анализ исходной шероховатости рабочей поверхности инструмента при упрочнении ванадием методом электроискрового легирования.....	212

Мицьк В. Я.

Исследование динамики вибрационной отделочно-зачистной и упрочняющей обработки в «u»-образном резервуаре..... 217

Познякова М. Е., Сучков Г. М.

Повышение чувствительности иммерсионного ультразвукового контроля заготовок для железнодорожных осей..... 222

Фещук Ю. П., Савчук П. П., Зайчук Н. П., Гусачук Д. А.

Підвищення експлуатаційної надійності оболонкових елементів конструкцій з ненаскрізними тріщинами 227

ДЛЯ НОТАТОК

ДЛЯ НОТАТОК

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
"ХПІ"**

Збірник наукових праць

Серія:

Нові рішення в сучасних технологіях

№46(952)

Науковий редактор чл.-кор. НАН України, д-р техн. наук, проф. Є. І. Сокол

Технічний редактор Т.Л. Коворотний

Відповідальний за випуск: к. т. н. І. 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

Обл.-вид. №152-12

Підп. до друку 01.10.2012р. Формат 60x84/16. Надруковано на різнографі
Gestetner 6123CP. Ум.-друк. арк. 9,4. Облік.вид.арк. 10,0.

Наклад 300 прим. Зам. №44. Ціна договірна

Видавничий центр НТУ «ХПІ»

Свідоцтво про державну реєстрацію суб'єкта видавничої справи ДК №3657 від 24.12.2009
61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня "Технологічний Центр"

Свідоцтво про державну реєстрацію №1 480 120 0000 021055 від 02.04.2002
Адреса: 61145, м. Харків, вул. Шатилова дача,4