

ВЕСТНИК
НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА "ХПИ"

ISSN 2079-5459

Сборник научных трудов

45'2011

**Тематический выпуск "Новые решения в
современных технологиях "**

Издание основано Национальным техническим университетом «ХПИ» в 2001 году

Госиздание

Свидетельство Госкомитета по информационной политике

Украины КВ №5256 от 02.07.2001 г

КООРДИНАЦИОННЫЙ СОВЕТ

Председатель

Л.Л.Товажнянский, д-р техн.наук, проф.

Секретарь

К.А. Горбунов, канд. техн.наук, доц.

Координационный совет

А.П. Марченко, д-р техн. наук, проф.

Е.И. Сокол, д-р техн. наук, проф.

Е.Е. Александров, д-р техн. наук, проф.

Л.М. Бесов, д-р техн. наук, проф.

Б.Т. Бойко, д-р техн. наук, проф.

Ф. Ф. Гладкий, д-р техн. наук, проф.

М.Д. Годлевский, д-р техн. наук, проф.

А.И. Грабченко, д-р техн. наук, проф.

В. Г. Данько, д-р техн. наук, проф.

В.Д. Дмитриенко, д-р техн. наук, проф.

И.Ф. Домнин, д-р техн. наук, проф.

Ю.И. Зайцев, канд. техн. наук, проф.

В.В. Елифанов, канд. техн. наук, проф.

О.П. Качанов, д-р техн. наук, проф.

В.Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.

С. И. Кондрашов, д-р техн. наук, проф.

В.М. Кошельник, д-р техн. наук, проф.

В.И. Кравченко, д-р техн. наук, проф.

Г.В. Лисачук, д-р техн. наук, проф.

В.С. Лупиков, д-р техн. наук, проф.

О.К. Морачковский, д-р техн. наук, проф.

В.И. Николаенко, канд. ист. наук, проф.

П.Г. Перерва, д-р экон. наук, проф.

В.А. Пуляев, д-р техн. наук, проф.

М.И. Рыщенко, д-р техн. наук, проф.

В.Б. Самородов, д-р техн. наук, проф.

Г.М. Сучков, д-р техн. наук, проф.

Ю.В. Тимофеев, д-р техн. наук, проф.

Н.А. Ткачук, д-р техн. наук, проф.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Ответственный редактор

Е.И. Сокол, д-р техн. наук, проф.

Ответственный секретарь

А.В. Ивахненко, ст. преп.

Г.И. Львов, д-р техн.наук, проф.

А.С. Куценко, д-р техн. наук, проф.

И.В. Кононенко, д-р техн. наук, проф.

Л.Г. Раскин, д-р техн. наук, проф.

В.Я. Заруба, д-р техн. наук, проф.

В.Я. Терзиян, д-р техн. наук, проф.

М.Д. Узунян, д-р техн. наук, проф.

Л.Л. Брагина, д-р техн. наук, проф.

В.И. Шустиков, д-р техн. наук, проф.

В.И. Тошинский, д-р техн. наук, проф.

Р.Д. Сытник, д-р техн. наук, проф.

В.Г. Данько, д-р техн. наук, проф.

В.Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.

Б.В. Клименко, д-р техн. наук, проф.

Г.Г. Жемеров, д-р техн. наук, проф.

В.Т. Долбня, д-р техн. наук, проф.

Н.Н. Александров, д-р техн. наук, проф.

П.Г. Перерва, д-р экон. наук, проф.

Н.И. Погорелов, канд. экон. наук, проф.

АДРЕС РЕДКОЛЛЕГИИ

61002, Харьков, ул. Фрунзе. 21 НТУ
«ХПИ», СМУС Тел. (057) 707-60-40

Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць.
Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях.- Харків: НТУ „ХПІ» -
2011. - № 45 . - 176 с.

В сборнике представлены теоретические и практические результаты научных исследований и разработок, которые выполнены преподавателями высшей школы, аспирантами, научными сотрудниками, специалистами различных организаций и предприятий.

Для научных работников, преподавателей, аспирантов, специалистов

У збірнику представлені теоретичні та практичні результати наукових досліджень та розробок, що виконані викладачами вищої школи, аспірантами, науковими співробітниками, спеціалістами різних організацій та підприємств.

Для наукових співробітників, викладачів, аспірантів, спеціалістів

Друкується за рішенням Вченої ради НТУ „ХПІ”, Протокол №10 від 01.11.2011

Національний технічний університет „ХПІ” 2011

КУЗНЕЧНО-ШТАМПОВОЧНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

АНАЛИЗ И СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КУЗНЕЧНО-ШТАМПОВОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

УДК 621.83

СЕРЕДА Б.П., д.т.н., проф., ЗГИА, Запорожье
ЯВТУШЕНКО А.В., к.т.н., доц., ЗНТУ, Запорожье
ВАСИЛЬЧЕНКО Т.А., асп., ЗГИА, Запорожье.

РАЦИОНАЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ ПЛАНЕТАРНЫХ МЕХАНИЗМОВ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ В ПРИВОДАХ КРИВОШИПНЫХ ПРЕССОВ

В статье определены основные методы повешения равномерности распределения нагрузки в зацеплениях зубчатых колес планетарного привода кривошипных прессов. Рассмотрены основные конструкции планетарных механизмов, применяемые в системах включения прессов.

В статті визначені основні методи підвищення рівномірності розподілу навантаження в зачепленнях зубчастих коліс планетарного приводу кривошипних пресів. Розглянуті основні конструкції планетарних механізмів, що застосовуються в системах включення пресів.

In article the basic methods of hanging of uniformity of distribution of loading in gearings of cogwheels of a planetary drive pressing machines are defined. The basic designs of planetary mechanisms applied in systems of inclusion presses are considered.

В приводах кривошипных прессов все большее распространение получают планетарные механизмы. Использование планетарных приводов позволяет повысить технико-экономические показатели работы прессы, однако, основные преимущества планетарных механизмов могут быть полностью проявлены только тогда, когда обеспечено равномерное распределение нагрузки между сателлитами и по длине контактирующих линий зубьев в каждом зацеплении.

Неравномерность распределения нагрузки, определяемая погрешностями изготовления и сборки механизмов, неодинаковым износом зацеплений и подвижных соединений, приводит к снижению надежности и долговечности передачи, т.к. зубчатые зацепления одного или нескольких сателлитов работают с увеличенной, по сравнению с расчетной, нагрузкой.

Равномерность распределения нагрузки может быть обеспечена несколькими методами, целесообразность и эффективность которых определяется назначением привода, типом механизма, его параметрами жесткости и т.д.

Повышение качества изготовления деталей и сборки механизма до определенной степени способствует улучшению распределения нагрузки, особенно в высокоскоростных передачах.

В многосателлитных передачах (при $n_{\omega} \geq 6$) успешно применяются специальные уравнивательные устройства [1, 2].

Для повышения равномерности распределения нагрузки в планетарных механизмах широко используют метод увеличения податливости основных звеньев механизма и их опор [3, 4, 5].

Одним из наиболее эффективных способов увеличения равномерности распределения нагрузки является применение так называемых рациональных или самоустанавливающихся механизмов, идею которых разработал и теоретически обосновал Л.Н. Решетов [1].

Самоустанавливающимся механизмом называется статически определенный механизм, т.е. механизм без избыточных связей. Избыточными (пассивными) являются такие связи, устранение которых не приводит к увеличению подвижности механизма. Самоустанавливающиеся механизмы содержат звенья, обладающие дополнительными подвижностями, что позволяет им в процессе работы занимать положение, соответствующие отсутствию статической неопределенности. Механизмы без избыточных связей требуют значительно меньшей трудоемкости их изготовления и сборки, повышают несущую способность привода, его к.п.д., увеличивают долговечность и надежность его работы даже при изменении размеров звеньев в результате износа.

Наличие избыточных связей можно установить по наличию или отсутствию натягов при сборке и работе механизма, или подсчетом по структурной формуле [1]:

$$q = W - 6n + 5p_V + 4p_{IV} + 3p_{III} + 2p_{II} + p_I \quad (1)$$

где n – число подвижных звеньев механизма;

p_i – число кинематических пар i -го класса ($i=I, \dots, V$).

При определении числа избыточных связей планетарный механизм недопустимо представлять в виде плоской схемы, поэтому нельзя применять формулы для плоских схем. Плоская формула А.П. Малышева может использоваться только для расчета числа наиболее недопустимых (вредных) связей.

Планетарный механизм с тремя сателлитами на опорах пятого класса (рис.1,а) имеем восемь избыточных связей. Действительно, при $n=5$, $p_V=5$, $p_{II}=6$, $p_V=p_V=p_V=0$ по формуле (1), имеем: $q = 1 - 6 \cdot 5 + 5 \cdot 5 + 2 \cdot 6 = 8$.

Две связи, определяющие неравномерность распределения нагрузки между сателлитами, определяются также по формуле (1) и являются наиболее недопустимыми. Шесть других связей вызывают неравномерное распределение нагрузки по ширине зубчатого венца в каждом зацеплении.

В соответствии с формулой (1) снижение числа избыточных связей обеспечивается изменением количества и класса кинематических пар и введением дополнительных подвижностей плавающих (без опор) звеньев.

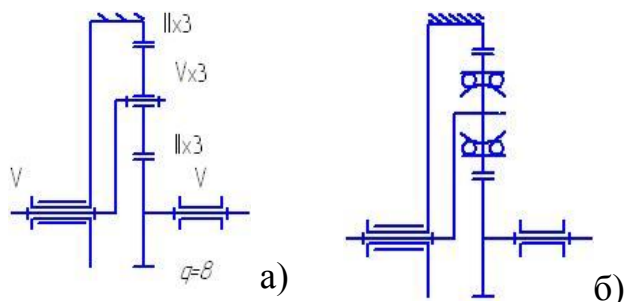


Рис.1. Планетарный механизм типа «А»

Класс кинематической пары соответствует числу условий связи, т.е. числу невозможных перемещений элементов данного соединения. К парам II класса в планетарных механизмах относятся зубчатые зацепления с прямыми зубьями. При бочкообразных зубьях хотя бы одного из сцепляющихся колес контакт в зацеплении будет точечным и такая пара относится к I классу. Парам III класса являются шлицевые соединения в зубчатых муфтах без упоров, т.е. без ограничения осевого перемещения. Если осевое перемещение шлицевого соединения исключается применением упоров, такое соединение относится к парам IV класса. Подшипники скольжения относятся к парам IV класса, если осевое перемещение неограниченно (цилиндрическая пара), и к парам V класса, если допускается только вращательное движение (вращательная пара).

Класс кинематических пар, образуемых подшипниками качения, зависит от типа подшипников (его конструкции и способа заделки неподвижного кольца). Изменяя тип подшипника или способ заделки неподвижного кольца, можно изменять класс кинематической пары, уменьшая тем самым число избыточных связей. Так, установка сателлитов на подшипниках III класса (сферические самоустанавливающиеся с неподвижным наружным кольцом) обеспечивают каждому сателлиту две дополнительные подвижности, которые полностью устраняют неравномерность распределения нагрузки по ширине зубчатого венца. Для планетарного механизма, показанного на рис.1,а, имеем: $n=5$, $p_V=p_I=0$, $p_{III}=3$, $p_{II}=6$, тогда

$$q = 1 - 6 \cdot 5 + 5 \cdot 2 + 3 \cdot 3 + 2 \cdot 6 = 2,$$

т.е. остаются две связи, определяющие неравномерное распределение нагрузки между сателлитами и которые могут быть удалены только при помощи плавающих (самоустанавливающихся) звеньев.

Плавающими могут быть любые звенья механизма, однако наилучшие условия самоустановки и минимальные габариты механизма будут при плавающем ведущем звене, а наихудшие – при плавающем ведомом звене.

Планетарный механизм А с плавающим ведущим колесом а и сферическими самоустанавливающимися подшипниками сателлитов (рис.1,б) не имеет избыточных связей и рекомендуется для широкого применения во всех конструкциях приводов.

К сожалению, данная конструктивная схема не всегда может быть использована в механизмах с малым передаточным отношением ($p \leq 4$), так как в сателлитах не удастся разместить сферический подшипник требуемой трудоспособности. В таких случаях сателлиты устанавливают на подшипниках IV класса, а устранение или уменьшение числа избыточных связей производят за счет самоустановки звеньев.

На рисунке 2 показаны основные способы уменьшения числа избыточных связей планетарных механизмов с наибольшим передаточным отношением.

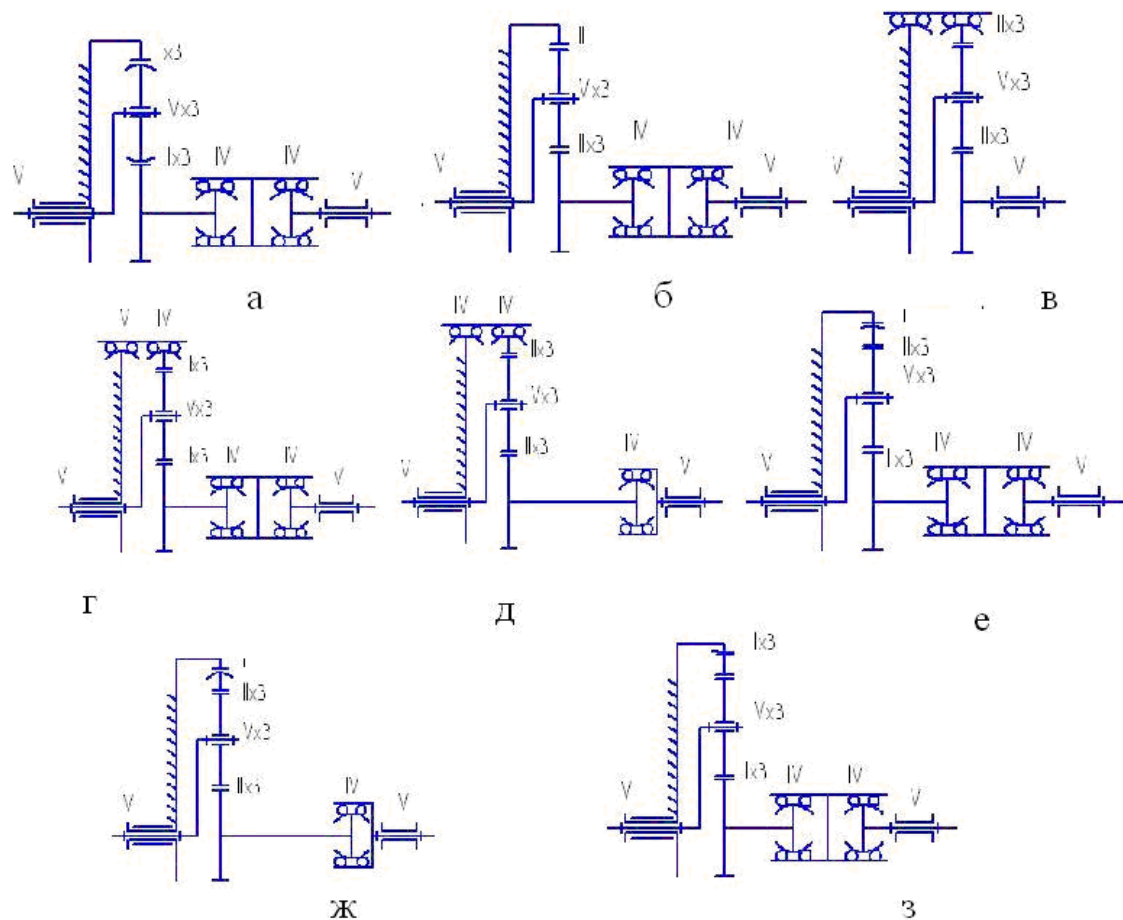


Рис.2. Основные способы уменьшения числа избыточных связей

Механизм не будет иметь избыточных связей, если центральное колесо выполнить плавающим на двойной зубчатой муфте, а зубья сателлитов изготовить бочкообразными (рис 2,а), однако точечный контакт в зубчатом зацеплении а-д приводит к высоким контактным напряжениям, в результате чего снижается нагрузочная способность передачи.

При линейном контакте в зубчатом зацеплении удовлетворительные результаты достигаются при плавающих центральных колесах с двойными зубчатыми муфтами (рис 2,б и в). Механизмы с плавающим колесом а рекомендуются для быстроходных передач, а с плавающим колесом в – для тихоходных. При плавающем колесе а механизм имеет увеличенные осевые размеры, при плавающем колесе в - радиальные. Зубчатые муфты следует выполнять двойными, а расстояние между венцами принимать как можно больше, так как в этом случае переносы осей основных звеньев будут наименьшие.

Механизмы с обоими плавающими звеньями (рис. 2, г и д) имеют две избыточные связи и две местные подвижности (перемещение колес в радиальном и осевом направлении), которые, однако являются безвредными, т.к. приводят к центрированию колес без перемещения основных звеньев. Такие механизмы нашли широкое применение, причем для быстроходных передач более

предпочтительным является механизм по схеме д, в котором силы инерции от биения наружного колеса меньше.

Схемы механизмов по рисунку 2,е и ж эффективны только с муфтами, имеющими короткие бочкообразные зубья. Механизмы по рисунку 2,ж, используемые в приводе горизонтально-ковочных машин усилием 1,6 МН, имеют три избыточные связи и никакими преимуществами по сравнению с механизмами по рис. 2,б не обладают.

Избыточные связи почти полностью устранены в механизмах (рис. 2з) с плавающим центральным колесом *а* и бочкообразными зубьями колеса *в*. Точечный контакт в зацеплении в-д неопасен, так как несущая способность внутреннего зацепления гораздо выше, чем наружного, а в зацеплении *а-д* сохраняется линейный контакт. Недостатком данной схемы является технологическая трудность изготовления бочкообразных внутренних звеньев.

В таблице 1 приведен расчет числа избыточных связей всех рассмотренных схем механизмов.

Таблица – Расчет числа избыточных связей

Схема механизма по рисунку	n	Число кинематических пар					W	q
		p_V	p_{IV}	p_{III}	p_{II}	p_I		
1,а	5	2	-	3	6	-	1	2
1,б	6	2	1	3	6	-	1	0
2,а	7	5	2	-	-	6	1	0
2,б	7	5	2	-	6	-	1	4
2,в	7	5	2	-	6	-	1	4
2,г	9	5	4	-	6	-	3	2
2,д	8	5	3	-	6	-	3	2
2,е	8	5	2	1	6	-	1	1
2,ж	7	5	1	1	6	-	1	3
2,з	7	5	2	-	3	3	1	1

Рекомендации по устранению избыточных связей планетарных механизмов, рассмотренные на примере механизма *А* справедливы и для других типов механизмов.

Способ выравнивания нагрузки определяет конструктивное исполнение основных звеньев механизма и их опор. Многочисленные примеры и рекомендации по проектированию центральных колес, водила, сателлитов и их опор приведены в литературе [1,2,6].

В заключении приведем сравнительные данные (рис.3) по эффективности различных способов выравнивания нагрузки в планетарном механизме с передаточным отношением $i^h=3,6$ передаваемой мощности 46 кВт, в числе сателлитов 3 и 6 [2] .

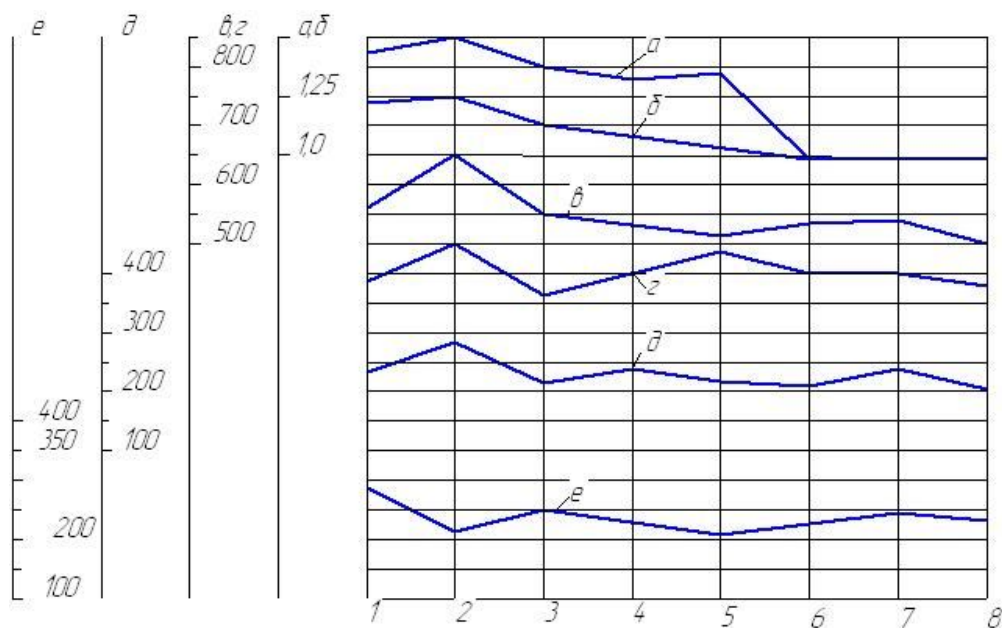


Рис.3. Эффективность различных способов выравнивания нагрузки

Кривые а и б изображают зависимость коэффициента неравномерности распределения нагрузки между сателлитами Ω при соответственно 6 и 3 сателлитах; кривые в и г - соответственно радиального и осевого габаритных размеров в миллиметрах; д - массы в кг; е - трудоемкость изготовления в нормо-часах. Варианты способов устранения избыточных связей обозначены: 1 - жесткая подвеска основных звеньев; 2 - повышенная точность осуществления сборки; 3 - рациональная сборка механизма; 4 - гибкий венец центрального колеса; 5 - плавающая подвеска центрального колеса а; 6 - плавающая подвеска центрального колеса в с гибким зубчатым ободом; 7 - плавающая подвеска обоих центральных колес; 8 - уравнивательная подвеска сателлитов.

Выводы

В статье определены основные методы повешения равномерности распределения нагрузки в зацеплениях зубчатых колес планетарных приводах кривошипных прессов. Рассмотрены основные конструкции планетарных механизмов, применяемые в системах включения прессов. В приводах кривошипных прессов наиболее рационально использование механизмов по схеме г и д (рис.2).

Список литературы: 1. Решетов Л.Н. Самоустанавливающиеся механизмы: Справочник [Текст]/ Л.Н. Решетов - М.: Наука, 1973. - 224 с. 2. Руденко В.Н. Планетарные и волновые передачи: Альбом конструкций [Текст]/ В.Н. Руденко - М.: Машиностроение, 1980. - 148 с. 3. Кожевников О.Н. Теория машин и механизмов. 3-е изд., перераб. и доп. [Текст]/ О.Н. Кожевников - М.: Машиностроение, 1969. - 584 с. 4. Кораблев А.И. Повышение несущей способности и долговечности зубчатых передач. [Текст]/ А.И., Кораблев, Д.Н. Решетов - М.: Наука, 1968. - 288 с. 5. Планетарные передачи: Справочник. [Текст]/ Под ред. Кудрявцева В.Н. - Л.: Машиностроение, 1977. - 536 с. 6. Заблонский К.И. Планетарные передачи: Вопросы конструирования. [Текст]/ К.И. Заблонский, И.Л. Горобец. - Киев: Техника, 1972. - 148 с.

ДОБРОВЛЯНСЬКИЙ С.М., канд. техн. наук, доц., НТУУ “КПІ”, Київ
ХОЛЯВІК О.В., асист., НТУУ “КПІ”, Київ
ШЕВЧУК Д.В., студ., НТУУ “КПІ”, Київ

ПРЕС ВИРУБНИЙ З ДЕЗАКСІАЛЬНИМ КРИВОШИПНО ШАТУННИМ МЕХАНІЗМОМ

У статті проведено аналіз виконаних раніше робіт по удосконаленню розділових операцій з ціллю зниження енергетичних витрат під час робочого ходу преса. Доведена доцільність виконання розділових операцій при значних недоходах повзуна пресу до нижньої мертвої точки. Обґрунтована доцільність використання приводу із дезаксіальним кривошипно-шатунним механізмом із дезаксіалом, що дорівнює 1.

Ключові слова: вирубка, кривошипний прес, робочий хід повзуна преса, робочий кут, дезаксіал приводу.

В статье проведен анализ выполненных ранее работ по совершенствованию разделительных операций с целью снижения энергетических потерь в период рабочего хода прессы. Показана целесообразность выполнения разделительных операций при значительных недоходах ползуна прессы до нижней мертвой точки. Обоснована целесообразность использования привода с дезаксиальным кривошипно-шатунным механизмом с дезаксиалом равным 1.

Ключевые слова: вырубка, кривошипный пресс, рабочий ход ползуна прессы, рабочий угол, дезаксиал привода.

In the article the analysis of the works executed before is conducted on perfection of dividing operations with the purpose of decline of power losses in the period of working stroke of press. Expediency of implementation of dividing operations is shown at considerable distances of slide-block of press to the bottom dead centre. Expediency of the use of drive is reasonable with a not central crank-type-piston-rod mechanism with an eccentricity equal 1.

Keywords: felling, crank-type press, working stroke of slide-block of press, working corner, eccentricity drive.

Вступ. Розділювальні операції (вирубка, пробивка, різка в штампі) є найбільш поширеними операціями при штампуванні листового матеріалу на механічних пресах як самостійними, так і складовими інших процесів (суміщена вирубка-витяжка, вирубка-гнуття та ін.). При вирубці відносно невеликих деталей з листів товщиною до 8...10 мм використовуються в основному відкриті двох стійкові преси з центральним кривошипно-шатунним механізмом з постійним чи регульованим ходом. Наладка преса при виконанні розділювальних операцій зводиться до встановлення такої закритої висоти, при якій повне відділення деталі від заготовки відбувається при підході повзуна до нижньої мертвої точки, при цьому кутове положення кривошипа початку різки знаходиться в межах 30° а величина робочого ходу складає 15% повного ходу. Саме мала відносна величина робочого ходу при виконанні розділювальних операцій вважається основною причиною невисокого коефіцієнту корисної дії робочого ходу, який за даними різних дослідників ([1], [2]) знаходиться в межах

0,5...0,65. Дослідження, результати яких викладені в роботах [3], [4], дають дещо інше тлумачення причин низького ККД робочого ходу розділювальних процесів.

Ціль роботи. Основною метою статті є дослідження енергетичних витрат в період робочого ходу та розробка рекомендацій по їх зменшенню.

Основні енергетичні витрати в період робочого ходу

$$A_{px} = A_d + A_f + A_y, \quad (1)$$

де A_{px} – робота робочого ходу;

A_f – робота сил тертя в кривошипно-шатунному механізмі в період робочого ходу;

A_y – робота, що витрачається на пружну деформацію системи прес-заготовка-інструмент (штамп).

Коефіцієнт корисної дії робочого ходу

$$\eta_{px} = \frac{A_d}{A_d + A_f + A_y} = \frac{1}{1 + A_f / A_d + A_y / A_d} \quad (2)$$

Для підвищення ККД, згідно з виразом (2), необхідно мінімізувати його знаменник, тобто суму A_f / A_d та A_y / A_d . Робота деформації (вирубки) залежить від розмірів деталі, що вирубється та механічних характеристик матеріалу і для конкретного процесу корегуванню не підлягає. Те ж відноситься і до енергії пружної деформації, яка залежить від максимального зусилля вирубки (точніше від зусилля, яке передуює моменту його різкого спаду) та жорсткості системи прес-заготовка-інструмент C :

$$A_y = \frac{F_m^2}{2 \cdot c} \quad (3)$$

Залишається єдина величин, зміною якої (зменшенням) можна підвищити ККД робочого ходу - A_f :

$$A_f = \int_{\alpha_k}^{\alpha_n} M_{\alpha}^f \cdot d\alpha + f \int_0^{s_{px}} F_s \cdot \operatorname{tg} \beta_s \cdot ds \quad (4)$$

В виразі (4):

$$M_{\alpha}^f = f \cdot F_{\alpha} \cdot [(1 + \lambda) \cdot R_a + \lambda \cdot R_b + R_0] \quad (5)$$

де f – коефіцієнт тертя в опорах головного валу, головках шатуна та напрямних повзуна;

F_{α} – зусилля на шатуні при кутовому положенні кривошипа α , відрахованому від 0 (нижнього положення повзуна);

λ – коефіцієнт довжини шатуна (відношення радіуса кривошипа валу до довжини шатуна (відстані між верхньою і нижньою головками шатуна));

R_a, R_b, R_0 - геометричні розміри (радіуси) відповідно мотилевої шийки головного валу, нижньої головки шатуна та корінних опор валу;

α_n, α_k - кутове положення кривошипа початку та кінця власне вирубки;

β_s - кут нахилу осі шатуна до напрямку переміщення повзуна;
 $\sin \beta_s = \lambda \cdot \sin \alpha_s$.

Другий доданок у виразі (4) враховує роботу сил тертя в напрямних повзуна при його переміщенні в межах робочого ходу.

Величина робочого ходу S_{px} залежить від товщини заготовки δ і пластичності матеріалу k :

$$S_{px} = k \cdot \delta \quad (6)$$

Коефіцієнт k змінюється в межах від 0.5 для крихких металів (загартована сталь, Д16Т, В95) до 0.8...0.9 для пластичних металів (чистий алюміній, мідь)

З наведених формул видно, що зменшити A_f можна за рахунок тривіального зменшення коефіцієнта тертя f (підвищення чистоти обробки поверхонь тертя, використання більш якісного мастила), зменшення коефіцієнта довжини шатуна (збільшення його довжини, що небажано в зв'язку із зменшенням жорсткості системи і, як наслідок, збільшенням енергії пружної деформації).

Зв'язок між необхідним переміщенням S_{px} і кутом повороту кривошипного валу $\alpha_n - \alpha_k$ носить нелінійний характер

$$S_{px} = R[\cos \alpha_k - \cos \alpha_n + \frac{\lambda}{4}(\cos 2\alpha_k - \cos 2\alpha_n)], \quad (7)$$

що дає можливість мінімізувати $\alpha_{px} = \alpha_n - \alpha_k$, забезпечивши необхідне переміщення S_{px} . Робочий кут $\alpha_{px} = \alpha_n - \alpha_k$ зменшується при наближенні α_n до $\pi/2$ і наближається до свого мінімального значення

$$\alpha_{px \min} \approx \frac{S_{px}}{R}, \quad (8)$$

де R - радіус кривошипа.

Аналітичні розрахунки за загально визнаними методиками і експериментальна перевірка ефективності зміщення початку робочого кута до майже $\pi/2$ проводилась на відкритому двох стійковому пресі зусиллям 160 кН моделі К2322. Експериментально складові витрат енергії визначались по розходу енергії стабільної величини - енергії маховика при різних режимах роботи преса [4]:

Холостий вибіг маховика при відключеному двигуні - $E_{mx} = M_{xx} \cdot n_1$
 (E_{mx} - енергія маховика при номінальній кутовій швидкості, M_{xx} - момент

холостого ходу, n_1 – кількість обертів валу до повної зупинки при включеній муфті та вимкненому двигуні).

Переведення преса з режиму одиночних ходів в режим ручного прокручування ($E_{mx} = A_{bk} + M_{xx} \cdot n_2$, A_{bk} – робота включення муфти, n_2 – кількість ходів до повної зупинки).

При виконанні технологічної операції (вирубки) рівняння балансу енергії має вигляд

$$E_{mx} = A_d + A_{np} + M_t \cdot \varphi_{px} + M_{xx} \cdot 2\pi(n_3 + n_2 - n_1),$$

A_d – робота вирубки, визначена по діаграмі зусилля-хід, отриманої при вирубці на машині TIRAtest 2300, A_{np} – робота пружної деформації преса, визначена по жорсткості преса і зусиллю зриву при вирубці, M_t – момент тертя в період робочого ходу.

Вирішення системи рівнянь дало змогу визначити E_{mx} , M_{xx} , M_t та ККД робочого ходу при двох наладках преса - $\varphi_{px} = 35^0$ (традиційна наладка для заготовки $\delta = 2\text{ мм}$ та радіусі кривошипа 17 мм) та $\varphi_{px} = 10,5^0$. експериментальні ККД дорівнюють відповідно 0,57 та 0,816, розрахункові відповідно 0,53 та 0,74.

Найбільший ефект в зменшенні непродуктивних витрат енергії на тертя в період робочого ходу може бути досягнутий при виконанні преса з дезаксіалом

$\varepsilon = \frac{e}{R} = 1$. В цьому випадку робочий кут буде мінімальним і рівним $\varphi_{px} = \frac{S_{px}}{R}$,

вираз для визначення ідеального плеча крутного моменту в межах робочого кута

прийме вигляд $m_k^i = R \cdot \alpha$ і плеча сил тертя в тих же межах $m_k^f = f(R_a + R_0)$.

Фактична відсутність нахилу шатуна ($\beta = 0$) в період робочого ходу дозволяє зменшити довжину шатуна (підвищити жорсткість преса та знизити витрати на пружну деформацію) до величини, яка забезпечує кут передачі тиску в ланці шатун – повзун $\gamma \geq \text{Arctg} f$, де f - коефіцієнт тертя в напрямних повзуна. При

$f = 0,15$ кут тертя $\rho = \text{Arctg} 0,15 = 8,53^0$ і $\lambda \leq \frac{\text{Cos} \rho}{1 + \text{Cos} \rho} = 0,49$. При $\lambda = 0,45$ кут

передачі тиску $\gamma = 35^0$ і шатун має прийнятну довжину $L = 2,22R$.

Крім вказаних переваг, такий метод зменшення енерговитрат в період робочого ходу має і недоліки. Перший полягає в тому, що збільшення початкового кута робочого ходу призводить до значного заходу пуансона в відхід. Даний недолік усувається зміною форми робочої частини пуансона на ступінчасту, при якій тертя по відходу буде мати місце тільки в межах ходу робочого пояска.

Зменшення величини робочого кута призводить до пропорційного збільшення робочого моменту (закон збереження енергії). Цей факт вимагає

збільшення робочого моменту муфти включення пресу. В розглянутому прикладі момент муфти необхідно збільшити в $K = 35/10,5 = 3.34$ рази.

Для забезпечення міцності правої шийки головного валу по крутному моменту необхідно в $m = \sqrt[3]{K} = 1,5$ збільшити її діаметр, що призведе до збільшення зведеного плеча сил тертя, величина якого визначиться виразом

$$m_k^f = f \left[\left(\frac{m+1}{2} \cdot R_0 \right) + R_a \right].$$

Враховуючи, що R_a більше R_0 приблизно в 1.5 рази, m_k^f збільшиться не більше, ніж на 10%.

Висновки.

1. Єдиною можливістю підвищити ККД робочого ходу вирубного преса є зменшення величини робочого кута за рахунок відповідної наладки.

2. В якості приводу преса доцільно використовувати дезаксіальний кривошипно-шатунний механізм з дезаксіалом 1.

3. Зменшення ходу повзуна (радіуса кривошипа) веде до зменшення ККД, так як збільшується робочий кут, від якого безпосередньо залежить робота сил тертя, що суперечить рекомендаціям заводів – виробників пресів з регулюємим ходом – зменшувати хід при штампуванні тонких матеріалів.

Список літератури: 1. Рей Р.І., Моцятовський С.С. Ковальсько-штампувальне обладнання. Преси кривошипні. Луганськ: СЛУ, 2000.-216 с.: іл 2. Аль-Сарайрех Ф.М. Енергетика робочого ходу листоштампувального кривошипного преса: Автореферат дисертації на здобуття наукового ступеня кандидата техн. наук. - Східноукраїнський національний ун-т ім. В. Даля.-Луганськ, 2004.-15 с. 3. О.О. Бабій, С.М. Добровлянський, О.В. Холявік, Енергетика процесу виконання розділювальних операцій на кривошипному пресі. Вісник НТУУ "КПІ", Машинобудування, 2009 р. 4. О.О. Бабій. С.М. Добровлянський. Методика визначення витрат енергії при вирубці на кривошипному пресі. Вісник НТУУ "КПІ" . Машинобудування, 2010 р.

УДК 621.73, 621.777, 539.3

ДЬОМІНА Н.А., канд. техн. наук, ст. викл., Таврійський агротехнологічний університет, Мелітополь

ЄВСТРАТОВ В. О., докт. техн. наук, проф., НТУ «ХП»

ТКАЧУК М.А., докт. техн. наук, проф., НТУ «ХП»

НАУКОВЕ ОБҐРУНТУВАННЯ КОНСТРУЮВАННЯ РОБОЧИХ ДЕТАЛЕЙ РОЗДІЛОВИХ ШТАМПІВ

Стаття присвячена аналізу напружено-деформованого стану пуансонів та матриць роздільних штампів та забезпеченню технологічних зазорів між ними.

Статья посвящена анализу напряженно-деформированного состояния пуансонов и матриц разделительных штампов и обеспечению технологических зазоров между ними.

The article is devoted to stress-strain state of punches and dies for blanking and piercing and gaps between them.

Вступ. У 70-ті роки при кафедрі обробки металів тиском НТУ «ХПІ» функціонувала галузева лабораторія «Твердосплавні штампи». Тут для заводів Радянського Союзу конструювали і виготовляли різноманітні твердосплавні штампи, зокрема розділові. При цьому на одних заводах стійкість була надзвичайно високою (кілька мільйонів відштампованих деталей високої якості), а на інших – робочі частини (матриці і пуансони) руйнувалися після кількох сотень циклів навантаження. Це було незрозумілим до тих пір, поки не вдалось проаналізувати напружено-деформований стан пуансонів та матриць.

Аналіз проблеми. Детальний аналіз напружено-деформованого стану пуансонів та матриць штампів для розділових операцій показав наступне.

На рис. 1 наведена схема, на якій показано пуансон, матрицю, заготованку, пуансонотримач та опору пуансона, а також епюру середніх нормальних осьових напружень $\sigma_{zсер}$, які розраховані по формулі $\sigma_{zсер} = F_p / A$.

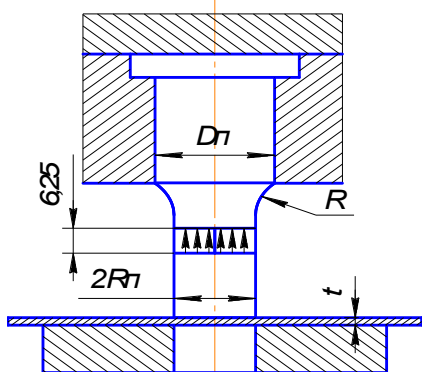


Рис. 1. Схема розподілу напружень в робочій частині пуансона для розділових операцій

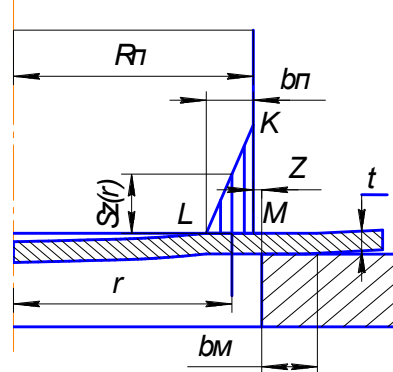


Рис. 2. Схема розподілу напружень $S_z(r)$ на ріжучій краї пуансона для розділових операцій

Для виконання цієї операції потрібне зусилля F_p (Н): $F_p = 2\pi R_n \cdot t \cdot \tau_{зр}$.

Тут позначено: R_n – радіус пуансона, м; t – товщина заготовки, м; $\tau_{зр}$ – напруження зрізу, Н/м².

Це зусилля обумовлює в тілі пуансона (в робочій його частині) середнє напруження $\sigma_{zсер}$. Якщо підставити сюди значення зусилля та площі пуансона, то отримаємо

$$\sigma_{zсер} = 2\sigma_{зр} t / R_n . \quad (1)$$

Якщо прийняти досить розповсюджені умови виконання розділових операцій, для яких $t/R_n = 0,1$, то в цьому випадку $\sigma_{zсер} = 0,2\sigma_{зр}$.

Навіть, якщо прийняти $\tau_{зр} = 1000$ МПа, то у тілі пуансона виникне напруження всього-на-всього 200 МПа. А це означає, що навіть за умови навіть дуже високого значення коефіцієнта концентрації напружень α_σ , у тілі пуансона

виникають такі напруження, які не викликають жодного сподівання на руйнування в галтелі.

Зусилля F_p розподіляється по контактній поверхні пуансона нерівномірно. У зв'язку із вигином заготовки пуансон та матриця контактують з нею лише по вузькому пояску шириною $b = b_n \approx b_m$, як це показано на рис. 2. Можна прийняти, що $b = (0,3 \pm 0,1) \cdot t$ [1]. У першому наближенні можна також прийняти лінійний розподіл напруження $S_z(r)$ по поверхні контакту пуансона і матриці від координати r : $S_z(r) = k + lr$.

При цьому на крайку пуансона діятиме сила F_n , яку можна визначити так $F_n \approx 0,5\sigma_K \cdot 2\pi(R_n - 0,5b) \cdot b$. Тут σ_K – максимальне напруження на крайці в точці К.

На крайку матриці діятиме сила F_m , яку можна визначити так:

$$F_m \approx 0,5\sigma_K \cdot 2\pi(R_n + 0,5b) \cdot b.$$

Оскільки $F_n = F_p$ та $F_m = F_p$, то можемо записати

$$0,5\sigma_K \cdot 2\pi(R_n - 0,5b) \cdot b = 2\pi R_n t \tau_{zp} \quad \text{для пуансона та}$$

$$0,5\sigma_K \cdot 2\pi(R_n + 0,5b) \cdot b = 2\pi R_n t \tau_{zp} \quad \text{для матриці.}$$

Звідси знайдемо максимальні напруження на крайці пуансона

$$(\sigma_K)_{\text{пуанс}} = 2\tau_{zp} R_n t / (R_n - 0,5b) \cdot b \quad \text{та матриці} \quad (\sigma_K)_{\text{матр}} = 2\tau_{zp} R_n t / (R_n + 0,5b) \cdot b$$

Для більшості розділових операцій $b \ll R_n$, тому $R_n / (R_n \pm 0,5b) \approx 1$, а отже $(\sigma_K)_{\text{пуанс}} \approx (\sigma_K)_{\text{матр}} \approx 2\tau_{zp} t / b$.

Якщо прийняти $b = 0,4t$ [1], то отримаємо

$$(\sigma_K)_{\text{пуанс}} \approx (\sigma_K)_{\text{матр}} \approx 5\tau_{zp}. \quad (2)$$

Оскільки $(R_n + 0,5b) > (R_n - 0,5b)$ то маємо $(\sigma_K)_{\text{пуанс}} > (\sigma_K)_{\text{матр}}$. А це означає, що максимальне нормальне напруження на крайці матриці дещо менше ніж максимальне нормальне напруження на крайці пуансона. Тому вірогідність викришування пуансона (за усіх однакових умов!) є більшою, ніж вірогідність викришування матриці. Ось чому треба дбати у першу чергу про те, щоб відома з курсу опору матеріалів умова міцності $\sigma_K < \sigma_{0,2}$ виконувалась для пуансона.

Якщо штампувати високоміцну сталь, для якої $\tau_{zp} = 750$ МПа, то на ріжучій крайці пуансона виникне нормальне контактне напруження $(\sigma_K)_{\text{пуанс}} = 5 \cdot 750 = 3750$ МПа, а це вже досить велике напруження, щоб викликати руйнування крайки шляхом викришування.

В дослідженнях В.П.Романовського [2] показано, що максимальне навантаження на ріжучу крайку пуансона σ_z^{max} у пробивних та вирубних штампах при обробленні сталевих заготовок складає

$$\sigma_K = \sigma_z^{\text{max}} = 3,12(\lambda t / 2R_n + 1) \sigma_0, \quad (3)$$

де λ – коефіцієнт, що залежить від проміжку z ;

t та $2R_n$ – відповідно товщина заготовки та діаметр пуансона.

Значення λ В.П.Романовський [2] дає в залежності від товщини заготовки t у такому вигляді

$$z = 0,15t \quad 0,10t \quad 0,05t \quad 0,025t \quad 0,005t$$

$$\lambda = 2,00 \quad 2,38 \quad 3,33 \quad 4,10 \quad 5,00.$$

Користуючись залежністю (2), можемо розрахувати значення σ_z^{max} , яке на рис. 2 позначене як σ_K . Результати розрахунків по формулі (2) дано у таблиці 1.

Таблиця 1 – Максимальні навантаження на ріжучу крайку пуансона σ_z^{max} в залежності від $t/2R_n$, а також σ_ϕ (за умов $z = 0,05t$ та $\lambda = 3,33$)

$t/2R_n$	0,005	0,010	0,050	0,100	0,500
$\sigma_z^{max}/\sigma_\phi$	3,14	3,15	3,28	3,45	4,78
σ_z^{max} (при $\sigma_\phi = 500$ МПа)	1570	1575	1640	1725	2390
σ_z^{max} (при $\sigma_\phi = 750$ МПа)	2355	2362	2460	2588	3585

Аналізуючи наведені розрахунки, можна дійти таких висновків.

1. Робоча частина пуансона для розділових операцій листового штампування (область галтелі, яка є небезпечним перетином для пуансонів холодного видавлювання) навантажена дуже слабо. Чим більший діаметр отвору, тим середнє напруження менше, як це витікає з рівняння (1). Тому пуансони для розділових операцій практично не руйнуються у цьому перетині. Навіть пуансони для пробивання малих отворів не руйнуються в галтелі, якщо вони співвісні і на них не діють поперечні сили, що обумовлені порушенням симетрії деформації.

2. Ріжуча крайка пуансона для розділових операцій навантажена дуже сильно: навіть при пробиванні отвору (чи вирубіванні штампованки) великого діаметру (або великого периметру) максимальне напруження на ріжучій крайці складає приблизно $5\tau_{zp}$. Тому при виконанні розділових операцій на матеріалах з високим напруженням течії на зріз τ_{zp} є підстави для викришування (крихкого місцевого руйнування) ріжучої крайки пуансонів. Щоб цього запобігти, для штампування треба використовувати сталі з відносно низькою межею текучості. Якщо ж треба штампувати міцні електротехнічні сталі, то для пуансонів і матриць треба застосовувати тверді сплави (наприклад, ВК15).

Аналіз деформування пуансонів. Як показує досвід, використання твердих сплавів не в усіх випадках дає ефект значного підвищення стійкості робочих частин розділових штампів. Причина полягає в тому, що в процесі виконання робочої операції робочі розміри пуансона і матриці можуть змінюватись, а через це досить відчутно можуть змінюватись і проміжки між матрицями та пуансонами.

Деформований стан пуансона можна оцінити наступним чином. У відповідності із принципом Сен-Венана на відстані характерного розміру (в даному випадку діаметра пуансона) напруження σ_z розподіляється рівномірно, незалежно від особливостей прикладення навантаження. Для усіх пуансонів (за винятком пуансонів дуже малого діаметру) напруження σ_z мале, а тому для розрахунку деформації пуансона ε_z на довжині $L_n - D$ її можна представити у

вигляді двох відносно незалежних величин. Перша складова відповідає рівномірному стисканню пуансона під дією рівномірного осевого напруження, яке інтегрально у перетині дорівнює зусиллю штампування. Друга складова описується локальним напружено-деформованим станом у зоні крайки пуансона. Вона залежить не тільки від зусилля штампування, але й діаметрального розміру пуансона та товщини листової заготовки. Для визначення цієї складової треба розглянути напружено-деформований стан (НДС) лише кінцевої частини пуансона (що прилягає до листової заготовки, яка пробивається).

Розглянемо напружено-деформований стан пуансона за припущення, що напруження σ_z змінюється лінійно від $(\sigma_K)_{\text{пуант}}$ до нуля. Характер деформованого стану, визначений методом скінченних елементів для усього пуансона (тобто з урахуванням двох складових НДС), проілюстрований на рис. 3. Видно, що обидві складові осевих переміщень ріжучої кромки відповідають за величиною (приблизно по 5 мкм). При цьому зміна радіального розміру набагато менша (біля 10% від осевого переміщення). Мова йде про величини порядку одиниць мікронів. Таким чином, у загальний баланс радіальних проміжків вклад пружної деформації пуансонів незначний.

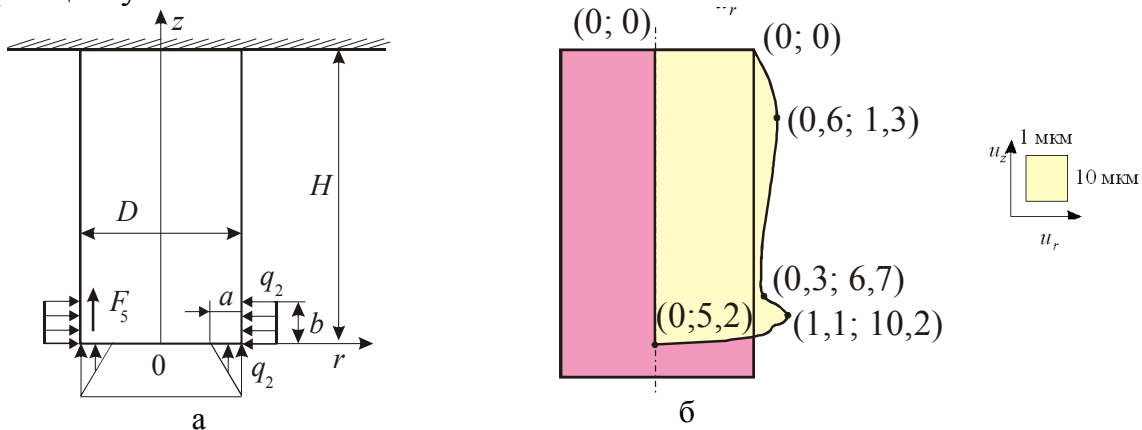


Рис. 3. Деформований стан пуансону розділового штампу:

а) Пуансон висотою 70 мм, діаметром 30 мм, зусилля штампування 10 кН

б) Картина деформування пуансона

Аналіз деформування матриць. Набагато складнішим є напружено-деформований стан матриць штампів для розділових операцій. Застосовуючи на крайці матриць закон розподілу штампувальних навантажень, що аналогічний закону розподілу штампувальних навантажень для пуансонів, одержуємо у їх тілі складний НДС, який є поєднанням стискання і вигину.

На рис. 4 наведені розрахункові схеми вирубної матриці штампу. Тут p_1 – контактний тиск на ріжучій крайці матриці, що розподілений по кільцю шириною a ; p_2 – розпираючий тиск, що діє на внутрішню циліндричну поверхню довжиною b до моменту сколу штампованої деталі; F – зусилля проштовхування, яке дорівнює за величиною силі тертя між матрицею і деталлю (тут можна прийняти $F = 0,3F_p$).

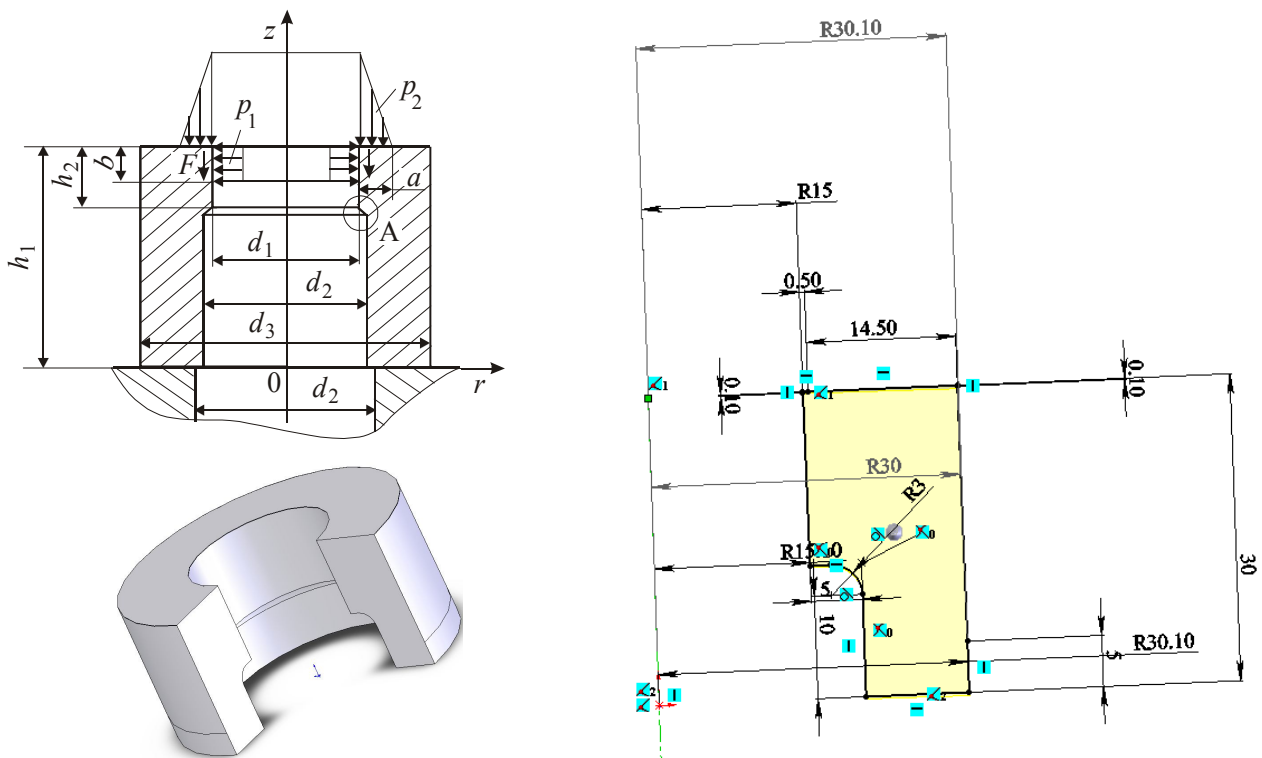


Рис. 4. Конструкція, параметри і розрахункові схеми вирубної матриці штапу у вигляді тіла обертання

Сумарна величина зусилля вирубання визначається за класичною формулою, наведеною для F_p вище.

При дослідженні НДС вирубних матриць проведено дослідження впливу відносної товщини стінки (внутрішні діаметри набували значень 5, 10, 15, 20, 30, 50, 100 і 150 мм, для кожного з яких зовнішні варіювали від 1,03 до 5,0 d_1). В цілому якісно і кількісно отримані картини розподілу компонент напружено-деформованого стану, а також інтегральні залежності характеристик НДС знаходяться у хорошій відповідності з результатами, які отримані в роботі [1]. Це є додатковим підтвердженням адекватності і точності побудованих моделей, а також виправдовує їх використання у подальшому для багатоваріантних досліджень.

Розглянемо матрицю штапу у вигляді тіла обертання. Геометрія її задається за допомогою наступних параметрів: діаметрів $d(d_1, d_2, d_3)$ і висот $z(h_1, h_2)$ (див. рис. 4). Товщину стінки матриці визначаємо за формулою

$$h = (d_3 - d_1) / 2. \quad (4)$$

Як граничні умови можемо прийняти випадок вільного опирання матриці з можливим проковзуванням по площині $z = 0$. Дані умови формулюються таким чином:

$$u_z|_{z=0} = 0; \quad \tau_{rz}|_{z=0} = 0, \quad (5)$$

де u_z – осьові переміщення точок матриці, τ_{rz} – дотичні напруження.

Дослідження матриць розділових штапів проводилося на 10 варіантах конструкцій, основні параметри яких наведені в табл. 2.

Таблиця 2 Основні конструктивні параметри матриці, мм

№ п/п	d_1	d_3	h	h_1	h_2	№ п/п	d_1	d_3	h	h_1	h_2
1	30	50	10	4	4	6	30	50	10	30	20
2				7	7	7				50	40
3				10	5	8				75	65
4				15	10	9				100	90
5				20	10	10				200	190

Задача визначення напружено-деформованого стану матриці зведена до дослідження вісесиметричної задачі теорії пружності для тіл складної геометричної форми. Спосіб задавання зусиль і граничних умов, побудови скінченно-елементних моделей, формування матриці жорсткості конструкції і вектора навантаження на основі використання методу скінченних елементів для розв'язання поставленої задачі описаний у дисертації [3].

Результати розрахунку напружено-деформованого стану матриць з варіюванням висоти. З використанням розробленого програмно-модельного забезпечення проведені дослідження залежностей характеристик напружено-деформованого стану матриць розділових штампів з набором конструктивних параметрів, які наведені в табл. 2, від її висоти. Розрахунки здійснювали при значеннях $\tau_{zp} = \sigma_{zp} = 100$ МПа, $E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа, $\nu = 0,28$. Товщина листового матеріалу $t = 1$ мм.

Як показав аналіз отриманих результатів, найбільший вплив деформований стан матриці має висота $H = h_1$. Схеми деформації матриць при збільшенні висоти H від 4 мм до 200 мм з постійною товщиною стінки матриці $h = 10$ мм наведені на рис. 5...7, з яких видно, що із зростанням висоти матриці зростають, як і для пуансонів, переміщення u_z . Для малих висот H характерне зміщення точок різучих крайок у напрямі осі r (відбувається розпирання матриці в зоні різучої крайки). При $15 \text{ мм} \leq H < 75 \text{ мм}$ спостерігається звуження матриці в зоні різучої крайки. При значних висотах ($H \geq 75 \text{ мм}$) характерне хвилеподібне розпирання матриці уздовж твірної в області, яка примикає до різучої крайки.

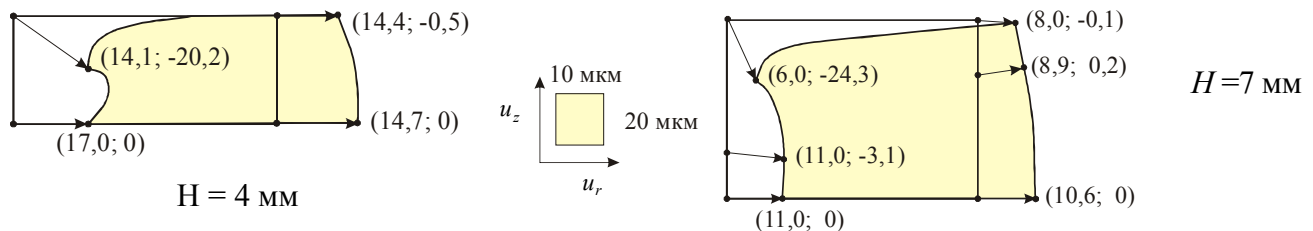


Рис. 5. Схеми деформації матриць малої висоти

Таким чином, отримуємо параметри, які характеризують деформований стан матриць штампів $u_r^{(\max)}$, $u_r^{(\text{кр})}$, $u_z^{(\max)}$.

Аналіз картин розподілів переміщень точок різучої крайки матриці

розділового штампу служить основою для наступних основних висновків.

1. Деформований стан матриць істотно залежить від їх висоти. При цьому умовно можна виділити матриці: низькі ($H < d/3$, $d = d_1$ – внутрішній діаметр матриці); середньої висоти ($d/3 < H < 2d$); високі ($H > 2d$).

2. Для низьких матриць характерне їх розпирання у всіх перетинах; зменшення висоти матриці відбувається уздовж внутрішньої твірної $r = d/2$, зовнішня твірна $r = d_3/2$ дещо коротшає або навіть розтягується.

3. Матриці середньої висоти піддаються звуженню в зоні ріжучої крайки і розпирання в середній частині та при наближенні до основи. Всі перетини матриці $z = const$ осаджуються у напрямі дії зусиль штампування, причому скорочення внутрішньою твірною на порядок вище, ніж зовнішньою.

4. Для високих матриць характерною особливістю є хвилеподібний характер розпирання перетинів $z = const$ при русі уздовж твірних в зоні ріжучої крайки, а також приблизно рівномірне осідання даних перетинів у напрямі дії зусилля штампування; домінуючими є осьові переміщення точок матриць.

Зміна проміжку внаслідок пружної деформації матриці може бути значною. На рис. 5...7 представлені в умовному масштабі картини деформування матриці під дією зусиль штампування. Видно, що для поведінки матриць характерна досить істотна залежність від висоти: у матриць малої та великої висоти спостерігаються додатні радіальні переміщення ріжучої крайки матриці, а для матриць середньої висоти – навпаки. Таким чином, номінальний діаметральний проміжок у технологічній системі при здійсненні розділової операції може як збільшуватися, так і зменшуватися (що дуже важливо!).

У останньому випадку найбільш несприятливим є така зміна номінального технологічного проміжку, при якій діаметральний розмір пуансона при зростанні зусилля штампування стане більшим за номінальний діаметральний розмір внутрішньої крайки матриці. У цьому випадку матеріал листової заготовки буде не зрізатися, а частково стискуватись у напрямку передаючи зусилля від пуансона на матрицю. Оскільки розрахункові схеми, наведені на рис. 1, 2, в процесі пружної деформації суттєво змінюються, то відбувається кінематична просадка розширеного пуансона на звужену матрицю. У результаті відбувається взаємне калібрування системи «пуансон-матриця». Враховуючи більшу радіальну податливість матриці, можна припустити, що на певній стадії вона за рахунок додаткової пружної деформації у зворотному напрямку може компенсувати зменшення проміжку, тоді як більш жорсткий пуансон так значно деформуватися не може. Врешті, він може піддатися сколюванню, а це вже не тільки втрата стійкості, а й велика небезпека, яка пов'язана із здоров'ям людини.

Описані у роботі результати одержані для певного інтервалу висот пуансонів та матриць. Аналогічні залежності можна отримати і для пуансонів та матриць з іншими геометричними розмірами. Ці залежності можна використати і у процесі проектування штамів за критерієм мінімального спотворення номінального технологічного проміжку між матрицею та пуансоном при здійсненні розділових операцій штампування.

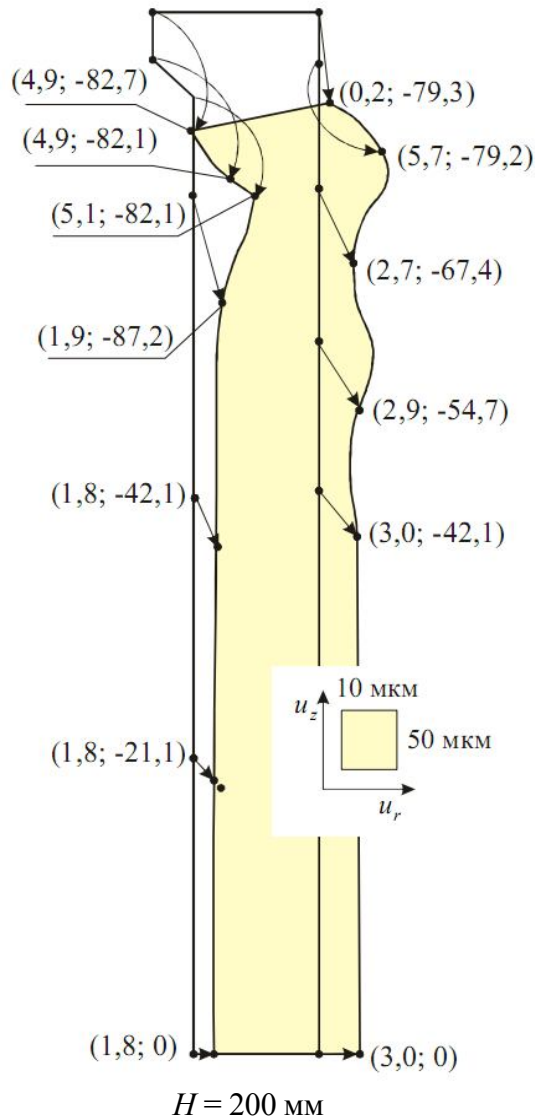


Рис. 7. Схеми деформації високих матриць

21

пуансонів і особливо матриць зазнавала змін у дуже широких інтервалах. 3. Якщо розрахунком визначити оптимальні значення висоти матриці, то можна забезпечити майже стабільні розміри отвору, а отже й забезпечити високу стійкість розділових штамів.

Список літератури: 1. *Заярненко Е.И.* Разработка математических моделей и расчеты на прочность разделительных переналаживаемых штампов: дис...доктора. техн. наук: спец. 01.02.06 и 05.03.05 / Заярненко Евгений Иванович. – Харьков, 1992. – 280 с. 2. *Романовский В.П.* Справочник по холодной штамповке / В.П. Романовский. – Л.: Машиностроение, 1979. – 520 с. 3. *Демина Н.А.* Совершенствование методов расчета элементов штамповой оснастки на основе анализа их напряженно-деформированного состояния: дис. кандидата техн. наук: спец. 05.03.05 / Демина Наталья Анатольевна. – Харьков, 2011. – 192 с.

УДК 621.471.75

МОВШОВИЧ А.Я., докт. техн. наук, проф., УИПА, Харьков

ЧЕРНАЯ Ю.А., инженер, УИПА, Харьков

ИЩЕНКО Г.И., главный инженер ВАТ «Турбоатом», Харьков

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ДЕТОНАЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ РЕЖУЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ ПЕРЕНАЛАЖИВАЕМЫХ ШТАМПОВ

Приведены результаты экспериментального исследования физико-механических характеристик детонационных покрытий на прочность сцепления покрытия с основой (подложкой) инструмента переналаживаемых штампов, их влияния на его ресурс и износостойкость.

Приведені результати експериментального дослідження фізико-механічних характеристик детонаційних покриттів на міцність зчеплення покриття з основою (підкладкою) інструменту переналагоджуваних штампів, їх впливи на його ресурс і зносостійкість.

Results of an experimental research of physicomachanical characteristics of detonation coverings on durability of coupling of a covering with a basis (substrate) of the tool of readjusted stamps, their influences on its resource and wear resistance are resulted.

Введение. Режущие элементы переналаживаемых штампов в процессе эксплуатации подвергаются ударным нагрузкам, носящим, как правило, циклический характер, с сильной концентрацией напряжений на рабочих поверхностях. Эти напряжения достигают 120-170 кгс/см², что требует от материала, предназначенного для их изготовления, повышенной прочности при высокой износостойкости. Для нормальной работы штампов необходимо, чтобы инструмент не подвергался смятию, не выкрашивался и относительно мало нагревался.

При штамповке листового металла прочность пуансонов и матрицы должна в 6-8 раз превосходить прочность штампуемого материала. Это, особенно, относится к материалам, толщиной свыше 5 мм.

Анализ отказов, возникающих в процессе эксплуатации, специализированных переналаживаемых штампов, показал, что до 80% отказов режущих элементов имеет износый характер и связаны, главным образом, с изменением геометрических параметров, что чаще всего определяется не поломками, а износом поверхностей, под влиянием трения при взаимодействии их со штампуемым материалом.

Разработка и широкое внедрение технологии получения на рабочих поверхностях деталей эксплуатационного слоя с физико-механическими характеристиками, обеспечивающими оптимальные условия эксплуатации, является главным направлением в деле повышения ресурса выпускаемых изделий и достигается детонационно-газовым методом.

Эффективность применения покрытий связана, прежде всего, с повышением срока службы упрочненных деталей. При чем, увеличение затрат на их изготовление значительно ниже по сравнению с экономией от увеличения срока их службы. Кроме того, детонационное напыление в целом ряде случаев позволяет заменить дорогостоящие стали и цветные металлы на более дешевые недефицитные материалы за счет придания необходимых эксплуатационных свойств только рабочим поверхностям, непосредственно подверженным влиянию неблагоприятных факторов, вместо упрочнения детали в целом. Все вместе, это обуславливает получение значительной экономии материальных и энергетических ресурсов, а также улучшение экологической ситуации [2,3].

Основное внимание при разработке технологии было уделено получению достоверной, объективной и быстрой информации о свойствах исследуемых покрытий. В связи с этим был разработан ряд методик по определению служебных характеристик покрытий:

- определение прочности сцепления покрытий с основой / защищена авторским свидетельством СССР № 1265556 / ;
- определение коэффициента трения;
- определение термостойкости теплозащитных керамических покрытий [2].

Повышение работоспособности режущего инструмента после нанесения упрочняющих покрытий достигается в результате действия следующих факторов:

- на поверхности инструмента создается барьерный слой, препятствующий распространению диффузии от обрабатываемого материала и уменьшающий его налипание на инструмент;
- повышается поверхностная микротвердость, увеличивающая способность инструмента сопротивляться абразивному изнашиванию;
- уменьшается трение между поверхностью инструмента и обрабатываемым материалом.

Детонационный метод нанесения покрытий заключается в использовании энергии газовой смеси в канале ствола детонационно-газовой установки (рис.1). управляемая детонация сообщает частицам наносимого металла, вводимого в ствол установки, высокую скорость и температуру. В точке удара возникает давление, превышающее предел текучести материала покрытия и основы, что

обеспечивает необходимые условия для осуществления хорошей связи наносимого материала с подложкой (деталью).

Существенное преимущество импульсных методов – умеренный нагрев покрываемых поверхностей, не превышающий 250 °С. Поэтому основа практически не деформируется и не подвергается другим физическим изменениям.

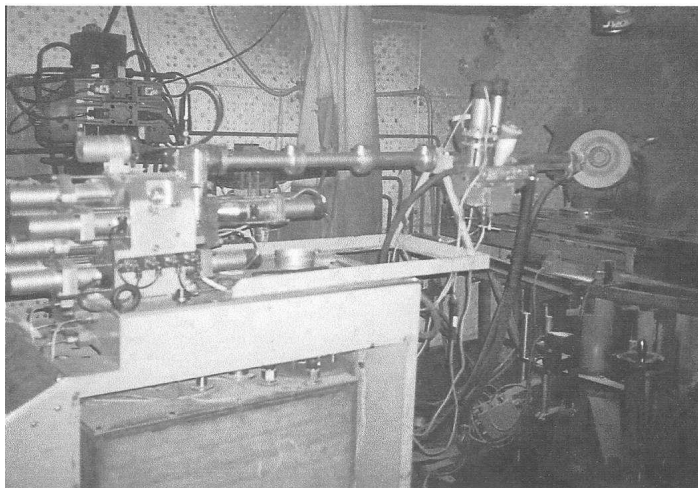


Рис.1. Установка детонационно-газового напыления

Для определения влияния материала покрытия, наносимого детонационно-газовым методом, на износостойкость режущих элементов штампов исследовались образцы из материалов ВК-25М, ПГ-10Н-0,1, ПС 12НВК-01.

Эти материалы обеспечивают максимальные значения твердости и минимальный уровень остаточных напряжений, преимущественно сжимающих. В качестве подложки была выбрана сталь 45 с твердостью 28-36 HRC.

Образцы представляли собой диски диаметром 40 мм, толщиной 10 мм и колодочки с дугой обхвата 24,3 мм.

При отработке режимов детонационно-газового упрочнения для отобранных порошковых материалов были выполнены предварительная оптимизация режимов стрельбы, а также экспериментальный подбор режимов нанесения покрытия.

В качестве критериев оптимизации принимаем прочность сцепления покрытия с подложкой, твердость покрытия, его толщину, напыляемую за единичный выстрел, коэффициент использования порошка.

Лабораторные испытания проводились на машине трения МЧ-1М, под нагрузкой 50 кгс, 75 кгс и 100 кгс. При площади контакта $S=243 \text{ см}^2$ удельное давление составляло $P_1=20 \text{ кгс/см}^2$, $P_2=30 \text{ кгс/см}^2$, $P_3=49 \text{ кгс/см}^2$.

Перед испытаниями каждая пара деталей подвергалась приработке. Образцы работали в паре с контртелом из стали ШХ15, термически обработанным до твердости 58-60 HRC.

Интенсивность износа образцов оценивалась по весовому и линейному износу методом Кригельского И.В.

По результатам испытаний построены графики зависимости износа образцов от продолжительности испытаний (рис.2) и зависимости линейного износа от удельного давления (рис.3).

Анализ результатов показал, что мы имеем для всех испытываемых образцов два ярко выраженных периода изнашивания. В первый период изнашивания происходит приработка трущихся поверхностей – изменение их микро- и макро-геометрии. Во времени этот период составляет от 4 до 8 часов

непрерывной работы или от 320 до 640 тыс. циклов. При этом линейный износ прямо пропорционален времени изнашивания.

После периода обработки, который необходимо стремиться сокращать, наблюдается второй период установившегося износа. В этом случае имеет место линейная зависимость между временем изнашивания t и величиной износа V , т.е. в период установившегося износа скорость изнашивания остается постоянной.

Из графиков видно, что минимальный износ имеют образцы с покрытием ВК-25М. С увеличением удельного давления величина линейного износа возрастает. При этом на участке $0-20 \text{ кгс/см}^2$ величина линейного износа прямо пропорциональна изменению величины удельного давления.

Адгезию определяли по штифтовой методике с использованием конических штифтов, твердость – по методу Виккерса, усталостную прочность – по схеме «пульсирующего контакта» на специальном испытательном стенде.

Испытанию подвергались образцы с детонационным покрытием ВК-25М, толщиной 150-300 мкм и диаметром штифта 1,5-2,0 мм. Материал подложки-сталь 45. для устранения люфта штифты тщательно притирались в коническом отверстии втулки. Диаметры торца штифтов ($d_{\text{шт}}$) определялись с помощью микроскопа М5С-9 с точностью $0,5 \times 10^{-2}$ мм. Толщина покрытия измерялась с точностью $0,2 \times 10^{-2}$ мм. Напыленные образцы испытывались на разрывной машине Р-0,5. При отрыве штифта фиксировалось усилие отрыва с точностью до 0,1 Н.

Единым критерием, определяющим прочность сцепления покрытия с подложкой является критическая деформация разрушения (ϵ) – деформация при которой возникает первый дефект в покрытии. Этот параметр позволяет оценить предельное состояние композиции подложка-покрытие, независимо от характера разрушения покрытия (отслоение, расслоение, растрескивание, и т.д.) [1].

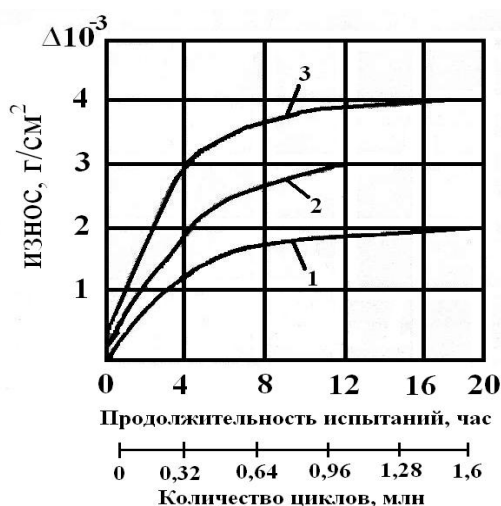


Рис.2. Зависимость износа образцов от продолжительности испытаний: 1 – ВК-25М; 2 – ПГ-10Н01; 3 – ПТ-19Н01.

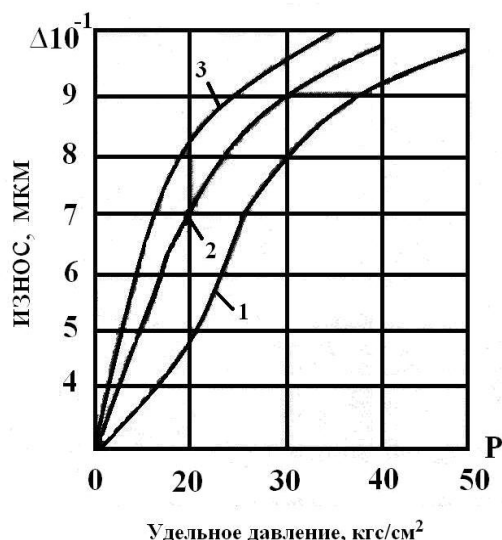


Рис.3. Зависимость линейного износа образцов от удельного давления: 1 – ВК-25М; 2 – ПГ-10Н01; 3 – ПС-12НВК-01.

Возникновение и рост трещин в покрытии фиксировалось с помощью акустической эмиссии, что обеспечило высокую точность измерений.

Максимальная величина адгезионной прочности $\tau_{\text{сц}}$ ограничена условие перехода трещин из покрытия в подложку.

Минимальная – ограничена условием одновременного когезионного растрескивания и адгезионного отслоения.

Согласно данному критерию прочность сцепления покрытия с подложкой должна лежать в оптимальном интервале адгезии:

$$\sigma_{\text{п}} k \cdot h < \tau_{\text{сц}} < [\sigma_{\text{во}}] \frac{\frac{L}{E_0 \cdot k} \cdot t(kl)}{\sqrt{1 + 4 \left[\frac{L}{E_0 \cdot k} \cdot th(kl)^2 \right]^2}},$$

где $\sigma_{\text{п}}$ - напряжение в покрытии вызывающее его разрушение;

$\tau_{\text{сц}}$ - величина касательных напряжений приводящих отслоению покрытия от подложки;

$[\sigma_{\text{во}}]$ - напряжения вызывающие разрушение материала подложки с учетом разупрочняющего влияния трещин в покрытии;

h - толщина покрытия ;

l - расстояние между соседними трещинами в покрытии;

k, L – параметры, зависящие от величины упругих характеристики подложки и покрытия;

t – число эффектов взаимодействий.

$$L = 2 \frac{\frac{G_0 \cdot G_n}{H \cdot h}}{\frac{G_0}{H} + \frac{G_n}{h}},$$

где H – толщина подложки;

G_0, G_n - модули сдвига основы и подложки;

E_0, E_n - модули упругости основы и подложки.

Совместное использование критериев адгезионно-когезионной равнопрочности и критической деформации разрушения позволяет получить высоко адгезионную и когезионную прочность покрытия при минимальном разупрочнении подложки, что особенно важно для обеспечения надежной работы штамповой оснастки [1].

В результате проведенных экспериментальных исследований получены значения механических характеристик исследуемых покрытий при изменении конструкторско-технологических факторов:

- дистанции напыления;
- навески порошка на цикл напыления;
- толщины напыляемого покрытия.

Графические зависимости $\varepsilon_{\text{кр}}$, $E_{\text{п}}$, $\tau_{\text{сц}}$, σ_n представлены на рис. 4-7.

Характер их изменения показывает, что для адгезионной прочности и критической деформации разрушения покрытия существует значение дистанции

напыления ($L=170$ мм), при котором эти характеристики имеют максимальные значения. Высокая прочность сцепления детонационных покрытий при оптимальных режимах нанесения покрытия обусловлена наличием на границе раздела основа-покрытие не только адгезионных, но и химических связей, что подтверждается результатами исследования химического состава переходной зоны на электронном микроскопе, с помощью дисперсионного энергетического спектрометра LZ-5 с обработкой результатов на микрокомпьютере «Link-860».

Так, при формировании покрытия ВК-25М изменение дистанции напыления, как в сторону изменения до 130 мм, так и в сторону увеличения до 210 мм приводит к ухудшению свойств покрытий. При малой дистанции напыления имеет место перегрев покрытия и его растрескивание под действием температурных напряжений, а при слишком большой дистанции температура и скорость частиц снижаются, что приводит к образованию пор на границе раздела «покрытие-основа» и уменьшению прочности сцепления покрытия с основой. В то же время, при увеличении дистанции напыления со 130 до 210 мм происходит незначительное (на 10-11,5 %) увеличение модуля упругости и когезионной прочности покрытия.

Исследование влияния толщины покрытий на их свойства показали, что с увеличением h снижаются критическая деформация разрушения покрытия, когезионная и адгезионная прочность.

Это обусловлено увеличением в покрытии уровня остаточных напряжений. Незначительное изменение уровня модуля упругости покрытия от толщины можно объяснить влиянием на эту характеристику неравномерного распределения химических элементов многокомпонентного покрытия по толщине.

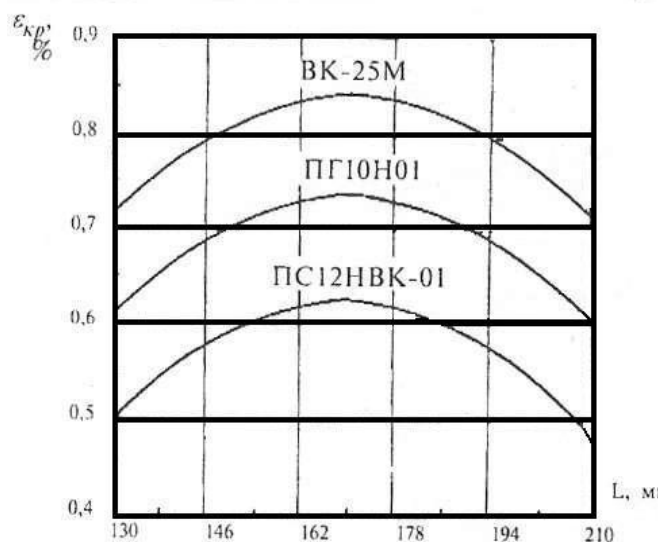


Рис.4. Зависимость критической деформации разрушения покрытия от дистанции напыления

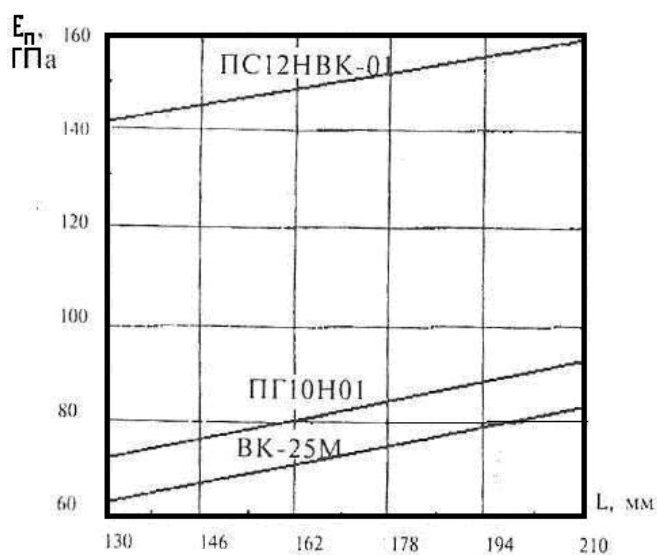


Рис.5. Зависимость модуля упругости покрытия от дистанции напыления

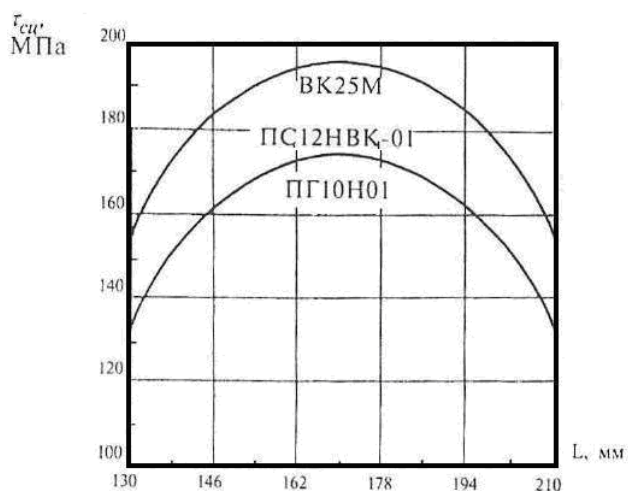


Рис.6. Зависимость прочности сцепления на сдвиг от дистанции напыления

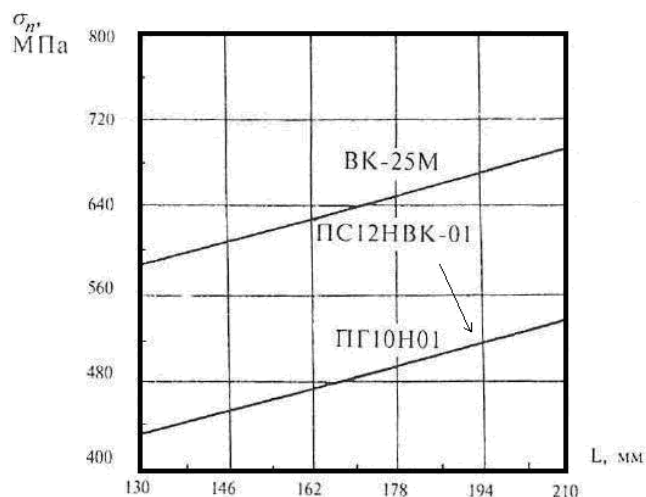


Рис.7. Зависимость когезионной прочности от дистанции напыления

Кроме того, происходит изменение химического состава на границе раздела «основа-покрытие», связанное с физико-химическими процессами при формировании напыляемого слоя.

Выводы

Повышение ресурса работы режущих элементов переналаживаемых штампов достигается путем нанесения на их рабочие поверхности упрочняющих покрытий импульсным высокоэнергетическим напылением порошкообразного материала с заданными технологическими характеристиками.

Основными преимуществами метода детонационно-газового напыления в сравнении с другими методами газо-термического высокотемпературного напыления (электродуговая металлизация, газопламенное и плазменное напыление) являются:

- возможность нанесения покрытий на холодную деталь (без необходимости предварительного, сопутствующего либо последующего ее нагрева);
- высокая прочность сцепления (адгезия) покрытия с материалом детали (до 250 МПа);
- высокая плотность покрытий (до 99%);

Применение детонационно-газовых покрытий повышает ресурс работы штампового инструмента в 1,5-1,8 раза, а в ряде случаев позволяет заменить дорогостоящую инструментальную сталь на более дешевую конструкционную.

Список литературы: 1. Богуслаев В.А., Долматов А.И., Мовшович А.Я., др. Повышение ресурса модулей двигателей технологическими методами. Запорожье : ОАО «Мотор Сич», 2003. – 269 с. 2. Мовшович А.Я., Гремик Б.В. Повышение стойкости режущих элементов штампов методом нанесения упрочняющих покрытий. М.: Кузнечно - штамповочное пр-во, 2005. - №6, - с. 19-32. 3. Григорьев С.И., Шеин А.А. Виды износостойких покрытий и методы их нанесения на детали машин. М.: Кузнечно - штамповочное пр-во, 2005. - № 5, - с. 27-30.

ОБУХОВ А.Н., канд.техн.наук, доц., ДГМА, Краматорск
ПАЛАМАРЧУК В.А., канд.техн.наук, доц, ДГМА, Краматорск
ТАРАСОВ А.Ф., докт.техн.наук, проф., ДГМА, Краматорск
СЕРЕДА В.Г., канд.техн.наук, доц, ДГМА, Краматорск
ГОРБАЧ Е.В., ассистент, ДГМА, Краматорск

ОЦЕНКА ТОЧНОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ИНСТРУМЕНТА ТРЕНИЯ ДЛЯ ТАНГЕНЦИАЛЬНОЙ ОБКАТКИ ТРУБ

Получены аналитические зависимости для описания обеих частей рабочей поверхности инструмента для обкатки деталей с различным профилем сечения на торце трубы, а также получено уравнение линии их сопряжения. Поставлена и решена задача оценки величины отклонения спроектированной инженерными методами поверхности инструмента трения от её точного значения.

Отримані аналітичні залежності для опису обох частин робочої поверхні інструмента для обкочування деталей з різним профілем перетину на торці труби, а також отримане рівняння лінії їх спряження. Поставлена і розв'язана задача оцінювання величини відхилення спроектованої інженерними методами поверхні інструмента тертя від її точного значення.

Analytical dependences for the description of both parts of a working surface of the tool for a running in of details with a various profile of section at a pipe end face are received, and also the equation of a line of their interface is received. The problem of size estimation of a deviation of the tool surface of a friction designed by engineering methods from its exact value is put and is solved.

Тангенциальная обкатка инструментом трения представляет собой деформирование предварительно нагретого до ковочной температуры конца трубчатой заготовки профилированным инструментом, поступательно движущимся в направлении, перпендикулярном к оси вращения заготовки [1,2]. По авторскому свидетельству СССР 285882 «рабочая поверхность инструмента образована сопряжением последовательно расположенных участков поверхностей тел вращения и задаётся сечениями, перпендикулярными направлению перемещения инструмента, профиль которых определяется углом между касательными к образующей обкатываемой поверхности и осью вращения инструмента» [3]. При взаимодействии вращающейся заготовки с инструментом переменного профиля происходит постепенное деформирование конца заготовки до заданной формы. Рабочую поверхность инструмента можно разделить на две части: формирующая часть, представляющая собой часть линейчатой поверхности, образованной касательными, проведенными к образующей обкатываемой поверхности, и калибрующая часть, образованная сопряжением двух поверхностей тел вращения (рис. 1).

Известные методы проектирования рабочей поверхности инструмента для тангенциальной обкатки труб [4,5,6] в сущности, основаны на этом же дискретном процессе построения сечений, определяемых касательными, проведенными к образующей обкатываемой поверхности. При проектировании

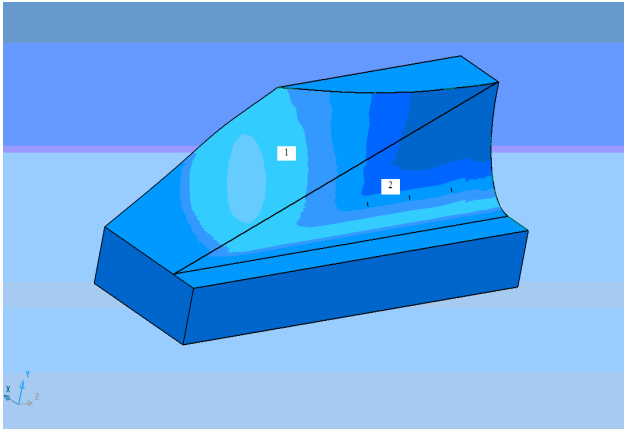


Рис. 1. Инструмент трения:
1 - формующая часть рабочей поверхности; 2 – калибрующая часть рабочей поверхности

предварительно вычисляют и формируют массивы координат точек пересечения рабочей поверхности с гранями инструмента. Затем эти точки наносят на модель инструмента и плавно их соединяют.

Другим направлением проектирования рабочей поверхности инструментов трения для тангенциальной обкатки является использование CAD-систем. В работе [7] данная задача решена на основе использования системы поверхностного проектирования Delcam PowerSHAPE.

На плоскости строилась система касательных к образующей днища заданного к получению изделия. Затем касательные размещались в пространстве в соответствии с требованиями технологического процесса, и по ним создавалась линейчатая поверхность рабочего профиля инструмента. Дискретный характер построения сечений при этом не меняется.

Таким образом, оба метода проектирования имеют один существенный недостаток: рабочая поверхность инструмента трения может иметь непрогнозируемые отклонения от ожидаемых размеров, порожденные неточностью нанесения размеров в первом случае и непредсказуемостью алгоритма построения поверхности в системе Delcam PowerSHAPE во втором. Необходимо оценить величину таких отклонений.

Целью данной работы является: разработать метод оценки величины отклонения спроектированной инженерными методами поверхности инструмента трения от её идеального образа.

Построим аналитические зависимости для описания формующей части рабочей поверхности инструмента трения для обкатки эллиптического днища. Искомая поверхность должна быть линейчатой, причём её должны составлять касательные к образующей заданной к обработке заготовке (рис. 2).

Уравнение образующей в параметрическом виде:

$$x = a \cdot \sin t; \quad y = b(1 - \cos t). \quad (1)$$

Запишем уравнение касательной:

$$Y - y = y'_x (X - x). \quad (2)$$

Найдем производную y'_x

$$y'_x = \frac{y'_t}{x'_t} = \frac{b}{a} \cdot \frac{\sin t}{\cos t}. \quad (3)$$

Подставим выражение (3) в (2) и после преобразований получим:

$$Y = b(1 - \cos t) + \frac{b}{a} \operatorname{tg} t (X - a \sin t). \quad (4)$$

При этом координата z изменяется по закону

$$z = \alpha \cdot t. \quad t = \frac{z}{\alpha}, \quad 0 \leq t \leq \frac{\pi}{2}.$$

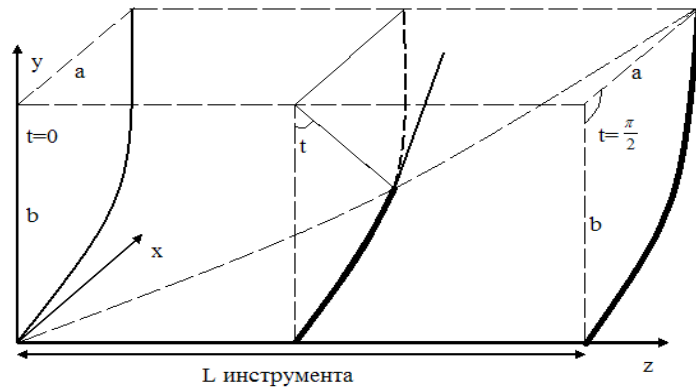


Рис. 2. Расчетная схема для построения аналитических зависимостей.

Уравнение (4) и будет искомым уравнением формирующей части рабочей поверхности инструмента для обкатки эллиптического днища.

При $a = b = R$ можно получить уравнение формирующей части рабочей поверхности инструмента для обкатки сферического днища радиуса R .

$$Y = R(1 - \cos t) + \operatorname{tg} t(X - R \sin t). \quad (5)$$

$$z = \alpha \cdot t. \quad t = \frac{z}{\alpha}, \quad 0 \leq t \leq \frac{\pi}{2}.$$

Калибрующая часть рабочей поверхности инструмента для обкатки представляет собой часть цилиндрической поверхности:

- в случае эллиптического цилиндра:

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{(y-b)^2}{b^2} = 1. \quad (6)$$

- в случае кругового цилиндра:

$$x^2 + (y-b)^2 = R^2. \quad (7)$$

Найдем линию пересечения поверхности (4) с цилиндром (6). Совместно решив эти уравнения, получим уравнение линии

$$\begin{aligned} x &= a \cdot \sin t; \\ y &= b(1 - \cos t); \\ z &= \frac{2L}{\pi} t. \end{aligned} \quad (8)$$

В случае сферического днища, совместно решив уравнения (5) и (7), получим уравнение части дуги винтовой линии

$$\begin{aligned} x &= R \cdot \sin t; \\ y &= R(1 - \cos t); \\ z &= \frac{2L}{\pi} t. \end{aligned} \quad (9)$$

Таким образом, мы показали, что линия, разделяющая формирующую и калибрующую части рабочей поверхности (рис.1) является частью дуги винтовой линии.

Для автоматизации построения в САД-системе полученной трехмерной рабочей поверхности инструмента необходимо выполнить расчет координат ее точек. Алгоритм расчета и построения 3D модели инструмента в САД-системе приведен на рис. 3.

Шаг расчета по координатам x , z должен обеспечивать требуемые параметры точности аппроксимации поверхности средствами САД-системы. Чтобы контролировать и не допускать резких переходов по поверхности можно, например, на каждом шаге проверять условие, при котором разница между координатами соседних точек не превышала бы определенной величины, заданной пользователем, и менять шаг расчета. В результате расчета формируется и записывается файл заданной структуры, чтобы по массиву координат точек выполнить построение 3D модели инструмента с помощью средств, имеющихся у системы проектирования. Интеграция с САД-системой осуществляется посредством API интерфейса.

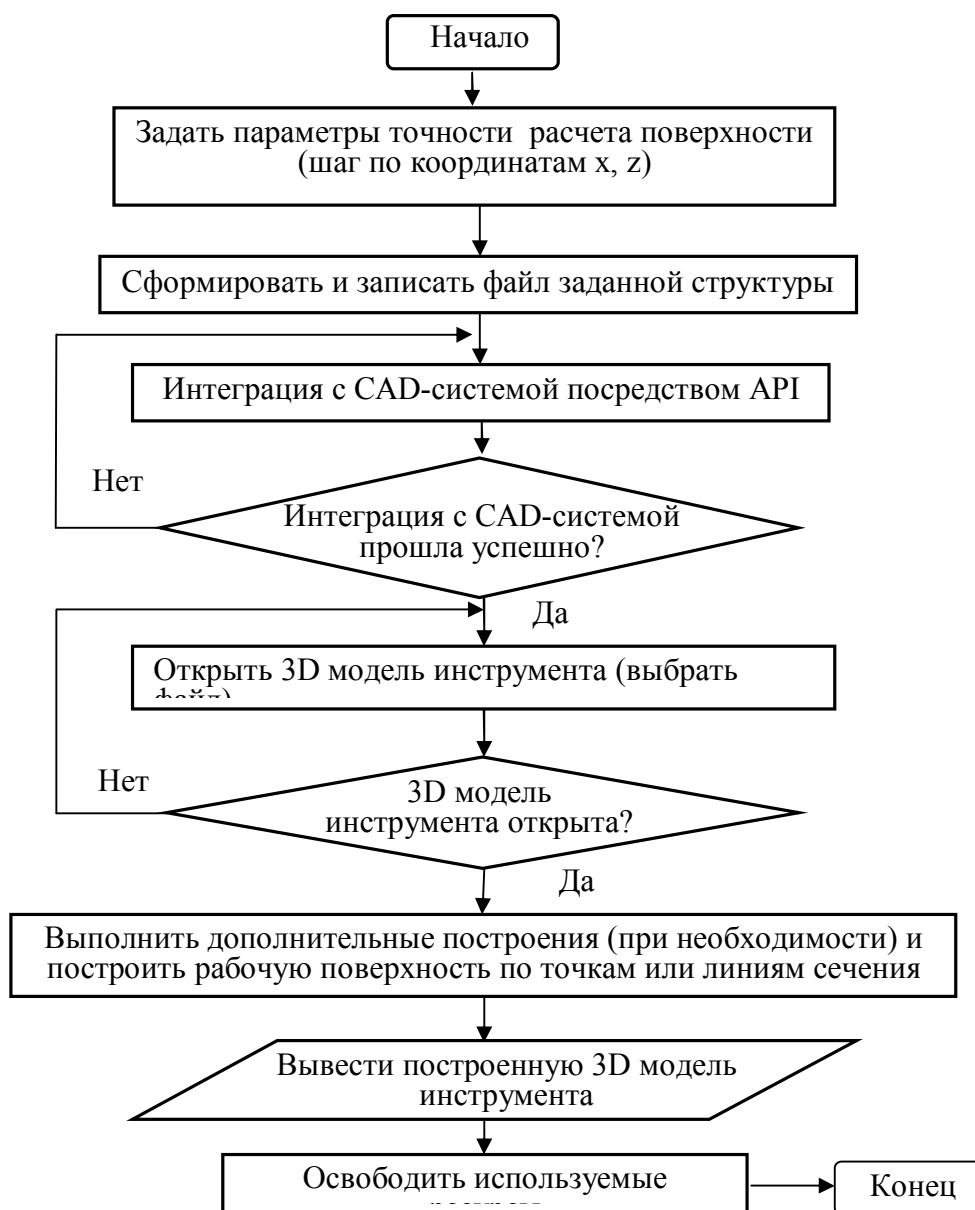


Рис. 3. Алгоритм расчета и построения 3D модели инструмента в САД-системе

Предварительно в САД-систему загружается модель заготовки инструмента, чтобы на ней расположить рабочую поверхность. Для некоторых САД-систем необходимо также выполнять предварительную аппроксимацию массива точек линиями, чтобы система проектирования сумела в автоматическом режиме создать поверхность и 3D модель инструмента в целом. Построенная 3D модель инструмента записывается в файл. В более сложных случаях для построения поверхности требуется отдельная аппроксимация ее частей и их построение с контролем пересечения в пространстве.

Отклонения координат рабочей поверхности инструмента, полученных инженерными методами, от ожидаемых размеров, полученных из аналитической модели, могут быть оценены непосредственно в САД-системе путём наложения двух поверхностей. Либо такая оценка может быть проведена численными методами.

Выводы: Построены аналитические зависимости для описания формирующей части рабочей поверхности инструмента трения для обкатки сферических и эллиптических днищ. Координаты точек формирующей поверхности, полученные из этих зависимостей, посредством API интерфейса передаются в САД-систему, что позволяет сравнить их с поверхностями, построенными средствами поверхностного проектирования.

Список литературы: 1. *Капорович В.Г.* Обкатка в производстве металлоизделий. – М.: Машиностроение, 1973. – 168с. 2. *Капорович В.Г.* Производство деталей из труб обкаткой. – М.: Машиностроение, 1978. – 136с. 3. *А.С. 285882* Инструмент для тангенциальной обкатки труб В21D 3/06, Бюллетень 14 от 8 04 1967г. 4. Производство изделий машиностроения горячей обкаткой: монография/ Под ред. *В.С. Рыжикова, В.К. Удовенко* – Краматорск: ДГМА, 2006. – 284 с. 5. *Середа В.Г., Паламарчук В.А., Горбач Е.В.* Проектирование рабочей поверхности инструмента для тангенциальной обкатки труб с использованием ЭВМ // Обработка материалов давлением. – 2010. – № 3(24), Краматорск, 2010, 232 с. С. 180-184 6. *Обухов А.Н., Тарасов А.Ф., Паламарчук В.А., Середа В.Г., Горбач Е.В.*, Моделирование рабочей поверхности инструмента для тангенциальной обкатки труб // Обработка материалов давлением. – 2011. – № 2(27), Краматорск, 2011, 232 с. С. 186-189. 7. *Тарасов А.Ф., Паламарчук В.А., Горбач Е.В., Корнева М.Л.* Особенности проектирования инструмента для тангенциальной обкатки трубчатых заготовок в среде Delcam PowerSHAPE // Нові рішення в сучасних технологiях, Вісник Національного технічного університету «ХПІ», N57, Харків, 2010, 288 с. , с. 75-79

ТИТОВ В.А. докт. техн. наук, проф., НТУУ «КПИ», Киев

БОРИС Р.С. ассистент, НТУУ «КПИ», Киев

БОГОДИСТ Е.И. магистр, НТУУ «КПИ», Киев

ВЛИЯНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ КОНСТРУКЦИИ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ МАТРИЦЫ ОСНАСТКИ НА ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА ВЫТЯЖКИ С УТОНЕНИЕМ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ТРУБЧАТЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Выполнено теоретическое и экспериментальное обоснование влияния особенностей конструкции рабочей поверхности матрицы оснастки на параметры процесса вытяжки с утонением биметаллических трубчатых элементов. В ходе конечно-элементного моделирования процесса вытяжки с утонением определено напряженно деформированное состояние очага деформации, а также усилие процесса при разных коэффициентах трения и углах конуса рабочей части матрицы. Экспериментально показана эффективность образования соединения при взаимодействии слоев в комбинированной матрице.

Виконане теоретичне та експериментальне обґрунтування впливу особливостей конструкції робочої поверхні матриці оснащення на параметри процесу витягування з потоншенням біметалевих трубчастих елементів. В ході кінцево-елементного моделювання процесу витягування з потоншенням визначений напружено-деформований стан, а також зусилля процесу при різних коефіцієнтах тертя та кутах конусу робочої частини матриці. Експериментально показано ефективність утворення з'єднання при взаємодії шарів в комбінованій матриці.

Theoretical and experimental study of influence of design features of the working surface of the matrix snap on the parameters of the drawing process with thinning of bimetallic tubular elements. In the finite-element modeling of the drawing process with thinning determined the stress strain state of the deformation and stress of the process with different coefficients of friction and the cone angle of the working part of the matrix. Experiments demonstrate the effectiveness of formation of the compound in the interaction of the layers in the combined matrix.

Для обеспечения необходимых функциональных свойств топливных систем в конструкциях изделий машиностроения используют слоистые металлические композиции трубчатой формы – биметаллические трубчатые элементы (БТЭ). Они обеспечивают надежное соединение трубопроводов из различных металлов (алюминий – титан, титан – сталь, прочие).

Традиционные технологии изготовления БТЭ направлены на крупносерийное производство или имеют высокую трудоемкость и специфику реализации [1-4].

Металлургические технологии обеспечивают производство биметаллических листов и труб при реализации процессов прессования, при котором, благодаря высокой степени и высокой скорости деформации, обеспечивается достаточная прочность сварного соединения в пакетной заготовке. При волочении и прессовании используют также биметаллическую заготовку. В основе этого способа лежит совместное вытекание металлов, составляющих многослойную заготовку [5]. При

непрерывной прокатке немного уменьшается разнотолщинность плакирующего слоя, сваривание слоев получается более прочным. Преимуществом этого процесса является высокая производительность стана.

К основным недостаткам следует отнести пониженное качество внутренней поверхности и значительную (до 50%) разнотолщинность слоев, а также ограничение сортамента труб по диаметру, толщине стенки, видам соединенных металлов [6].

Литейные технологии состоят в заливке составляющих металлов в кокиль, или заливание расплавленного металла, плакирующего слоя, в механическую обработанную и подогретую до заданной температуры гильзу из основного металла. При этом за счет размыва и перемешивания металлов возникают переходные слои [7].

БТЕ изготавливают непосредственно из полуфабрикатов, если они получены в виде слоистых трубчатых заготовок. Из листовых слоистых полуфабрикатов БТЕ могут быть изготовлены с использованием операций вытяжки цилиндрических изделий [8-12].

Не зависимо от технологии изготовления биметаллических соединений, известно, что для соединения слоев необходимо выполнение следующих условий [5]:

- высокое давление на контактной поверхности слоев для обеспечения физического контакта металлов и их сближение на расстояние межатомного уровня;
- высокая степень деформации для обеспечения разрушения оксидных пленок и высвобождения ювенильных поверхностей, необходимых для контактного взаимодействия слоев;
- повышение энергетического состояния атомов металлов слоев для возникновения металлических за счет диффузионных механизмов, создания интерметаллидов, прочее;
- обеспечение защиты зоны деформации от химического и физического влияния окружающей среды и прочих.

В настоящей работе рассмотрен процесс получения БТЭ вытяжкой с утонением из разнородных заготовок [8-12].

Целью данной работы являлось исследование влияния конструкции рабочей поверхности матрицы оснастки на параметры напряженно-деформированного состояния двухслойного металла в очаге деформации и усилия процесса вытяжки с утонением биметаллических трубчатых элементов.

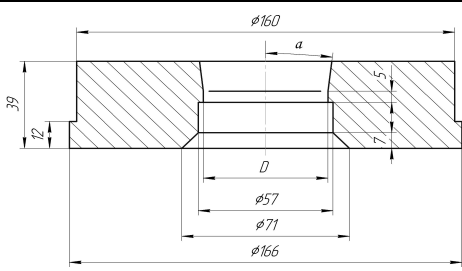
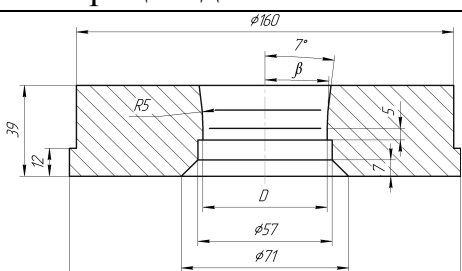
Основные задачи, которые решались в данной работе:

- 1) Исследование энергосиловых параметров вытяжки с утонением в зависимости от угла конусности и условий трения двухслойной заготовки с матрицей на контактной поверхности;
- 2) Исследование влияния дополнительного угла на образующей рабочей поверхности матрицы на напряженно-деформированное состояние и кинематику деформирования при вытяжке с утонением цилиндрического стаканчика из разнородных заготовок;
- 3) Экспериментальная оценка эффективности разработанных режимов вытяжки.

Моделирование совместной вытяжки с утонением проводилось в системе DEFORM 2D методом конечных элементов. С использованием конечно-элементной модели процесса сделан расчет НДС и усилия для заданных условий процесса вытяжки. В процессе моделирования расчет выполнен для вытяжки заготовки в нагретом состоянии до температуры $440 \pm 10^\circ\text{C}$, соответствующей интервалу температур деформирования алюминиевых сплавов. Модели деформируемых материалов слоев АМцМ и ВТ1-0 задавались реальной кривой деформирования для выбранного интервала температур. Коэффициент трения на контактной поверхности наружного слоя заготовки с матрицей задавали от 0,01 до 0,3.

Процесс вытяжки с утонением рассмотрен для пары разнородных материалов алюминий АМцМ-титан ВТ1-0. Степень обжима стенки при вытяжке составила 30%. В процессе моделирования рассмотрено влияние угла конусности матрицы α , и условий контакта заготовок с инструментом в зоне пластической деформации, которые определяются коэффициентом трения. Конструкции матриц приведены в табл.1.

Таблица – Геометрические параметры заготовок и инструмента

№ п/п	Металлы	Размеры заготовок	Схемы матриц	Параметры матриц
1	Вытяжка в конусной матрице			
	Алюминий АМцМ Титан ВТ1	$S_{\text{ал.}}=1,4$ $D_{\text{ал.}}=88$ $S_{\text{тит.}}=1,4$ $D_{\text{тр.}}=88$		$D=54\text{мм}$ $\alpha=4^\circ, 7^\circ, 10^\circ$
2	Вытяжка в конусной матрице с дополнительным углом			
	Алюминий АМцМ Титан ВТ1	$S_{\text{ал.}}=1,4$ $D_{\text{ал.}}=88$ $S_{\text{тит.}}=1,4$ $D_{\text{тр.}}=88$		$D=54\text{мм}$ $\beta=1^\circ, 2^\circ$

Для исследования влияния сил трения процессы были смоделированы для коэффициента трения $f_{\text{тр.}} = 0,3$ на поверхностях контакта заготовок с инструментом, и $f_{\text{тр.}} = 0,5$ между заготовками, а также $f_{\text{тр.}} = 0,01$ на поверхностях контакта заготовок с инструментом, и $f_{\text{тр.}} = 0,5$ между заготовками.

На Рис.1. приведены зависимости усилия вытяжки с утонением пары металлов алюминий АМцМ –Титан ВТ1-0 от перемещения пуансона для разных углов конусности матрицы с коэффициентом трения между заготовкой и инструментом $f_{\text{тр.}}=0,3$, а на рис. 2 с $f_{\text{тр.}}=0,01$.

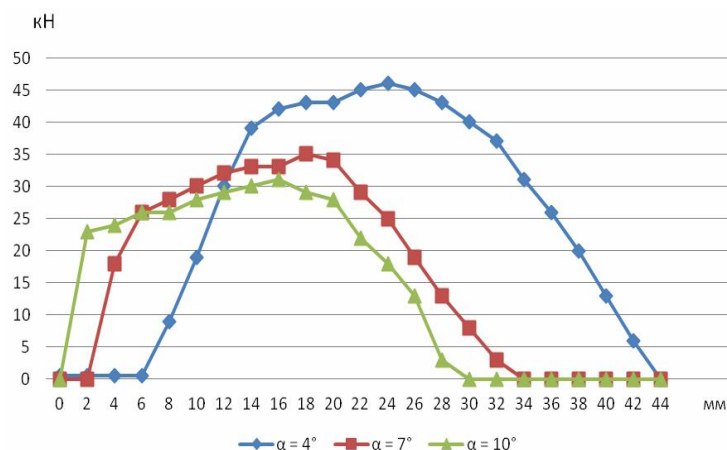


Рис.1. График зависимости усилия – перемещение при вытяжке с утонением для пары алюминий АМцМ - титан ВТ1-0, при разных значениях угла конусности матрицы α , ($f_{тр.}=0,3$)

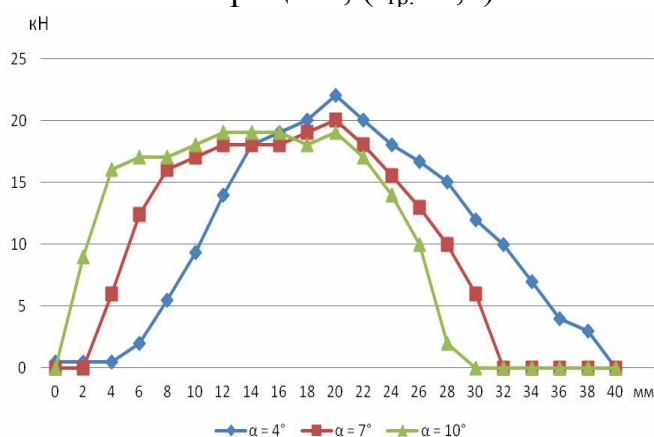


Рис.2. График зависимости усилия – перемещение при вытяжке с утонением для пары алюминий АМцМ-титан ВТ1-0, при разных значениях угла конусности матрицы α , ($f_{тр.}=0,01$)

Из графиков зависимости усилия от перемещения (рис.1) видно, что увеличение угла конусности матрицы приводит к уменьшению усилия. При вытяжке через матрицу с углом конусности $\alpha = 4^\circ$ усилие на пуансоне на 47% больше по сравнению с вытяжкой через матрицу с углом конусности $\alpha = 10^\circ$. Это обусловлено уменьшением зоны пластической деформации с увеличением угла конусности α , а также уменьшением площади калибрующего пояса, на котором действуют силы трения.

О прямом влиянии сил трения на увеличение усилия можно судить сравнив графики на рис.1 и рис.2, на которых видно, что при минимальном коэффициенте трения максимальные значения усилий деформирования практически не отличаются по величине. Работа деформирования, определяемая площадью графика (рис. 2) для разных углов конусности матрицы несколько отличается по величине. Эта разница в основном определяет работу, которая расходуется на преодоление сил трения между заготовками и инструментом.

При вытяжке пары алюминий-титан через матрицы с переменным углом конусности, при $f_{тр.}=0,01$ и $\alpha = 7^\circ$ (рис.3) было достигнуто НДС, который по всем

факторам может быть идеальным для соединения заготовок между собой, а именно:

- радиальные напряжения имеют максимальные значения на выходе из зоны деформирования (область контакта заготовок);
- скорости осевых деформаций выравниваются на выходе из зоны деформирования;
- разница осевых скоростей перемещения на контактной поверхности двух заготовок имеет большую разницу на входе в зону пластического деформирования, и стремится к нулю на выходе из нее. Это обеспечивает разрушение окислов на граничных поверхностях заготовок, и высвобождение ювенильных поверхностей для образования соединения.

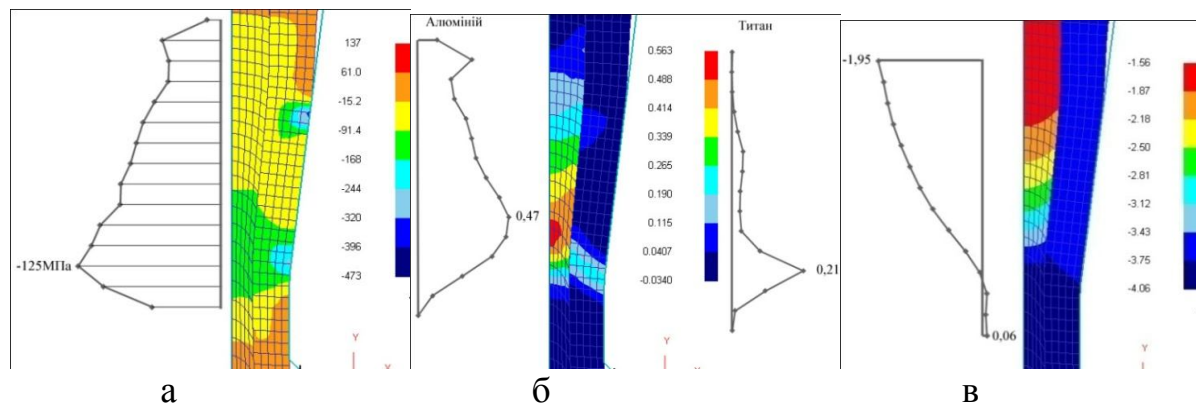


Рис.3. Напряженно деформированном состоянии при вытяжке с утонением $f_{тр}=0,01$ и угла $\alpha=7^\circ$; а – σ_r ; б – ε_z ; в – $-\Delta V_z$

Процесс вытяжки с утонением рассмотрен для пары материалов алюминий АМцМ-титан ВТ1-0. Степень совместного обжатия составила 30%. В процессе моделирования рассмотрено влияние на показатели процесса использования матрицы со ступенчатой конусностью для $\alpha = 7^\circ$ и дополнительного угла конусности $\beta = 1^\circ$, $\beta = 2^\circ$, а также условий контакта заготовок с инструментом в зоне пластической деформации, которые определяются коэффициентом трения $f_{тр}$. в сравнении с результатами вытяжки через матрицу с постоянной конусностью $\alpha = 7^\circ$. В матрицах со ступенчатой конусностью высота зоны пластической деформации увеличена на 5мм по сравнению с матрицей с постоянной конусностью.

На рис.4. приведены зависимости усилия вытяжки с утонением пары металлов алюминий АМцМ - титан ВТ1-0 по перемещению пуансона для трех различных матриц, коэффициент трения между заготовками и инструментом $f_{тр}=0,3$, а на рис 5 – с $f_{тр}=0,01$.

Из графиков зависимости усилие от перемещения (рис.4.) видно, что наличие участков с меньшим углом конусности приводит к увеличению усилия. При вытяжке через матрицу с постоянным углом конусности $\alpha = 7^\circ$ усилие на пуансоне на 23% меньше по сравнению с вытяжкой через матрицу со ступенчатой конусностью. Это обусловлено увеличением зоны пластической деформации в матрицах со ступенчатой конусностью, а следовательно и площади деформирующего пояска на котором действуют силы трения.

О прямом влиянии сил трения на увеличение усилия можно судить сравнив графики на рис.4. и рис.5. на которых видно, что при отсутствии сил трения максимальные значения усилий деформирования сравнительно равны, чего нельзя сказать о процессах при наличии сил трения. Кроме того максимальное значение усилия на инструменте при $f_{тр.} = 0,3$ (рис.4.) в два раза больше усилия вытяжки при $f_{тр.} = 0,01$ (рис.5.), это свидетельствует о значительном влиянии сил трения на протекание процесса.

Анализ условий взаимодействия слоев выполнен для вытяжки через матрицу со ступенчатой конусностью $\alpha = 7^\circ$, $\beta = 2^\circ$ и $f_{тр.} = 0,01$.

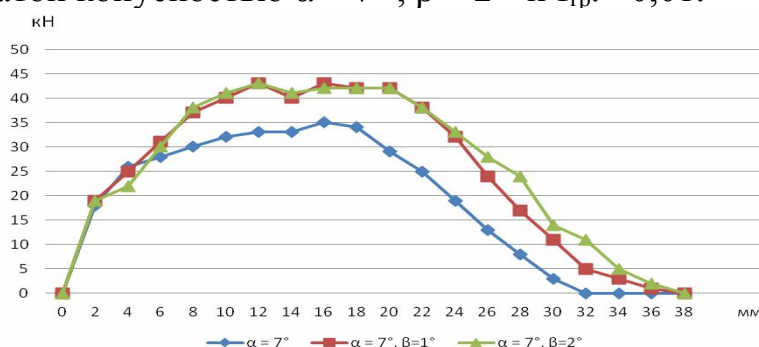


Рис.4. График зависимости усилие – перемещение при вытяжке с утонением для пары алюминий АмцМ – титан ВТ1, через матрицы с переменной конусностью матрицы и с постоянной. ($f_{тр.} = 0,3$)

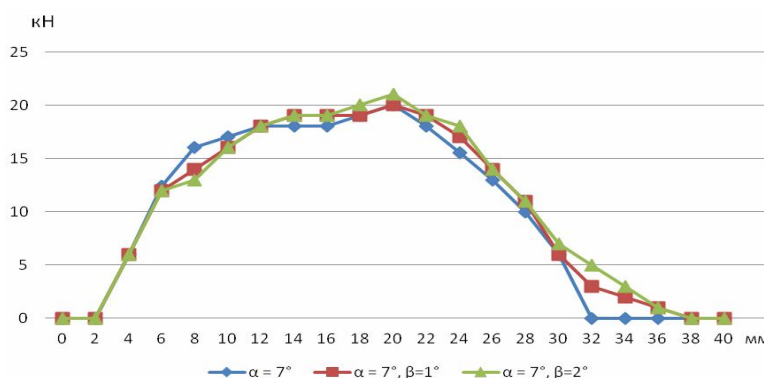


Рис.5. График зависимости усилие – перемещение при вытяжке с утонением для пары алюминий АмцМ – титан ВТ1, через матрицы с переменной конусностью матрицы и с постоянной. ($f_{тр.} = 0,01$)

Результаты представленные на рис.6 показали:

- на рабочем пояске с меньшей конусностью действуют максимальные радиальные напряжения на контактной поверхности заготовок;
- скорости осевых деформаций на контактной поверхности заготовок в конусе с $\beta = 2^\circ$ практически равны;
- разница осевых скоростей перемещения значительная на входе в рабочую зону матрицы $\Delta V_z = -1,68$ мм/сек. и близка к нулю во втором конусе рабочего пояса матрицы $\Delta V_z = 0,03$ мм/сек.

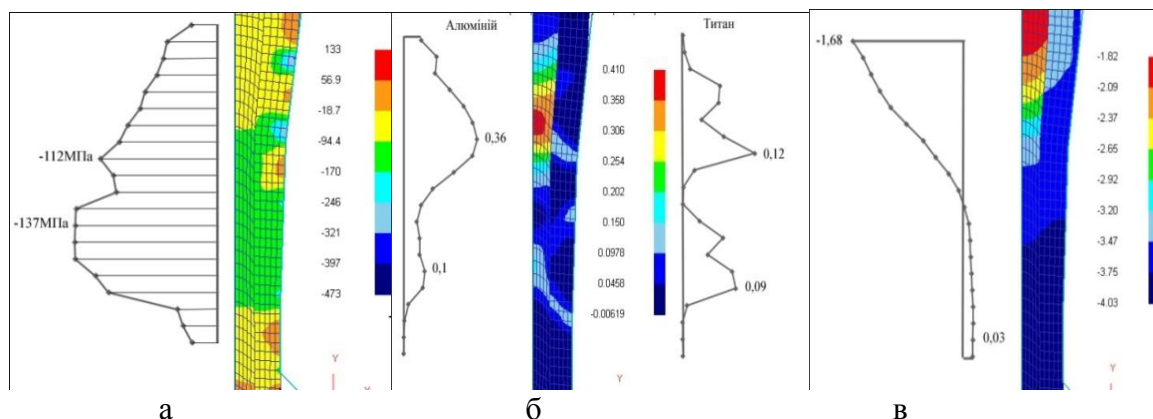


Рис.6. Напряженно-деформированном состоянии при вытяжке с утонением, $f_{тр} = 0,01$ и $\alpha = 7^\circ$ $\beta = 2^\circ$; а – σ_r , МПа; б – ε_z , (мм/мм)/сек.; в – $-\Delta V_z$, мм/сек.

Проанализировав распределение толщин слоев от величины радиальных напряжений показано, что соотношение толщин имеет значительное влияние на рост радиальных напряжений на контактной поверхности между двумя слоями. Установлено, что, чем больше толщина внутреннего слоя, в данном случае алюминиевого, тем большими по величине становятся радиальные напряжения, что способствует взаимодействию двух слоев.

С целью подтверждения теоретических расчетов процесса совместной вытяжки с утонением стенки двух разнородных металлов авторами были проведены экспериментальные исследования. Многослойные цилиндрические элементы вытягивались в следующих комбинациях: сталь-алюминий, титан-алюминий, титан-сталь, прочие.

Процесс проводился в универсальном штампе (рис.7). В эксперименте использованы материалы: титан BT1-0, алюминий АМцМ, сталь 12Х18Н10Т (рис. 8).



Рис.7. Универсальный штамп



Рис.8. Двухслойный элемент АМцМ - BT1-0.

На рис.9 приведена металлография состояния граничных поверхностей в цилиндрической стенке стаканчика алюминий - титан, после вытяжки с утонением

при температуре 425-450°C, с различной степенью обжатия стенки двухслойной заготовки (а – 60%, б – 30%).

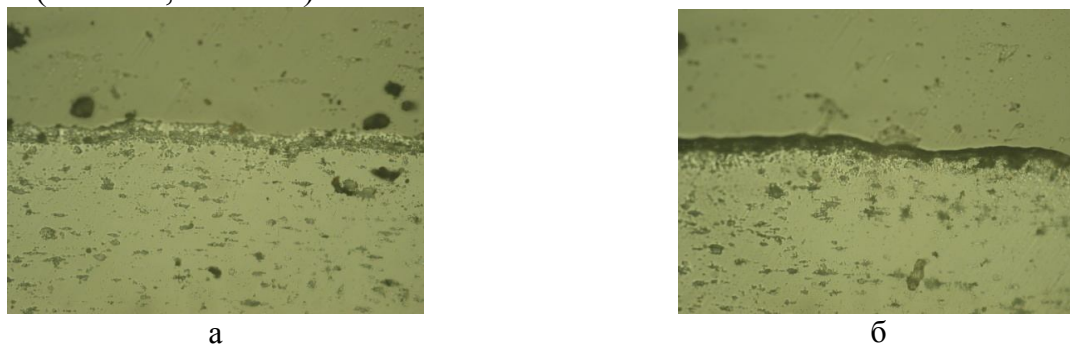


Рис.9. Граница контакта двух слоев стаканчика после вытяжки с утонением

Таким образом, металлографические исследования показали, что при вытяжке двухслойного элемента в комбинированной матрице с утонением 60% и использованием нагрева можно достичь взаимодействия слоев с созданием интерметаллидов в зоне контакта слоев. Прочность соединения составляет 0,85-0,9 от прочности алюминиевого слоя.

Выводы:

1. При моделировании совместной вытяжки с утонением пары металлов алюминий АМцМ – титан ВТ1-0, было установлено, что усилие деформирования значительно возрастает с уменьшением угла. Как показывают графики усилие – перемещение при наименьших значениях коэффициента трения $f_{тр.} = 0,01$, возрастание значения технологического усилия можно связать с увеличением влияния сил трения на контактных поверхностях заготовок с инструментом.

2. Установлено, что на контактной поверхности действуют значительные радиальные напряжения, характер распределения которых меняется в зависимости от угла конусности матрицы и от условий контакта заготовок с инструментом. Показано, что использование в матрице дополнительного угла наклона образующей рабочего пояса величиной $1^\circ - 2^\circ$ позволяет создать зону максимальных радиальных напряжений на граничной поверхности и снизить до нуля взаимное перемещение слоев, что позволило создать условия необходимые для образования качественных биметаллических соединений.

3. Установлено, что увеличение коэффициента трения не благоприятно влияет на НДС в зоне пластического деформирования, а также на технологическое усилие совместной вытяжки с утонением. В зависимости от угла конусности рабочего пояса при коэффициенте трения $f_{тр.} = 0,3$ технологическое усилие на 75-95% больше чем при $f_{тр.} = 0,01$. Это вызывает необходимость использования эффективных смазок.

4. Экспериментальные исследования совместной вытяжки с утонением двухслойных заготовок выполнены для разнородных металлов алюминий-титан, алюминий-сталь. Металлографические исследования показали, что при вытяжке многослойного элемента в комбинированной матрице с утонением, происходит взаимодействие слоев и образование интерметаллидов в зоне взаимодействия.

Полученные результаты подтверждают теоретические выкладки и дают основу для усовершенствования процесса в дальнейших исследованиях.

Список литература: 1. Аркулис Г.Э. Совместная пластическая деформация разных металлов / Г.Э. Аркулис - М.: Металлургия, 1964. - 215 с. 2. Головачев В.А. Высокопрочные биметаллические соединения / В.А. Головачев, Н.А. Комаров - Л.: Машиностроение, 1974. - 192 с. 3. Кобелев А.Г. Технология слоистых металлов: Учебн. пособие. / А.Г.Кобелев, И.Н. Потапов, Е.В. Кузнецов - М.: Металлургия, 1991, 248 с. 4. Колпашиников А.И. и др. Деформирование композиционных материалов / Б.А. Арефьев, В.Ф. Мануйлов, А.И. Колпашиников - М.: Металлургия, 1982 – 246 с. 5. Король В.К. Основы технологии производства многослойных металлов / В.К. Король, М.С. Гильдельгорн – М.: Металлургия, 1970. – 237с. 6. Чепурко М.И. и др. Производство биметаллических труб и прутков / М.И. Чепурко – М.: Металлургия 1986. – 240с. 7. Чукмасов А.С., Бондарь Н.П. Сапогова А.Е. и др. Износостойкие биметаллические горячекатаные трубы из центробежно-литых заготовок / А.С. Чукмасов, Н.П. Бондарь // Производство труб - 1979. - №5. – С.17-21. 8. Тітов В.А. Розробка структури машинобудівної технології виготовлення біметалевих елементів та теоретичні підстави для її реалізації / В.А. Тітов, Р.С. Борис // Вестник Национального технического университета Украины “КПИ”, серия “Машиностроение”, - 2006. - №49. 9. Тітов В.А. Обґрунтування підстав для створення машинобудівної технології виготовлення біметалевих трубчастих елементів витягуванням / В.А. Тітов, Т.М. Лабур, Р.С. Борис // Технологические системы. – 2007. – №1. – С. 33-39. 10. Тітов В.А. Напрямки розвитку способів виготовлення біметалевих трубчастих елементів з різномірних матеріалів витягуванням / В.А. Тітов, Р.С. Борис, М.С. Тривайло // Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”, серія “Машинобудування”, - 2009. - №56. – С. 154-159. 11. Тітов В.А. Дослідження процесу виготовлення біметалевих трубчастих елементів витягуванням / В.А. Тітов, Р.С. Борис // Обработка материалов давлением. Сборник научных трудов – 2009. - №2 (21). – С. 173-178. 12. Тітов В.А. Обґрунтування та реалізація досвідного процесу виготовлення біметалевих трубчастих елементів / Тітов В.А., Борис Р.С., Вишневський П.С., Лук'яненко О.О. // Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”, серія “Машинобудування” – 2010. - №59. – С. 13-18

УДК 621. 983. 044

ЕЛИСЕЕВ Р.В., аспірант, КГУ, Кременчуг

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА ВЗРЫВНОЙ ШТАМПОВКИ В ЗАКРЫТОЙ КАМЕРЕ С ВОЗДУШНОЙ ПОЛОСТЬЮ

Исследован механизм штамповки взрывом для закрытого устройства. Заряд закрепляют на дне взрывной камеры, расположенной в нижней части устройства и заливают слоем воды. Нагретую заготовку подают в верхнюю часть устройства перед взрывом. Заряд и заготовка до взрыва разделены воздушной полостью. Под действием взрыва вода приобретает кинетическую энергию, а при соударении передает её заготовке. Такая схема обеспечивает безопасность и высокий КПД штамповки.

Ключевые слова: детонация, газовый пузырь, ударная волна, кинетическая энергия, закрытая камера.

Досліджений механізм штампування вибухом для закритого пристрою. Заряд закріплюють на дні вибухової камери, розташованої в нижній частині пристрою і заливають шаром води. Нагріту заготовку подають у верхню частину пристрою перед вибухом. Заряд і заготовка до

вибуху розділені повітряною порожниною. Під дією вибуху вода придбаває кінетичну енергію, а при зіткненні передає її заготовці. Така схема забезпечує безпеку і високий ККД штампування.

Ключові слова: детонація, газовий пухир, ударна хвиля, кінетична енергія, закрита камера.

A stamping mechanism is investigational by an explosion for the closed device. A charge is fastened on the day of the explosive chamber located in the underbody of device and inundate the layer of water. The heated purveyance is given in overhead part of device before an explosion. A charge and purveyance to the explosion are divided by an air cavity. Under the action of explosion water acquires kinetic energy, and at hitting passes to it the purveyance. Such chart provides safety and high efficiency stamping.

Keywords: Detonation, gas bubble, shock wave, the kinetic energy, the closed chamber.

Введение. Применение энергии взрыва для штамповки впервые в СССР было предложено профессором Х.А.И. Пихтовниковым Р.В. (а.с. СССР №157 957, 1949 г.). Предложение оказалось очень плодотворным исследования по взрывной штамповке были включены в планы многих технологических центров СССР, а в Харьковском авиационном институте решением Государственного комитета по Науке и технике в 1963 г. была образована Проблемная научно-исследовательская лаборатория по использованию импульсных источников энергии в промышленности (ПНИЛ). Результатом этого явилось широкое внедрение взрывной штамповки в промышленность, на многих заводах стали работать специализированные участки и цехи взрывной штамповки. Этому способствовало наличие научно-технической базы по использованию подводного взрыва преимущественно для военных целей. Сюда в первую очередь следует отнести работы академиков Баума Ф.А, Станюковича К.П. и др.

Анализ состояния проблемы. Пихтовниковым Р.В. и его последователями Алексеевым Ю.Н, Навагиным Ю.С, Анучиным М.А. и др. также были использованы упоминаемые фундаментальные труды по физике взрыва [1], что способствовало быстрому и успешному освоению взрыва в машиностроении. К этим заимствованиям в первую очередь следует отнести расчёт силовых факторов подводного взрыва-расширяющихся продуктов детонации (газового пузыря), ударной волны и сопутствующего ей гидропотока. На Рис.1 приведена

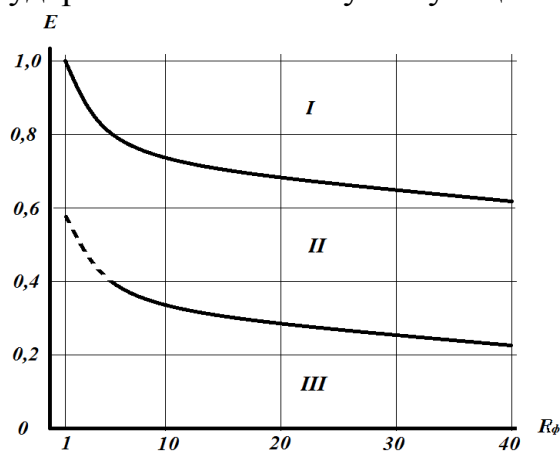


Рис.1. Распределение энергии подводного взрыва

обобщённая диаграмма распределения энергии подводного взрыва в безграничном пространстве в зависимости от положения ударной волны [1], полученная авторами в результате теоретических и экспериментальных исследований.

Диаграмма приведена в координатах E - R_ϕ , где R_ϕ -отношение радиуса фронта ударной волны r_ϕ к приведенному радиусу заряда r_0 . Область III принадлежит ударной волне. Именно эти результаты были приняты упомянутыми специалистами,

ставшими во главе научных школ. При этом в расчёт, принималась только ударная волна.

Материал и результаты исследований. Целью статьи является обсуждение части выполненной работы по исследованию механизма ВШ. Предмет исследования- закрытое технологическое устройство для ВШ, схематически показанное на рис 2. Здесь заряд взрывчатого вещества (ВВ) 4 размещён на дне камеры взрыва 5. Заряд перед сборкой устройства заливается расчётной массой воды. Заготовка 2 находится под матрицей 1.

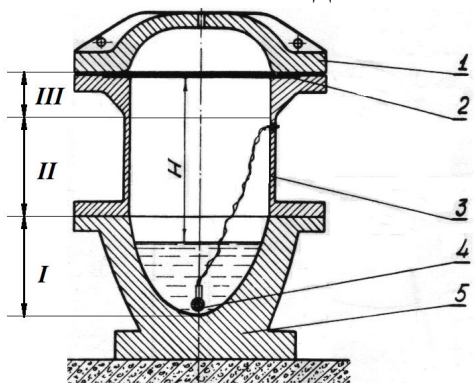


Рис.2. Устройство для ВШ в закрытой камере с воздушной полостью

Между камерой взрыва и заготовкой размещён переходник 3. На время взрыва описанный пакет размещается в замыкающее приспособление и удерживается в сомкнутом положении. При взрыве смесь продуктов детонации ВВ, воды и воздуха, находящегося в переходнике, получают определённую кинетическую энергию, которая при столкновении с заготовкой деформируют её. Функционально мы разделили закрытую камеру на зоны: *I* – зона взрыва; *II* – зона движения воды; *III* – зона нагружения заготовки давлением гидравлического удара.

Сравнение эффективности ВШ по различным схемам. Для экспериментального сравнения выбраны три схемы: наиболее часто применяемая схема ВШ в водном бассейне и две близкие по идее схемы штамповки в закрытых камерах, с применением в качестве передающей среды воздуха и в закрытых камерах частично заполненных водой. Все эксперименты по сравнению проведены по описанной выше методике: заготовки из алюминиевого сплава Д16АТВ диаметром 140мм, толщиной 1 мм. штамповались на провал в матричное кольцо диаметром 100 мм. Во всех опытах зарядом являлся стандартный электродетонатор марки ЭД8Б, устанавливаемый на одинаковых расстояниях от заготовки.

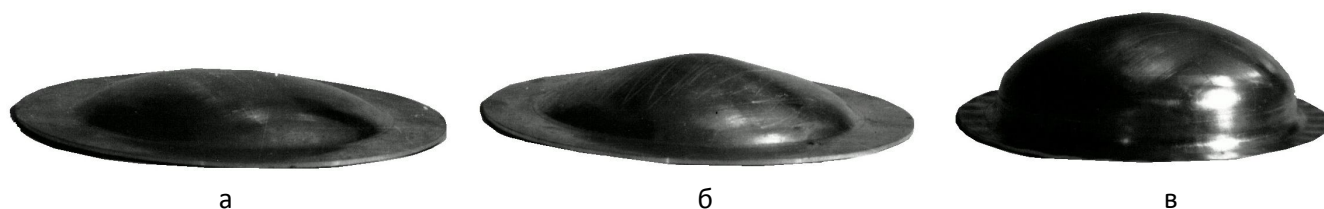


Рис.3. Сравнение КПД ВШ по различным схемам

На рис.3 приведены фотографии полученных штамповок: а) соответствует штамповке в бассейне, б) - штамповке в закрытой камере через воздух, в)- в закрытой камере частично заполненной водой.

В таблице 1 приведены исходные данные, результаты экспериментов и расчёты соответствующих КПД.

Таблица 1 -Сравнение эффективности ВШ по различным схемам

№ п/п	Технологическая схема	$D_{\text{матр}}$, мм	Прогиб f , мм	η , %
1	Штамповка в бассейне	100	10,5	6
2	Штамповка в закрытой камере через воздух	100	14,5	15
3	Штамповка в камере частично заполненной водой	100	22	42

Определение механизма ВШ в закрытой камере. Методика проведения исследований заключалась в свободном деформировании взрывом круглых листовых заготовок через матричное кольцо диаметром D на провал. В результате каждого опыта получали выпуклую деталь диаметром D и глубиной f мм (рис.3). Замеренное значение f являлось функцией заданных программой исходных данных, сама же заготовка являлась датчиком для измерения в неявном виде работы деформирования.

Также исследовалось распределение давления по высоте камеры. На рис.2 было показано разделение закрытой камеры на зоны. Для экспериментального подтверждения границ названных зон проводился опыт, схема которого приведена на рис.4.

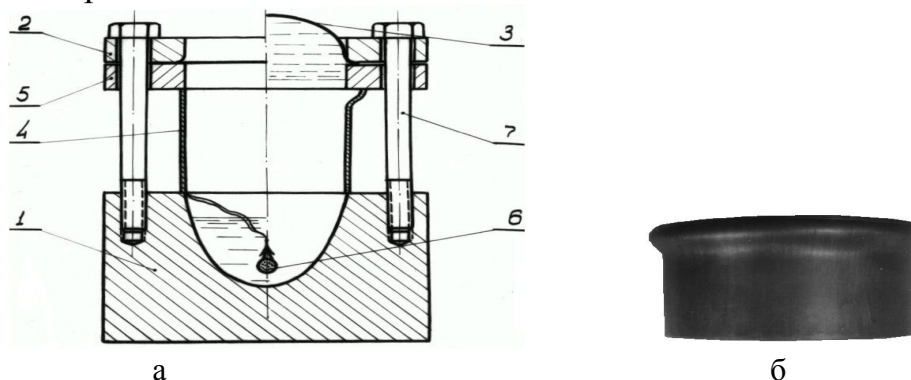


Рис.4. Эксперимент по ВШ с применением податливого переходника
а - схема эксперимента; б -деформация переходника.

При ВШ по схеме «Гейзер» ключевым звеном в цепочке преобразований энергии по пути к заготовке является зазор между поверхностью воды и заготовкой. Ударная волна отражается от свободной поверхности воды.

Ударные волны, отраженные от стенок взрывной камеры, также направлены в сторону свободной поверхности. Газовый пузырь, занимая значительный объем камеры, может расширяться только в сторону свободной поверхности воды, вызывая разгон воды. При соответствующем выборе формы взрывной камеры в движение увлекается вся масса воды

Таким образом, из всех видов сил, действующих при подводном взрыве, здесь на заготовку действует только энергия движущейся массы воды. Соотношение объемов заряда ВВ и воздушной полости между водой и заготовкой составляет 1200. При взрыве тротила в воздухе в нормальных условиях

($P=760$ мм.рт.ст.) объём продуктов детонации составляет приблизительно 1100 объёмов исходного заряда. Таким образом, была исключена возможность непосредственного давления на заготовку расширяющихся продуктов детонации. В результате эксперимента получили значительную глубину штамповки стальной заготовки (прогиб $f = 24$ мм при диаметре матричного кольца $D=100$ мм). Латунная труба при этом в основной своей части не деформировалась, т.е. давление продуктов детонации в этой части переходника практически отсутствовало - вся энергия ВВ на этом этапе перешла в энергию движущейся воды. Верхняя часть трубы, на которую действовало давление воды, заторможенной на заготовке, получила деформацию по высоте столба воды, сжатой гидравлическим ударом (рис.46). При повторении эксперимента при тех же условиях, но без латунного переходника (т.е. заготовка приближалась к поверхности воды) получили глубину прогиба $f = 28$ мм. Это небольшое увеличение прогиба объясняется уменьшением потерь в зазоре на распыление и аэродинамическое сопротивление воды при полёте. Разуплотнение переходника камеры в нижней его части на глубину штамповки не влияло. Проведенные эксперименты показали, что в предложенной для исследования схеме уже при небольших степенях расширения продуктов детонации энергия заряда переходит в кинетическую энергию воды, которая при соударении с заготовкой частично переходит в энергию пластической деформации. На этом основании при дальнейшем изложении, исследуемой схеме присвоим собственное имя - «Гейзер».

Таким образом, эксперимент показал, что цепочка последовательных превращений энергии при ВШ по схеме «Гейзер» включает звенья: химическая энергия заряда, энергия ударной волны и газового пузыря, кинетическая энергия воды, энергия гидравлического удара, энергия пластического деформирования заготовки. Каждое из этих превращений энергии участвует в формировании внешней нагрузки и КПД процесса ВШ. Рассмотренный механизм использования энергии взрыва порождает следующие преимущества схемы «Гейзер»:

1. Исключение действия на заготовку ударной волны значительно повышает КПД ВШ.
2. Разделение заряда ВВ и заготовки во времени и пространстве позволяет выполнять горячую штамповку с применением холодной жидкой передающей среды.
3. Возможность регулирования характера импульса нагрузки заготовки путём изменения массы передающей среды.
4. Исключается необходимость транспортировки устройства, в процессе операции ВШ, что значительно сокращает цикл изготовления.
5. Отсутствие наружного султана воды, сильного звука от взрыва, выхода ударных волн и продуктов взрыва в рабочую зону.
6. Из-за замкнутой схемы устройства снимается сейсмическое воздействие на стены здания, соседние агрегаты и т.п.

Исследование величины зазора на КПД процесса. Исследование параметров процесса ВШ по схеме „Гейзер” проводилось на многоцелевой

экспериментальной установке, которая при незначительных доработках может быть использована для исследования широкого спектра различных параметров. Конструктивная схема установки приведена на Рис.5. В качестве замыкающего устройства для установки использована станина ручного винтового пресса усилием 500 кН. Это позволяет регулировать рабочее пространство установки, что расширяет диапазон вариантов экспериментов. Усилие, создаваемое винтом, здесь используется только для зажима и удержания взрывной камеры с зарядом, водой, заготовкой, матрицей и регулировочными кольцами. Величина усилия зажима при необходимости может также изменяться.

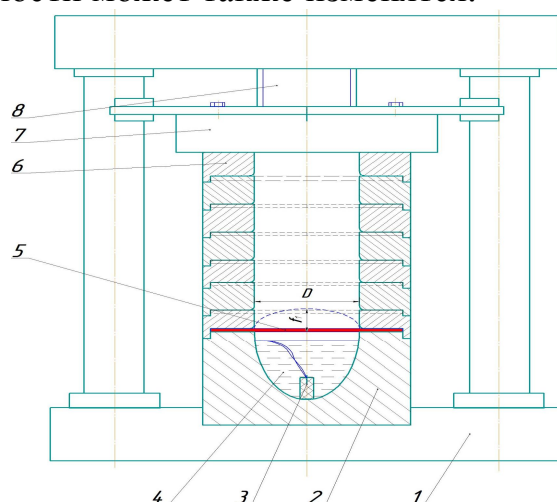


Рис. 5. Универсальная экспериментальная установка для исследования параметров ВШ по схеме «Гейзер»: 1– станина; 2–взрывная камера; 3–заряд ВВ; 4 – передающая среда; 5 –места расположения заготовок при экспериментировании; 6–набор матричных колец; 7–прижимная плита; 8 – грузовой винт.

Величину энергии, затраченной при деформировании заготовки, определяли расчётной обработкой штамповок, полученных в каждом из экспериментов, где заготовка являлась датчиком непрямого замера полученной энергии, по значению её прогиба f . Полученные результаты сведены в таблице 2:

Таблица 2 – Влияние величины зазора H на КПД процесса

№ п/п	H/D	f , мм	e_i	W , дж	η , %
1	20	27,3	0,32	283,68	48
2	40	23,8	0,23	203,53	34
3	81	20,9	0,17	148,62	25
4	100	19,0	0,13	118,01	20
5	142	14,9	0,07	65,53	11
6	179	11,3	0,04	33,56	6
7	225	10,5	0,03	28,09	5

Выводы.

1. Выполненные экспериментальные исследования показали, что закрытая схема в сочетании с исключением ударной волны, как основного фактора нагружения, введением воздушного промежутка между свободной поверхностью воды и заготовкой, сохраняя высокий КПД, обеспечивает безопасность и долговечность работы оборудования.

2. Анализ результатов экспериментов, приведенных в таблице 2, показывает, что увеличение воздушной полости до величин, превышающих диаметр взрывной камеры, сохраняет КПД процесса в пределах в несколько раз превышающих его величину в традиционных схемах.

3. Последнее обстоятельство позволяет выполнять отдельный ввод заряда ВВ и заготовки, что обеспечивает безопасность выполнения взрывом горячей штамповки.

4. На сегодня последний вывод уже реализован в опытно-промышленных условиях горячей ВШ деталей из плоских и трубчатых заготовок больших толщин [5].

Список литературы: 1. Баум ф.А, Орленко Л.П, Шехтер Б.И. и др. Физика взрыва, монография, под ред. К.П, Станюковича, изд. 2-е, перераб, „Наука”, М, 1975, с.590. 2. Драгобецкий В.В. Нові напрями удосконавлення властивостей металевих виробів методами вибухового оброблення. К. Машинознавство. 2002. – №6, с. 38-42. 3. Драгобецкий В.В. Практика и перспективы создания прогрессивных технологий импульсной металлообработки. Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов IX международной научно-технической конференции. Том 1. Севастополь-Донецк. – 2002, - с.187-191 4. Пихтовников Р.В., Завьялова В.И. Штамповка листового металла взрывом,- М: Машиностроение, 1964. - с. 63-70. 5. Елисеев Р.В. Опыт горячей взрывной штамповки толстостенных деталей сферической формы. Сборник научных трудов Донбасской государственной машиностроительной академии: Обработка материалов давлением. – Краматорск: ДГМА, 2009. - № 2(21). – С.192-197.

УДК 681.527.3:623.438

СКВОРЧЕВСЬКИЙ О.Є., канд. техн. наук, доц., НТУ “ХП”

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ СТАТИЧНИХ РОБОЧИХ ПРОЦЕСІВ ЕЛЕКТРОГІДРАВЛІЧНИХ ПЕРЕТВОРЮВАЧІВ НОРМАЛЬНО-ЗАКРИТОГО ТИПУ

В роботі представлені розрахункові статичні характеристики вдосконалених електрогідравлічних перетворювачів нормально-закритого типу. Спираючись на уточнену нелінійну математичну модель вказаного перетворювача, проведений аналіз впливу його конструктивних та функціональних параметрів на статичні робочі процеси.

В работе представлены расчетные статические характеристики усовершенствованных электрогидравлических преобразователей нормально-закрытого типа. Опираясь на уточненную нелинейную математическую модель указанного преобразователя, проведен анализ влияния его конструктивных и функциональных параметров на статические рабочие процессы.

The paper presents estimates of advanced static characteristics of transducers, normally closed. Based on the refined non-linear mathematical model of this transducers, the analysis of the influence of its structural and functional parameters to static workflows.

Характеристики статичних робочих процесів вважають одними із найважливіших показників якості роботи апаратури із пропорційним електричним керуванням. Особливо це актуально для електрогідравлічних перетворювачів (ЕГП), що використовуються у якості перших ступенів керування пропорційних розподільників та клапанів, тому що якість першого ступеню керування значною мірою буде визначати якість всього гідроапарату. В роботах [1-2] розроблена математична модель ЕГП, запропонованого в роботі [3] та в подальшому вдосконаленого. Також була уточнена його нелінійна математична модель [2].

Характеристики ЕГП, які використовуються у складі вітчизняної гідроапаратури з пропорційним електричним керуванням в каталозі [4] окремо не приводяться. В [4] наведені лише характеристики гідравлічних апаратів з пропорційним керуванням в цілому. Закордонні виробники [5, 6] надають характеристики ЕГП, що використовуються у складі гідроапаратури та гідромашин з пропорційним електричним керуванням. Однак оскільки ЕГП нормально-закритого типу [3] має конструктивну новизну, застосовувати для опису його статичних робочих процесів характеристики інших аналогічних гідроапаратів недоцільно. Таким чином, вибір функціональних та конструктивних параметрів ЕГП нормально-закритого типу на основі математичного моделювання його робочих процесів є важливою складовою наукового обґрунтування його створення для систем приводів мобільних машин та технологічного обладнання.

Задачею статті є моделювання статичних робочих процесів ЕГП нормально-закритого та виявлення впливу його конструктивних та функціональних параметрів на статичні характеристики.

Рівняння статички перетворювача отримаємо шляхом прирівнювання похідних, що входять до системи диференціальних рівнянь [2] до нуля. Рівняння статички рухомих частин ЕГП нормально-закритого типу:

$$\begin{cases} k_I \cdot I - F_{3n} - c_3 \cdot x - \frac{\pi \cdot d_{11}^2}{4} \cdot p_{11} - \frac{2 \cdot Q_{11A}^2 \cdot \rho}{\pi \cdot d_{11}^2} + \\ + \rho \cdot Q_{E11} \cdot V_L \cdot \cos \beta + \frac{\pi \cdot d_4^2}{4} \cdot p_E = 0, \text{ при } x \text{ від } 0 \text{ до } Y, \\ N_2 = F_{3n} + \frac{\pi \cdot (d_{11}^2 - d_4^2)}{4} \cdot p_E, \text{ при } x = 0, \\ N_1 = k_I \cdot I - F_{3n} - c_3 \cdot x - \frac{\pi \cdot d_{11}^2}{4} \cdot p_{11} + \frac{\pi \cdot d_4^2}{4} \cdot p_E, \text{ при } x = Y. \end{cases} \quad (1)$$

Значення кута β конічної поверхні запірнього елемента зворотного клапана обираємо так, щоб гідродинамічна сила дії струменя сопла на заслінку та гідродинамічна сила, що діє на запірний елемент зворотного клапана компенсували одна одну:

$$\rho \cdot Q_{E11} \cdot V_L \cdot \cos \beta - \frac{2 \cdot Q_{11A}^2 \cdot \rho}{\pi \cdot d_{11}^2} = 0. \quad (2)$$

З рівняння (2) отримаємо значення кута конічної поверхні запірнього елемента клапана $\beta = 53^\circ$ при діаметрі каналу сопла $d_{11} = 7$ мм.

Тягову характеристику пропорційного електромагніту потрібно узгодити з механічною характеристикою гідравлічної частини БПЕГП так, щоб вирішити дві задачі: по-перше – перемикання запірнього елемента зворотного клапана і відхід його на відстань значно більшу діапазону регулювання елементу сопло-заслінка; по-друге – забезпечення пропорційності регулювання елементу сопло-заслінка.

Узгодити механічну характеристику гідравлічної частини БПЕГП та тягову характеристику пропорційного електромагніту, так як було сказано вище, можна шляхом лише часткового гідростатичного розвантаження жорстко з'єднаних заслінки, запірнього елемента зворотного клапана та поршня. Цього можна досягти вибравши співвідношення діаметру сопла d_{11} та діаметру поршня гідростатичного розвантаження d_4 таким чином, щоб на жорстко з'єднані заслінку, запірний елемент зворотного клапана та поршень діяла сила тиску, пропорційна зусиллю електромагніту. Провівши попередній розрахунок діаметр поршня обираємо $d_4 = 6,5$ мм.

Враховуючи розвантаження жорстко з'єднаних заслінки, запірнього елемента зворотного клапана та поршня гідростатичного розвантаження від сил швидкісного напору робочої рідини та ввівши коефіцієнт запасу по тяговому зусиллю електромагніту, рівняння (2) матиме вигляд:

$$\begin{cases} \frac{k_I \cdot I}{k_{3II}} - F_{3n} - c_3 \cdot x - \frac{\pi \cdot d_{11}^2}{4} \cdot p_{11} + \frac{\pi \cdot d_4^2}{4} \cdot p_E = 0, \text{ при } x \text{ від } 0 \text{ до } Y, \\ N_2 = F_{3n} + \frac{\pi \cdot (d_{11}^2 - d_4^2)}{4} \cdot p_E, \text{ при } x = 0, \\ N_1 = k_I \cdot I - F_{3n} - c_3 \cdot x - \frac{\pi \cdot d_{11}^2}{4} \cdot p_{11} + \frac{\pi \cdot d_4^2}{4} \cdot p_E, \text{ при } x = Y. \end{cases} \quad (3)$$

де k_{3II} – коефіцієнт запасу по тяговому зусиллю пропорційного електромагніту.

Система (3) є системою рівнянь статичного балансу сил рухомих частин ЕГП нормально-закритого типу.

Діапазон струму керування в обвитці електромагніту обираємо від 0,5 до 1,5 А. Враховуючи особливості тягових характеристик електромагнітів [7] максимальну відстань, на яку відходять рухомі частини ЕГП приймаємо рівною 4 мм. Інші конструктивні та функціональні параметри, що входять до складу рівнянь (3) наведені у табл. 1.

Таблиця Значення конструктивних та функціональних параметрів

Назва параметру	Позначення параметру	Значення параметру	Одиниця вимірювання
Коефіцієнт запасу по тяговому зусиллю пропорційного електромагніту	$k_{зп}$	1,107	–
Коефіцієнт пропорційності по струму електромагніту	k_I	96,67	Н/А
Сила попереднього стискання пружини	F_{3n}	12,6	Н
Жорсткість пружини	c_3	$0,84 \cdot 10^4$	Н/м
Кут конічної поверхні запірного елемента зворотного клапана	β	53°	градуси
Діаметр каналу сопла	d_{11}	7	мм
Діаметр поршня гідростатичного розвантаження	d_4	6,5	мм
Діаметр шийки, що зв'язує поршень гідростатичного розвантаження та запірний елемент	d_7	3	мм

Жорстко з'єднані заслінка, запірний елемент зворотного клапана та поршень є гідростатично розвантаженими [3]. Однак підхід до узгодження тягової характеристики пропорційного електромагніту та механічної характеристики ЕГП ставить задачу відкриття запірного елемента зворотного клапана при переході перетворювача з режиму запирання робочих порожнин гідроциліндра в режим регулювання тиску. Ця задача пов'язана з тим, що інерційні навантаження, які діють на об'єкт регулювання, замикаються на робочу рідину і, таким чином, тиск в замкнених робочих порожнинах гідроциліндра може значно перевищувати номінальний тиск гідросистеми. Проблема відкриття запірного елемента зворотного клапана при тиску, який в декілька разів перевищує номінальний, можна вирішити також шляхом форсування пропорційного електромагніту, тобто імпульсно подавати струм керування, який значно перевищує робочий струм регулювання пропорційного електромагніту.

Рівняння витрат для порожнини регулювання тиску ЕГП:

$$\mu_E \cdot \frac{\pi \cdot d_E^2}{4} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot (p_{роб} - p_E)}{\rho}} - \mu_{E11} \cdot \pi \cdot d_{11} \cdot x \cdot \sin \beta \cdot \left(1 - \frac{x}{2 \cdot d_{11}} \cdot \sin(2\beta)\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot (p_E - p_{11})}{\rho}} = 0. \quad (4)$$

На етапі математичного моделювання робочих процесів ЕГП нормально-закритого типу через невизначеність конфігурації вхідних каналів та вхідним отвором порожнини E регулювання тиску приймаємо $\mu_E = 0,5$ з подальшим уточненням при верифікації математичної моделі за результатами експериментальних досліджень. Діаметри d_E вхідного дроселя приймаємо 1, 2, 3

мм та для різних значень проводимо моделювання статичних характеристик ЕГП. Враховуючи технологічні можливості вітчизняного машинобудування, номінальний робочий тиск обираємо $p_{ном} = 16$ МПа за ГОСТ 12445-80.

За даними роботи [8] коефіцієнт витрати для конусних клапанів, що посаджені на гостру кромку сідла, можна прийняти рівним 0,6-0,62. Однак, дані коефіцієнти витрати визначені при умові, що робочий хід клапанного елемента значно менший за діаметр сідла клапана. Але при переході ЕГП із режиму гідростопоріння у режим регулювання запірний елемент зворотного клапана відходить від сідла на відстань порівняну із діаметром сідла, тому приймаємо $\mu_{E11} = 0,75$.

Рівняння витрат для каналу сопла:

$$\mu_{E11} \cdot \pi \cdot d_{11} \cdot x \cdot \sin \beta \cdot \left(1 - \frac{x}{2 \cdot d_{11}} \cdot \sin(2\beta)\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot (p_E - p_{11})}{\rho}} - \mu_{11A} \cdot \pi \cdot d_{11} \cdot (Y - x) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot (p_{11} - p_A)}{\rho}} = 0. \quad (5)$$

Тиск в порожнині зливу A приймаємо рівним атмосферному $p_A = p_{атм}$.

Елемент сопло-заслінка, що входить до складу ЕГП, що розглядається, працює при високих перепадах тиску. Отже режим руху робочої рідини буде турбулентним. При стійкому турбулентному режимі руху рідини коефіцієнт витрати елемента сопло-заслінка залишається практично постійним, при співвідношенні робочого ходу елемента сопло-заслінка та діаметру каналу сопла $x/d_{11} = 0,1$ значення $\mu_{11A} = 0,65$ [9].

Система алгебраїчних рівнянь (3)-(5) є нелінійною, як по змінним так і по параметрам. Методи символьного рішення таких систем алгебраїчних рівнянь розроблені недостатньо. Тому численно вирішимо вказану систему відносно x , p_{11} , p_E та отримаємо залежності $x = f(I)$, $p_{11} = f(I)$, $p_E = f(I)$ для різних діаметрів вхідних дроселів d_E рис. 1 – рис. 5.

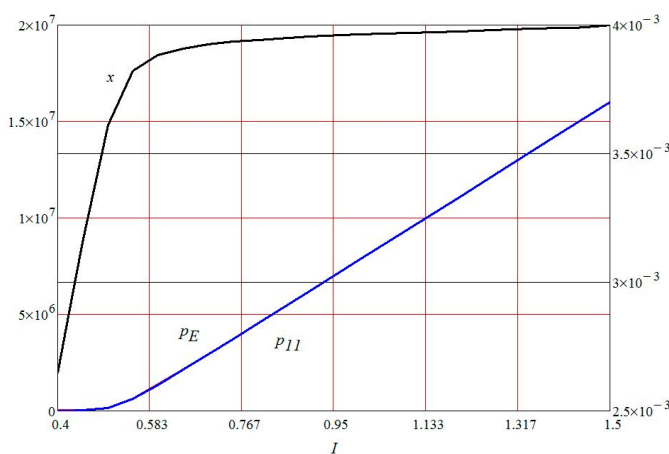


Рис. 1. Залежності $x = f(I)$, $p_{11} = f(I)$, $p_E = f(I)$ при $d_E = 1$ мм

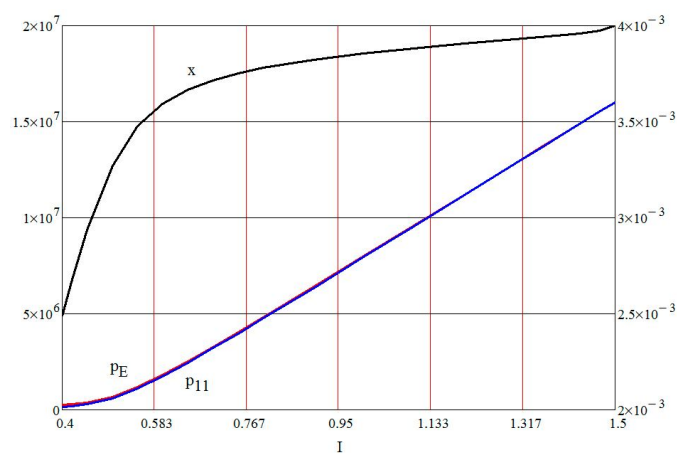


Рис. 2. Залежності $x = f(I)$, $p_{11} = f(I)$, $p_E = f(I)$ при $d_E = 2$ мм

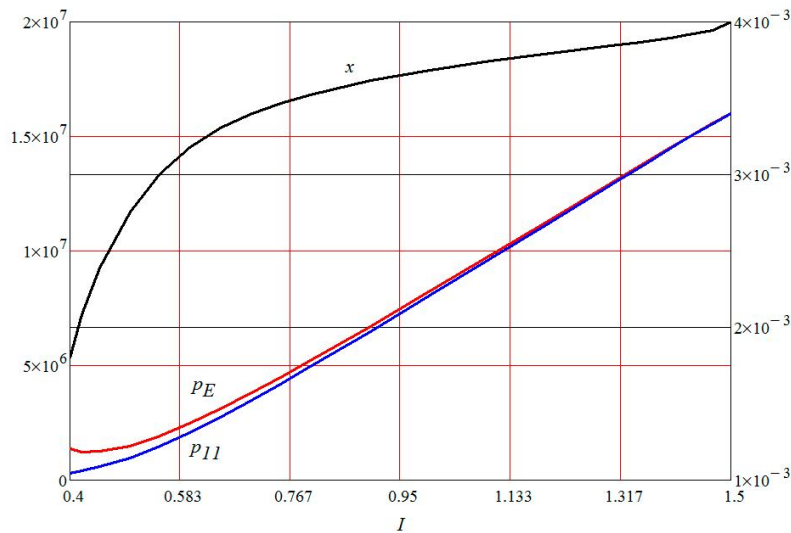


Рис. 3. Залежності $x = f(I)$, $p_{11} = f(I)$, $p_E = f(I)$ при $d_E = 3$ мм

Як видно із рис. 1-5 залежності $x = f(I)$, $p_{11} = f(I)$, $p_E = f(I)$ носять практично лінійний характер в межах достатнього діапазону регулювання струму. Зі збільшенням діаметру d_E вхідного дроселя діапазон регулювання по струму зменшується за рахунок збільшення перепаду тиску в порожнині регулювання p_E та в каналі сопла p_{11} .

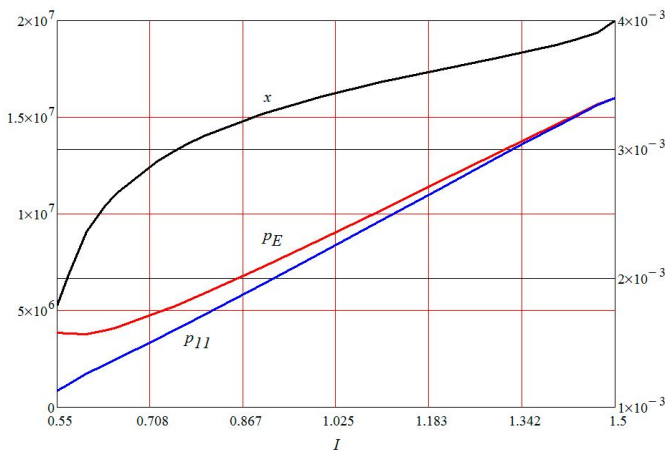


Рис. 4. Залежності $x = f(I)$, $p_{11} = f(I)$, $p_E = f(I)$ при $d_E = 4$ мм

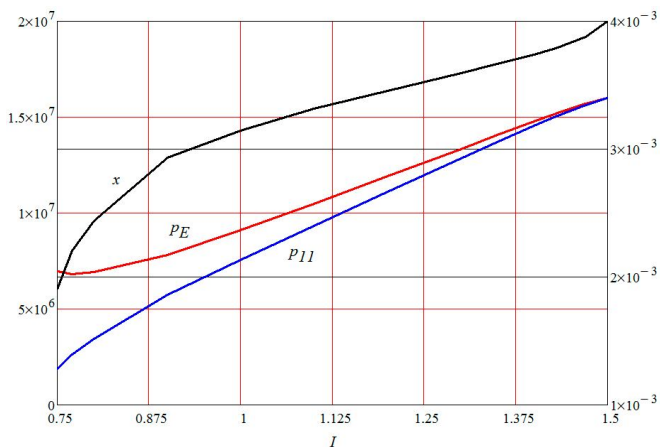


Рис. 5. Залежності $x = f(I)$, $p_{11} = f(I)$, $p_E = f(I)$ при $d_E = 5$ мм

Представлена в роботах [1, 2] та в подальшому удосконалена нелінійна математична модель ЕГП нормально-закритого типу [3] дозволила провести дослідження його статичних робочих процесів та зробити наступні висновки:

1. залежності $x = f(I)$, $p_{11} = f(I)$, $p_E = f(I)$ носять практично лінійний характер в межах значного діапазону регулювання струму. Це відкриває широкі можливості для використання ЕГП нормально-закритого типу [3] у складі гідравлічної апаратури із пропорційним електричним керуванням, насосів із регульованою потужністю, а також для безпосереднього керування гідравлічними двигунами;

2. зі збільшенням діаметру вхідного дроселя d_E збільшується перепад тиску $\Delta p = p_E - p_{11}$, що призводить до зменшення діапазону лінійного регулювання тиску по струму. Тим не менше навіть для $d_E = 5$ мм цей діапазон залишається досить значним;

3. вцілому дослідження статичних робочих процесів дозволило частково підтвердити гіпотезу, покладену в основу створення ЕГП нормально-закритого типу [3]: послідовно встановлені елемент сопло-заслінка та електрокерований зворотній клапан можуть працювати сумісно за рахунок значної відмінності в величині їх робочих ходів.

Серед напрямків подальших досліджень потрібно відмітити розрахунок енергетичних та динамічних характеристик перетворювача на основі його математичної моделі, експериментальні дослідження його робочих процесів, верифікацію математичної на основі експериментальних досліджень.

В результаті комплексу проведених та намічених досліджень має стати створення уніфікованого типорозмірного ряду ЕГП нормально-закритого типу [3] придатних до використання у складі систем приводів мобільних машин та стаціонарного технологічного обладнання.

Список літератури: 1. *Скворчевський О.Є.* Математичний опис електромеханічних процесів у багатофункціональному пропорційному електрогідравлічному перетворювачі / О.Є. Скворчевський // Вісник НТУ «ХПІ». Транспортне машинобудування. – 2006. – № 26. – С. 188–195. 2. *Скворчевський О.Є.* Математична модель багатофункціонального пропорційного електрогідравлічного перетворювача / О.Є. Скворчевський // Східноєвропейський журнал передових технологій. – 2006. – № 6. – С. 30–33. 3. Пат. 76766 Україна, МПК (2006) F15B 3/00. Електрогідравлічний підсилювач / *Скворчевський О.Є.*; заявник та патентовласник Скворчевський О.Є. – № 2004021138 ; заявл. 17.02.2004 ; опубл. 15.09.2006, Бюл. № 9. 4. Гидравлическое оборудование. Часть 3: отраслевой каталог. – М.: ВНИИТЭМР, 1992. – 60 с. 5. MOOG Durchflub-Servoventile baureihe 76: каталог фирмы MOOG. – 24 с. 6. Hydraulik- und elektronik-komponenten für proportional- und servo-systeme. – Würzburg: Mannesmann Rexroth GmbH, 1988. – 496 с. 7. Пат. 75780 Україна, МПК (2006) H01F 7/08. Пропорційний електромагніт / *Скворчевський О.Є.*; заявник та патентовласник Скворчевський О.Є. – 20040705646 ; заявл. 12.07.2004 ; опубл. 15.05.2006, Бюл. № 5. 8. *Башта Т.М.* Гидравлические приводы летательных аппаратов / Т.М. Башта – М.: Машиностроение, 1967. – 496 с. 9. *Гамынин Н.С.* Гидравлический привод систем управления / Гамынин Н.С. – М.: Машиностроение, 1972. – 376 с.

УДК 621.73

С.Б. КАРГИН, аспирант, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь

ПОСТРОЕНИЕ ПОЛЕЙ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ ПРИ ПРОТЯЖКЕ КРУГЛОЙ ЗАГОТОВКИ В ВЫРЕЗНЫХ ПРОФИЛИРОВАННЫХ БОЙКАХ

Построено поле линий скольжения для случая протяжки круглой заготовки в вырезных профилированных бойках. Приведены физические поля линий скольжения при обжатии указанными бойками, которые подтверждают правильность решения поставленной задачи.

Ключевые слова: бойки, протяжка, обжатие, подача, линия скольжения

Побудовано поле ліній ковзання для випадку протяжки круглої заготовки у вирізних профільованих бойках. Приведені фізичні поля ліній ковзання при обтисканні вказаними бойками, які підтверджують правильність рішення поставленої задачі.

Ключові слова: бойки, протяжка, обтискання, подача, лінія ковзання

The field of lines of sliding for the case of forging of round purveyance is built in carved profiled instruments. The physical fields of sliding lines are resulted at a preload indicated instruments, which confirm the rightness of decision of the put task.

Keywords: firing-pins, forging, preload, serve, sliding line

Постановка проблемы. Значительное увеличение производства в энергетическом и тяжелом машиностроении требует наращивания выпуска крупных поковок таких как валы, прокатные валки, валки блюминга, роторы и т.п. на универсальных гидравлических прессах. Практика кузнечно-прессового производства показывает, что 60÷70 % машинного времени занимает операция протяжки. Поэтому совершенствование протяжки остается объектом пристального внимания исследователей, несмотря на ранее проведенные обширные работы отечественных и зарубежных ученых [1, 2, 3].

Анализ последних исследований и публикаций. Теоретические исследования по совершенствованию технологии протяжки при ковке валов позволили предложить принципиально новые способы воздействия на макроструктуру слитка путем регулирования потоков пластического течения металла за счет изменения свободных и контактных поверхностей деформируемой заготовки, т.е. за счет изменения конфигурации слитка [4, 5, 6]. Однако литой, например, четырехлучевой слиток [7], не решает всю проблему, т.к. литому слитку присущи определенные недостатки, связанные с неоднородностью литой структуры и необходимостью затрат на изложницы специальной формы.

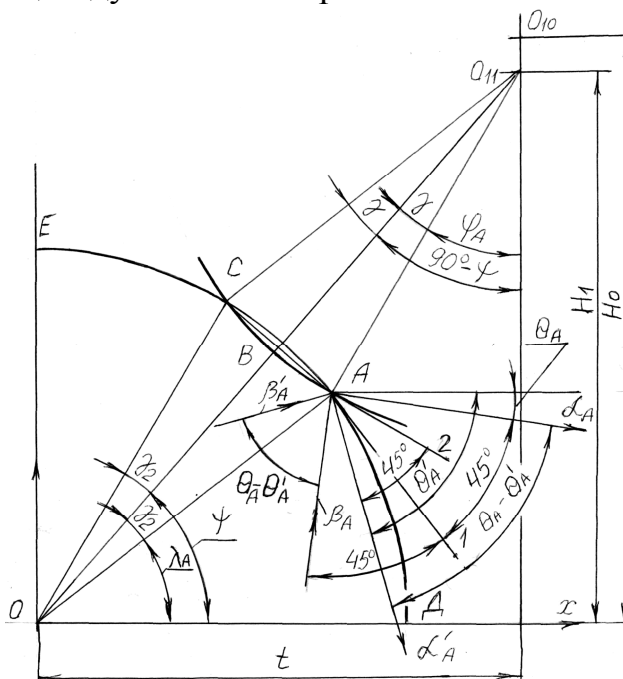
Нами предложен [8] способ изготовления четырехлучевой заготовки из

Цель статьи – построение полей линий скольжения при протяжке круглой заготовки в вырезных профилированных бойках. Имея сетку линий скольжения можно проанализировать форму очага деформации, найти распределение напряжений и получить энергосиловые параметры. Использование метода скольжения предполагает следующие основные допущения: объем металла включает в себя пластические и жесткие области, разделяемые линиями скольжения, процесс нагружения монотонный, а течение металла стационарно.

Форма заготовки, размеры очагов пластической деформации однозначно определяются следующими параметрами, первоначальным радиусом заготовки r , радиусом рабочего бойка R , углом опорного вырезного бойка β , расстоянием центра рабочего бойка от вершины вырезного U , расстоянием между центрами верхнего рабочего бойка O_1 и нижнего O_2 , равным $2H_1$.

отдельным рабочим бойкам, разделены жесткими зонами. По мере сближения верхних и нижних рабочих бойков крайние точки D и E пластической зоны, примыкающей к одному рабочему бойку, смещаются к осям симметрии. При этом

При заданных значениях U , β , R и r размеры очага деформации можно однозначно задать, если указать ход верхнего бойка относительно нижнего $2h$ или расстояние между осями этих бойков. Математические расчеты в этом случае усложняются. Более просто анализировать процесс, если задавать центральный угол 2γ , соответствующий дуге контакта рабочего бойка с заготовкой.



При заданном значении γ геометрические параметры очага деформации определяются из геометрических соотношений по следующим формулам:

$$t = U \sin \beta ;$$

$$\gamma_2 = \arcsin(R \sin \gamma / r);$$

$$OO_{11} = R \cos \gamma + r \cos \gamma_2;$$

$$H_1 = \sqrt{OO_{11}^2 - t^2};$$

$$\psi = \arctg(H_1/t).$$

Чтобы определить ход рабочего бойка относительно оси заготовки, необходимо знать расстояние между осями верхнего и нижнего рабочих бойков, когда они касаются поверхности цилиндрической заготовки. В этом случае расстояние между осью заготовки и рабочего бойка:

$$OO_{10} = R + r.$$

Следовательно,

$$H_0 = \sqrt{(R + r)^2 - t^2},$$

а ход верхнего рабочего бойка относительно оси заготовки:

$$h/2 = H_0 - H_1,$$

а относительно нижнего:

$$h = 2(H_0 - H_1).$$

Рассмотрим статические условия задачи. На участках, свободных от нагружения (дуги AD и CE), где идет пластическая деформация линии скольжения пересекают границы под углами 45° , так как касательные напряжения на этих границах равны нулю. Нормальное напряжение σ (наибольшее в рассматриваемой точке границы), совпадает с направлением радиуса, поэтому линия α повернута относительно радиуса на 45° по часовой стрелке. Направление и положение линии α в точке A , которая принадлежит дуге AD , показано на рис. 2. Если проведена касательная к границе AD в точке A (линия $A1$), то положение линии α в этой точке определяется поворотом на 45° против часовой стрелки (линия βA). Положение линии β в точке A получим поворотом на 45° по часовой стрелке. Угол θ_A (угол между осью x и положительным направлением линии α в точке A) может определить, если известны углы ψ и γ_2 .

$$\theta_A = \lambda_A - 45^\circ = \psi - \gamma_2 - 45^\circ.$$

В других точках границы AD угол

$$\theta = \lambda - 45^\circ.$$

В точке D ($\lambda_D = 0$):

$$\theta_D = -45^\circ.$$

Нормальное напряжение во всех точках этой границы равно нулю, т.е.:

$$\sigma_1 = 0.$$

Тогда наименьшее нормальное напряжение из условия пластичности во всех точках границы AD :

$$\sigma_3 = -2k,$$

где $k = \sigma_T / \sqrt{3}$ – пластическая постоянная;

σ_T – предел текучести материала.

Таким образом, на границе AD известный угол θ и нормальные напряжения, т.е. выполняются условия задачи Коши, что позволяет строить сетку линий

скольжения, вдоль которых известный угол θ , позволяющий определять напряжения, используя интегралы Генки.

Так как AD – дуга окружности, то линиями скольжения являются логарифмические спирали, пересекающие радиусы окружности под углом 45° . В контактной поверхности ABC нормальные напряжения не известны, но направления линий скольжения можем определить, так как считаем известными касательные контактные напряжения. В таком случае линии скольжения пересекают контактную поверхность под углом 45° . Определим значение угла θ вдоль границы ABC . Так как под действием контактных напряжений металл перемещается относительно поверхности рабочего бойка, то наибольшее напряжение σ_1 направлено по касательной в соответствующей точке. Для точки A – это линия $A2$, перпендикулярная радиусу $O_{11}A$, который составляет с осью y угол φ_A . Направление линии α получим, отложив угол 45° по часовой стрелке. На рис. 2 – это линия α'_A . Для точки A контактной поверхности:

$$\theta'_A = -(\varphi_A + 45^\circ).$$

Таким образом, точка A – точка разрыва напряжений и центр веера линий семейств α и β . Крайние линии веера в точке A пересекаются под углом $\theta_A - \theta'_A$.

После построения линий скольжения, удовлетворяющих условиям на границе AD , получим первую линию веера семейства β , на которой лежит особая точка A (точка разрыва напряжений), т.е. получаем начальную характеристическую задачу, что позволяет численно или графически построить все линии β веера, в том числе и последнюю, которая в т. A составит с границей ABC угол 45° .

Таким образом, в области между контактной поверхностью и последней линией β веера выполняются условия смешанной задачи (линия скольжения пересекает линию, на которой известен угол θ под острым углом). Построение линий скольжения показано на рис. 3.

Угол θ в точке контактной поверхности легко определить, если известен угол φ , который составляют радиус рабочего бойка, проходящий через эту точку, с вертикальной линией центров рабочих бойков. Тогда:

$$\theta = -(\varphi + 45^\circ).$$

Линия семейства α , которая на первой стадии деформирования отделяет пластическую зону от жесткой, проходит через т. B (см. рис. 1). Поэтому:

$$\varphi_A \leq \varphi \leq \varphi_B,$$

где $\varphi_A = 90^\circ - \psi - \gamma$, $\varphi_B = 90^\circ - \psi$, что следует из рис.2.

Равнодействующая контактного давления со стороны заготовки на рабочий боек направлена вдоль линии центров OO_{11} . Величина ее на единичной длине заготовки:

$$P_n = 2R \int_{\varphi_A}^{\varphi_B} q \cos(\psi - \varphi) d\varphi,$$

где q – контактное давление.

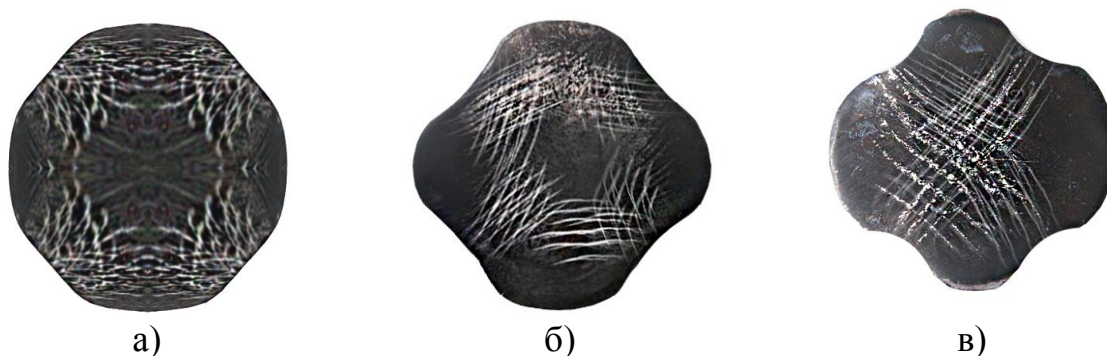


Рис. 4. Физические поля линий скольжения при обжатии круга вырезными профилированными бойками: а) $\varepsilon \square 7\%$; б) $\varepsilon \square 14\%$; в) $\varepsilon \square 21\%$

Как видно из фотографий, наблюдается хорошее совпадение графических полей линий скольжения с физическим, полученным экспериментальным путем. Это подтверждает корректность теоретического решения задачи.

Выводы. Методом линий скольжения решена задача по исследованию напряженно-деформированного состояния, и определению энергосиловых параметров при протяжке круглой заготовки вырезными профилированными бойками.

Экспериментально получены физические поля линий скольжения, которые подтвердили корректность теоретического решения задачи.

Список литературы: 1. Тюрин В.А. Инновационные технологииковки с применением макросдвигов / В.А. Тюрин // Кузнечно-штамповочное производство. – 2007. – № 11. – С. 15-20. 2. Охрименко Я.М. Технология кузнечно-штамповочного производства / Я.М. Охрименко. – М.: Машиностроение, 1976. – 560 с. 3. Ковка слитков на прессах / Л.Н. Соколов, Н.М. Золотухин, В.Н. Ефимов [и др.]; под общ. ред. Л.Н. Соколова. – К.: Техника, 1984. – 127 с. 4. Тюрин В.А. Инновационные технологииковки / В.А. Тюрин // Кузнечно-штамповочное производство. – 2006. – № 5. – С. 27-29. 5. Мигачёв Б.А. Экспериментальное исследование деформированного состояния при формоизменении заготовок с трефообразным поперечным сечением / Б.А. Мигачёв, В.П. Волков // Кузнечно-штамповочное производство. – 1995. – № 10. – С. 5-7. 6. Балувев С.А. Влияние формы слитка и технологии егоковки на качество поковок валков / С.А. Балувев, В.А. Тюрин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1985. – № 1. – С. 7-10. 7. Михайленко Б.Е. Исследование влияния конфигурации модельных слитков на их качество и поковок из них / Б.Е. Михайленко, И.Г. Сорокин, Г.С. Гребенюк, В.П. Королев // Кузнечно-штамповочное производство. – 1979. – № 8. – С. 10-12. 8. Патент UA № 52289, В 21 j 5/00, Пристрій для ковальської протяжки / Каргін С.Б., Каргін Б.С., Кухар В.В., Тихоненко Р.І.; Опубл. 25.08.2010, Бюл. № 16, 2010.

БОНДАРЕВА Е.Н. аспирант кафедры ОМД, ДГМА, Краматорск

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

ГАРИФУЛИНА А.Р. студент кафедры ОМД, ДГМА, Краматорск

ФОРМОИЗМЕНЕНИЕ ПРИ СКВОЗНОЙ ПРОШИВКЕ

Исследован характер деформирования заготовок в процессе сквозной прошивки, определены дефекты формы получаемой втулки. Предложены способы получения втулок более правильной формы. Определена схема прошивки с наибольшей неравномерностью логарифмических деформаций. Даны рекомендации по использованию схем для уменьшения дефекта типа утяжины.

Досліджено характер деформування заготовок у процесі наскрізного прошивання, виявлені дефекти форми втулок, що отримуються. Запропоновані способи отримання втулок більш правильної форми. Виявлена схема прошивання з найбільшою нерівномірністю логарифмічних деформацій. Надані рекомендації щодо використання схем для зменшення дефекту типу утяжина.

The deformation character of blanks in the pass-through piercing is investigated, the form defects of received hub are determined. The process of obtaining regular shape hubs is proposed. The piercing scheme with the most uneven of the logarithmic strain is determined. The recommendations on the use of schemes to reduce the defect type sink marks are made.

В промышленности широко применяются детали типа втулок различных профилей (с переменной толщиной стенки, с фланцами, отрезками и др.). Основными способами изготовления подобных деталей являются механическая обработка и отрезка от трубчатой заготовки с последующим выдавливанием [1]. Распространен процесс холодного обратного выдавливания стакана с глухим дном с последующей пробивкой отверстий [1-5]. Однако, при этом способе снижается коэффициент использования металла, ухудшаются механические свойства изделия, а использование трубного проката является дорогостоящим. Поэтому весьма актуальным является исследование процесса безотходной сквозной прошивки втулок, при котором получают как готовые изделия, так и полуфабрикаты [6-8].

Целью данной работы является оценка деформированного состояния и формоизменения заготовки при сквозной безотходной прошивке.

Суть процесса сквозной прошивки заключается в том, что в контейнер 1 укладывают несколько (3-5) заготовок 2. Деформацию (прошивку) осуществляет пуансон 3, противоположный пуансон 4 имеет форму соответствующую форме заготовки (плоскую, коническую, сферическую). Готовые изделия извлекают и в то же время вниз добавляют заготовки, что обеспечивает безотходность процесса деформирования (рис. 1).

Для изучения деформированного состояния и формоизменения заготовок в работе использован метод конечных элементов (МКЭ), который позволяет

качественно и количественно оценить распределение деформаций по объему заготовки [9]. Для нескольких последовательных этапов деформирования заготовки были рассчитаны интенсивности деформаций.

Расчеты деформирования и формоизменения заготовки проводились в программе Deform 3D* для процесса сквозной прошивки с тремя вариантами формы исходной заготовки (см. рис. 1).

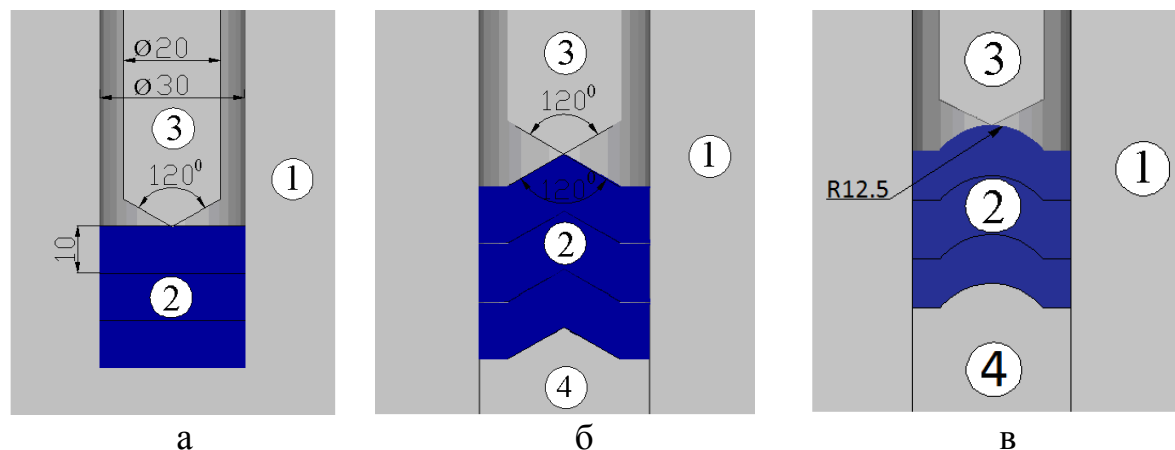


Рис. 1. Схемы сквозной прошивки заготовок с торцами: плоскими (а), с коническими (б) и со сферическими (в)

В качестве рассматриваемой принималась вторая по очереди обработки заготовка, при деформировании которой наблюдался процесс установившейся прошивки.

Установлено, что сквозная прошивка (для всех предложенных вариантов формы заготовки) происходит без поперечного разрыва волокон, как это наблюдается в процессе пробивки дна в выдавленном стакане. В начальных стадиях прошивки конический пуансон внедряется в тело заготовки и при последующем ходе раздвигает слои металла (рис. 2), при этом направления волокон металла повторяют контур получаемой детали. Такой характер получения сквозного отверстия наблюдается в течение всего процесса прошивки, что обеспечивает высокие механические свойства получаемых деталей.

Очаг деформации симметричен относительно оси заготовки, располагается под пуансоном и продолжается до наружной поверхности получаемой втулки. Наибольшая степень деформации в очаге деформации находится непосредственно под пуансоном. Такой очаг деформации наблюдается во всех трех схемах безотходной прошивки (см. рис. 2).

Неравномерное распределение интенсивности логарифмических деформаций по сечению полученной втулки имеет одинаковый характер во всех трех случаях (см. рис. 2). Максимальные деформации располагаются ближе к внутренней поверхности, по мере перемещения к наружной поверхности наблюдается уменьшение интенсивности логарифмической деформации. В ходе движения пуансона вниз наблюдается увеличение накопленной степени

* Лицензия предоставлена ДГМА компанией Scientific Forming Technologies Corporation для временного пользования

деформации во всех слоях заготовки. Установлено, что наименее проработанной зоной является наружная поверхность втулки, а менее проработанным участком остается верхний внешний угол (логарифмическая деформация порядка 0,46), максимально проработанный – нижний внутренний участок (зона выхода конического торца пуансона из получаемой втулки; логарифмическая деформация порядка 2) (рис. 2, Г).

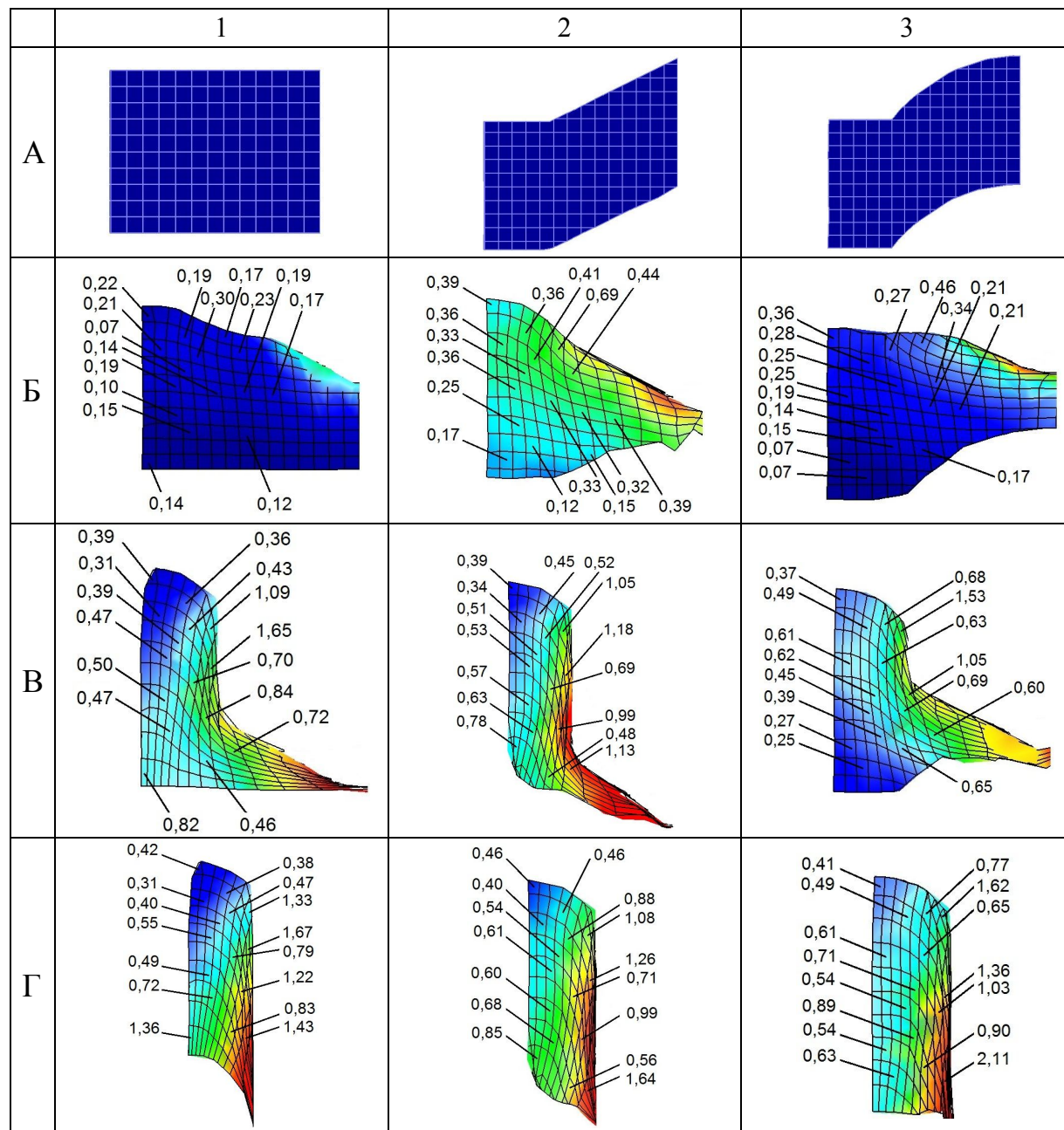


Рис. 2. Распределение интенсивности деформации на последовательных этапах (А – заготовка; Б – стадия внедрения конусного торца пуансона; В – стадия образования отверстия; Г – конечная стадия – образование втулки) сквозной прошивки заготовок с торцами: 1 – плоскими; 2 – конусными; 3 – со сферическими

Наибольшая неравномерность распределения интенсивности логарифмической деформации наблюдается при прошивке заготовок с конической частью (градиент между максимальной и минимальной

интенсивностями деформаций составляет 1,94), а наименьшая наблюдается при деформации плоских заготовок (градиент неравномерности – 1,62).

Одним из актуальных вопросов обеспечения высокого качества формы детали в процессе сквозной прошивки является отклонение торцов готового изделия от плоскостности. При использовании плоских заготовок наблюдалось существенное отклонение (рис. 2, Г), поэтому было предложено использование калиброванных заготовок, торцы которых имели калиброванную часть в виде конуса или полусферы (см. рис. 1). Использование торцов заготовки такой формы объясняется тем, что именно внутренние слои металла увлекаются пуансоном, в результате чего возникает дефект типа утяжины.

При использовании заготовки с конусной частью (рис. 1, б) наблюдалось уменьшение отклонения формы торцов втулки, т.е. уменьшение дефекта типа утяжины на торцах получаемой втулки (рис. 2, Г2).

В ходе моделирования сквозной прошивки с использованием заготовок с конусной частью, было выявлено, что в начале процесса деформирования пуансон превращал калиброванную конусную часть заготовки в приближенную к сферической форме. Учтя это наблюдение, было предложено использование заготовки со сферической частью (рис. 1, в), что облегчило бы центрирование пуансона относительно калиброванной заготовки (отсутствие острия конуса). Установлено, что при использовании заготовок со сферической формой торцов утяжина практически отсутствует. Утяжина на верхнем торце втулки образовывалась при неустановившемся процессе прошивки первой заготовки и при деформации последующих заготовок отсутствовала.

Проведен эксперимент по прошивке трех заготовок с плоскими торцами, вследствие которого были подтверждены результаты математического расчета с помощью МКЭ (рис. 3). Было установлено, что внутренние слои втулки интенсивнее увлекаются пуансоном, чем наружные. В результате такого деформирования образовывается дефект утяжина (рис. 4).



Рис. 3. Комплект втулок
получаемых в процессе
сквозной прошивки



а



б

Рис. 4. Дефект утяжина, полученный на верхнем
(а) и нижнем (б) торцах втулки

Выводы: устлавлена целесообразность использования процесса безотходной сквозной прошивки для получения деталей и полуфабрикатов типа втулок.

При получении гладких втулок способом пробивки отверстий в деталях типа стакана наблюдается срез волокон в зоне разделения материала, тогда как при сквозной прошивке направления волокон металла повторяют контур полученной втулки, что обеспечивает лучшую работоспособность детали.

Менее проработанной зоной является наружная поверхность втулки, а наименее проработанным участком детали – верхний внешний угол, максимально проработанный – нижний внутренний участок (зона выхода конического торца пуансона из полученной втулки).

Таким образом, можно рекомендовать способ прошивки предварительно подготовленных заготовок, в частности со сферической частью, для получения втулок с формой наиболее приближенной к правильной.

Втулки, получаемые данным способом, можно рекомендовать для использования в механизмах, где наиболее нагруженной частью детали является внутренняя поверхность втулки.

Список литературы: 1. Алиев И. С. Формоизменение при радиально-прямом выдавливании на оправке / И. С. Алиев, Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Обработка металлов давлением. – 2008. – № 1 (19). – С. 171-176. 2. Дмитриев А. М. Оптимизация холодной штамповки редуцированием / А. М. Дмитриев, А. Л. Воронцов // КШП-ОМД. – 2003. – № 5. – С. 3-7. 3. Акаро И. Л. Развитие малоотходной штамповки поковок из толстостенных трубных заготовок / И. Л. Акаро // КШП-ОМД. – 2001. – № 3. – С. 16-21. 4. Гафуров Р. М. Прогрессивные технологии холодной объемной штамповки в ОАО «ГАЗ» / Р. М. Гафуров, Ф. П. Михаленко // КШП. – 2000. – № 4. – С. 14-18. 5. Игнатенко В. Н. Применение холодной объемной штамповки в заготовительном производстве / В. Н. Игнатенко // Обработка материалов давлением : сб. научн. трудов. – Краматорск : ДГМА, 2008. – № 1 (19). – С. 168–170. 6. А. с. 732064 СССР, МКИ В 21 J 5/10. Способ изготовления деталей типа втулок / Г. А. Кузнецова, Г. В. Кузнецов, Ю. Н. Верзилов, В. М. Кудрик, Ш. Р. Вартамян, В. М. Мирошниченко (СССР). – № 2516016/25-27; заявл. 9.11.77. 7. Алиева Л. И. Моделирование малоотходной штамповки полых деталей из сплошных заготовок / Л. И. Алиева, Е. Н. Бондарева, Я. Г. Жбанков // Вестник ДГМА. – 2010. – № 1 (6Е). – С. 15-21. 8. Новые способы выдавливания для безотходного изготовления полых деталей типа втулок и колец / Л. И. Алиева, О. В. Чучин, Е. Н. Бондарева, Я. Г. Жбанков // Обработка материалов давлением. Сборник науч. трудов. – Краматорск: ДГМА, 2010. – №3. – С. 86-91. 9. Иванов К.М. Метод конечных элементов в технологических задачах: Учебн. пособие / К. М. Иванов, В. С. Шевченко, Э. Е. Юргенсон. – СПб.: Изд-во ПИМаш, 2000. – 224 с.

УДК 621.43

АРТЕС А.Э., докт. техн. наук, проф.;
СОСЕНУШКИН Е.Н., д.т.н., проф.
ФГБОУ ВПО МГТУ «Станкин», Москва.

ПРОБЛЕМЫ РАЗВИТИЯ ОТЕЧЕСТВЕННОГО КУЗНЕЧНО-ШТАМПОВОЧНОГО ПРОИЗВОДСТВА

В статье выполнен анализ состояния производства поковок в России с обзором промышленных предприятий и тенденций в области совершенствования оборудования для обработки давлением

Ключевые слова: ковка, штамповка, крупные поковки, штамповочное оборудование, машиностроение

У статті виконано аналіз стану виробництва поковок у Росії з оглядом промислових виробництв та тенденцій в галузі удосконалення обладнання для обробки тиском

Ключові слова: кування, штампованка, крупні поковки, штампувальне обладнання, машинобудування

There are the analyze of forging manufacturing condition in Russia with the survey of industrial undertaking and forging equipment tendencies in the article

Keywords: hammering, stamping, large-size forgings, forging equipment, machine building

Принятый руководством Российской Федерации курс на модернизацию совпадает с чаяниями той части научно-технической общественности страны, которая обеспокоена отстранением ее от подготовки инженерных и научных кадров и от научных исследований. Сегодня доля участия российских предприятий в развитии научной и конструкторской базы всего лишь 6%, в то время как в США, странах ЕС, Японии и Китае этот показатель приблизился к 60%.

Урон, нанесенный «перестроечным» катаклизмом должен быть в ближайшие годы ликвидирован не только под лозунгом модернизации, которая является неперенным атрибутом любого развития, но и осознанием необходимости новых подходов в управлении народным хозяйством.

За истекшее двадцатилетие в области машиностроения мы можем отметить лишь количественное продвижение только в производстве легковых автомобилей и в экспорте топливно-энергетических ресурсов. Сельхозмашиностроение резко сократилось: по сравнению с 1990 г. мы производим в десятки раз меньше тракторов, комбайнов, и другой техники. А головной научно-исследовательский институт – НИИ Тракторосельхозмаш вообще исчез.

Такая же картина и в станкостроении [1]. Производство металлорежущих станков и кузнечно-прессового оборудования к 2008 году в России по сравнению с 1990 г. снизилось более чем в 30 раз, а в 2009 году по отношению к 2008 снизилось еще на 38,2% (Рис.1). В настоящее время Ассоциация «Станкоинструмент», в которую входят 143 предприятия приняла ряд мер, включая подпрограмму «Развитие отечественного станкостроения и инструментальной промышленности в 2011-2016 гг.» в рамках Федеральной целевой программы (ФЦП) «Национальная технологическая база», которые позволят существенно увеличить производство – до 25 - 30 тыс. единиц высокоэффективного металлообрабатывающего оборудования. При этом с учетом того, что отраслевая наука почти полностью разрушена, в ближайшие годы нагрузка возлагается в основном только на вузовскую науку. Поэтому «в целях подготовки кадров для станкоинструментальной промышленности, предприятия должны оказывать вузам серьезную помощь, в частности, в оснащении их современным производственным и научным оборудованием, чтобы вузовская наука могла компенсировать потери прикладных научно-исследовательских институтов отрасли» [1].

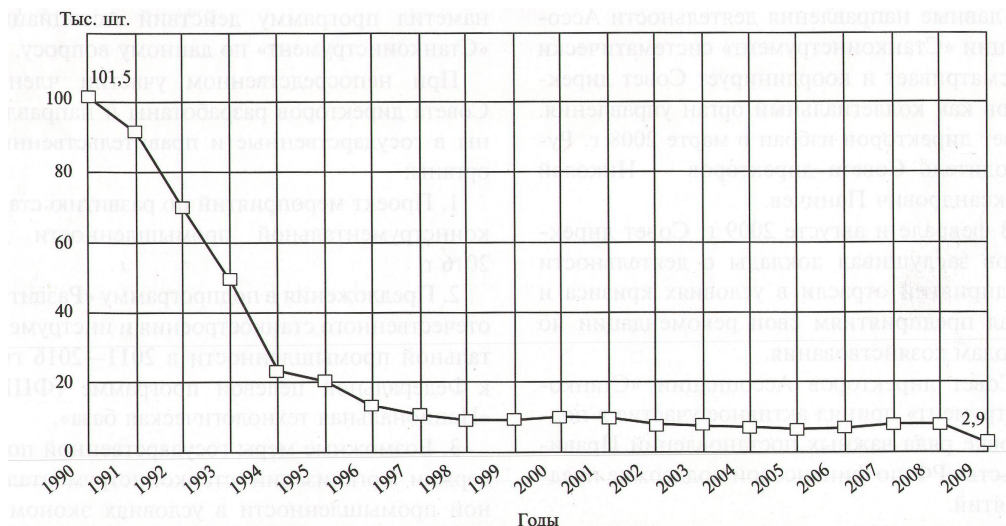


Рис. 1. Производство металлорежущих станков и кузнечно-прессового оборудования в России

Таким образом, на фоне начавшегося роста машиностроения следует проанализировать развитие кузнечно-штамповочное производство, уровень которого определяет успехи в создании конкурентоспособных ресурсосберегающих технологий в области изготовления высокоэффективных поковок на современном оборудовании и штампованных изделий из листовой стали.

В СССР до перестройки производилось до 10 млн. тонн стальных поковок, из которых до 7,5 млн. тонн штампованных. С учетом спада в машиностроении и того, что значительные мощности по производству поковок остались в Украине, в настоящее время объем выпуска поковок в России стал более чем в 2 раза меньше.

Однако по производству крупных кованных поковок мы пока находимся в пятерке индустриально развитых стран: США, Россия, Япония, Германия, Китай.

Многие наши предприятия, несмотря на спад машиностроительного, авиационного и оборонного комплексов, удержались на конкурентоспособном уровне благодаря работе на экспорт. Правда, на сегодня из-за наступившего кризиса эти же предприятия первыми и пострадали из-за снижения уровня заказов [2, 3].

И, тем не менее, можно утверждать, что это явление временное. А главное – необходимо увеличить производство поковок для отечественного машиностроения.

Лидерами в производстве крупных кованных поковок являются ОМЗ–Спецсталь (Ижора, г.Колпино), «Красный Октябрь» (г.Волгоград), Уралмаш (г.Екатеринбург), «Мотовилиха» (г.Пермь), ОАО «Тяжпрессмаш» (г.Рязань), ОАО «Русполимет» (Кулебакский металлургический завод).

ОМЗ-Спецсталь – дивизион ОМЗ (объединенные машиностроительные заводы) специализирующийся на производстве металлургической продукции и деталей для машиностроения.

Кузнечно-штамповочное производство ОМЗ-Спецстали имеет в своем составе гидравлические ковочные прессы силой 1250, 3200, 6000 и 12000 тс.; на них куют самые крупные в Европе поковки из слитков массой до 290 тонн. Так, например, для корпуса атомного реактора, свариваемого из 4-ех колец, куют кольца диаметром около 4м, высотой 3м и толщиной стенки около 100мм. Для самых крупных поковок отливают слитки массой 360 тонн (рис.2). Поковки изготавливают, как правило, из легированных сталей для энергомашиностроения (роторы паровых турбин с диаметром до 2000 мм, роторы турбогенераторов и др.), для металлургического машиностроения (валки горячей прокатки с диаметром бочки до 1600 мм, массой до 100 тонн и более, заготовки бандажей прокатных станов и др.), поковки для судостроения и поковки общего машиностроительного применения массой до 220 тонн и др. [4].

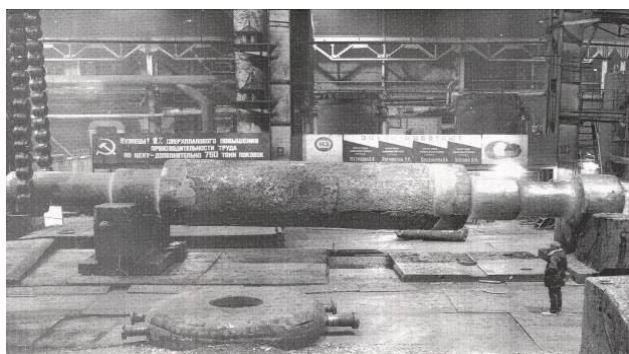


Рис. 2. Уникальная поковка ротора генератора ТБВ-1000 из слитка массой 360 тонн (1987 г.)

В последние годы благодаря экспортным заказам (Германия, Индия, Китай и др.) кузнечно-прессовые мощности на Ижоре были загружены практически на 100%.

Однако на сегодня ковочные прессы требуют ремонта, совершенствования систем управления, оснащения их новыми ковочными

манипуляторами и другими средствами механизацииковки.

Так, например, в случае оснащения ковочных прессов силой 32 и 60 МН (3200 и 6000 тс.) четырехбойковыми ковочными блоками конструкций ОАО «Тяжпрессмаш», производительностьковки поковок типа «вал» может возрасти в 2 раза.

Примером государственного подхода к проблеме модернизации крупного ковочного оборудования является работа проведенная холдингом «РусСпецСталь» и госкорпорацией «Ростехнологии» на Волгоградском заводе «Красный Октябрь», на котором в 2009 году был запущен в работу, после более чем десятилетнего простоя, автоматизированный ковочный комплекс с гидравлическим прессом «Деви-Маки» силой 130/80 МН. На ковочном комплексе ведетсяковка поковок массой до 140 тонн из слитков до 200 тонн.

Вторым этапом модернизации этого комплекса должна стать работа по созданию мощных литейных агрегатов, позволяющих получать стальные слитки массой до 350 тонн дляковки крупных поковок (поковки роторов, колец для корпусов атомных реакторов и др.)

На этом же заводе предстоит замена парогидравлических приводов на гидравлические на прессах силой 12,5 и 32,0 МН.

Следует отметить прогресс в модернизации цехов по производству крупных поковок на ОАО «Мотовилихинские заводы», ОАО «Русполимет» и ОАО «Тяжпрессмаш» [5].

ОАО «Мотовилихинские заводы» объединяет металлургический комплекс и ряд направлений гражданского и специального машиностроения. На протяжении последних трех лет предприятие реализует большую инвестиционную программу, вводит уникальное оборудование – ковочный комплекс включает в себя ковочный гидравлический пресс силой 30 МН и ковочный манипулятор фирмы Danieli. Вакууматор этой же фирмы используют для получения высококачественной коррозионно-стойкой стали.

В 2011 году ОАО «Мотовилихинские заводы» планирует получить лицензию на поставку поковок для предприятий атомного энергомашиностроения, а также планирует выйти на рынок поковок, подвергаемых механической обработке. На имеющихся на предприятии ковочных прессах силой 10, 20 и 30 МН планируется выпускать до 4 тыс. тонн поковок в месяц. При этом существенную прибавку к общей массе поковок составляют поковки, получаемые на ковочных молотах и радиально-ковочной машине.

Предприятие изготавливает поковки круглого и квадратного сечения, диски с отверстиями, раскатные кольца, пластины, кубики, цилиндры с отверстиями, ступенчатые валы и др. Масса поковок – до 13 тонн.

Сталь для изготовления поковок выплавляют в современной дуговой элетропечи ДСП60 фирмы FUCHS, подвергают внепечной обработке на агрегате «Печь-ковш» и на установке вакуумирования типа VD/VOD. Возможно также изготовление поковок массой до 10 тонн из стали электрошлакового переплава.

ОАО «Русполимет» (Кулебакский металлургический завод) за полтора столетия своего существования прошел путь до современного предприятия, владеющего уникальными технологиями в кольцепрокатном и кольцесварочном производстве. Новый кольцепрокатный комплекс на базе стана SMS MEER способен прокатывать крупногабаритные кольца высотой до 1200 мм, диаметром до 6000 мм и массой до 12 тонн. В октябре 2010 года изготовлены кольца высотой 970 мм, наружным диаметром 981 мм, с толщиной стенки 70 мм и массой 1,2 тонны. Следует отметить, что сварные кольца больших размеров значительно уступают по прочности цельнокатаным. Область применения колец – энергомашиностроение, атомная и космическая отрасли.

ОАО «Русполимет» располагает гидравлическим прессом силой 100 МН, а в 2011 году будет установлен новый ковочный комплекс с гидропрессом силой 16 МН для производства поковок массой до 12 т. На этом комплексе будут использоваться заготовки вакуумного дугового переплава (ВДП), полученные в немецкой вакуумно-дуговой печи ALD, предназначенной для изготовления слитков из жаропрочных и специальных сплавов. Эта печь ВДП мощностью до 60 тыс. тонн жидкой стали в год будет запущена в IV кв. 2011 года.

К сожалению «Уралмаш», ранее являющийся не только производителем крупных поковок (имеет ковочный пресс силой 100 МН и др.), а главным образом изготовителем мощных ковочных и штамповочных прессов в составе

автоматизированных линий по производству крупных штампованных поковок, прекратил свою деятельность в этом направлении. А как теперь восстановить известное всему миру конструкторское бюро с высококвалифицированными конструкторами и научными кадрами?

Положительным примером в модернизации ковочных прессов и внедрении инновационных технологий является ОАО «Тяжпрессмаш».

За последние 10 лет завод не только модернизировал 2 ковочных гидравлических пресса, которые стали с силой 25 МН вместо 20 МН, но и интенсифицировал технологические процессыковки на запатентованных им четырехбойковых ковочных блоках. Завод добился изготовления поковок типа втулок и полых цилиндров с толщиной стенок менее 70 мм, что является большим достижением (на прессе 30 МН на «Мотовилихе» получают аналогичные поковки с толщиной стенки до 100 мм).

Четырехбойковый ковочный блок устанавливается и закрепляется на столе гидравлического ковочного пресса вместо обычных бойков и позволяет осуществить радиальную ковку слитков и заготовок с дополнительными макросдвигами четырьмя бойками (рис.3). Однако в четырехбойковом ковочном блоке бойки кроме движения в радиальном направлении, как это имеет место в РКМ, перемещаются также и в тангенциальном направлении, за счет чего создаются дополнительные сдвиговые деформации в поперечном сечении заготовки. Благодаря этому, а также за счет увеличенных единичных обжатий заготовки (по сравнению с ковкой на РКМ) достигается глубокая проработка литой структуры металла. Два таких ковочных блока ОАО «Тяжпрессмаш» поставил в Верхнюю Салду на ВСМПО-АВИСМА для ковочных прессов силой 30 и 60 МН (рис.3).

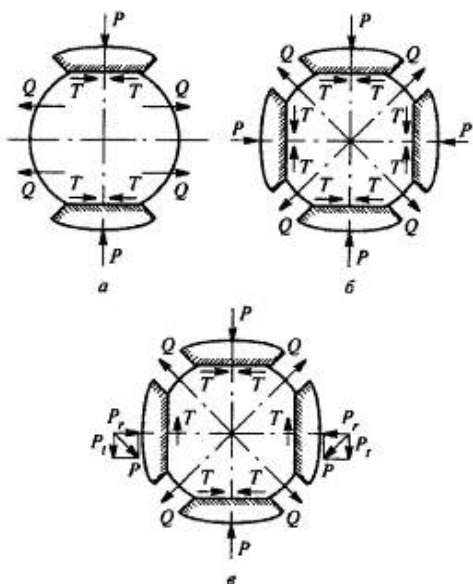


Рис. 3. Ковка слитков на прессе двумя бойками (а), на РКМ (б) и четырехбойковом устройстве (в). Р – действующие силы; Q – потоки вытеснения металла; Т – силы трения



Рис. 4. Общий вид четырехбойкового устройства для ковочного пресса силой 20 МН

Есть заказы и от других предприятий. В конечном счете, использование таких блоков позволяет получать следующие показатели:

- сокращение машинного времениковки на 35 – 65 %, что позволяет увеличить объем производства поковок в 1,7 – 2,5 раза;
- повышение выхода годного металла на 8 – 15 % за счет уменьшения поверхностных дефектов и сокращения количества подогревов;
- получение геометрически точных поковок круглого и квадратного (с острыми кромками) сечений с уменьшенными на 40 – 60 % допусками и на 60 – 70 % припусками (экономия металла 40 – 50 кг на 1 т поковки);
- сокращение затрат энергии на единицу поковок не менее чем в 2 раза;
- получение высокого качества металла поковок.

Лидерами в производстве крупных штампованных поковок являются ВСМПО-АВИСМА, КУМЗ, «Уральская кузница», Выксунский металлургический завод (ВМЗ), КАМАЗ, Самарский металлургический завод (СМЗ), Белгородский «Энергомаш», Ступинский металлургический завод.

Верхне-Салдинское металлургическое промышленное объединение (ВСМПО-АВИСМА) – мировой лидер в производстве самых крупных штампованных поковок из высокопрочных титановых и алюминиевых сплавов.

ВСМПО-АВИСМА располагает самым мощным в мировой практике парком кузнечно-прессового оборудования: штамповочными гидравлическими прессами силой от 20 до 750 МН; прессами силой от 10 до 200 МН для прессования профилей, титановой губки, ковочными прессами силой 32 и 60 МН, а также другим кузнечно-прессовым оборудованием [5].

ВСМПО ежегодно осваивает производство поковок 20 – 30 наименований. Следует отметить, что недавно предприятие приобрело два ковочных четырехбойковых блока конструкции ОАО «Тяжпрессмаш», позволивших значительно увеличить производство крупных поковок высокого качества из титановых сплавов.

Однако планируемое до 2015 года значительное увеличение выпуска самолетов ИЛ-96, АНТ-124 («Руслан»), ТУ-204 и др. требует принятия срочных мер по расширению парка сверхмощных прессов силой 300 и 750 МН, которые при проведении профилактических плановых и капитальных ремонтов должны иметь дублеров. Наиболее целесообразным является изготовление гидравлического штампового пресса силой 650 МН, аналогичного прессу, изготовленному на НКМЗ и успешно эксплуатируемому с 1977 года во Франции (г. Иссеуар). Стоимость изготовления такого пресса для ВСМПО была бы не выше стоимости проекта установки стана «5000» для ВМЗ, т.е. около 1 млрд. долларов.

Необходимость иметь такой пресс подтверждается следующим фактом: одну из крупногабаритных корпусных деталей самолета Миг-29 приходится сваривать из трех поковок, штампуемых из высокопрочной стали на заводе «Уральская кузница» (металлургического холдинга «Мечел»). При этом теряется 15% несущей способности детали. Аналогичный по конструкции пресс изготовлен в Китае в 2011 году. Он развивает силу штамповки до 800 МН.

Мощные гидравлические штамповочные прессы силой 300 МН на КУМЗе и силой 750 МН на СМЗ используют в основном для штамповки деталей из алюминиевых сплавов.

В настоящее время имеется дефицит производства крупногабаритных стальных поковок для корпусов атомных реакторов нового поколения и поковок типа полусфер для запорных кранов, необходимых для нефтегазовых магистралей.

Особо следует отметить достижения Выксунского металлургического завода (ВМЗ) в производстве цельноштампованных железнодорожных колес из вакуумированной стали на отечественной автоматизированной линии.

Линия спроектирована и изготовлена на Уралмаше и состоит из 4-х гидравлических прессов силой 20, 30, 50 и 100 МН и раскатного стана. Производительность линии более 800 тыс. штук колес в год (около 0,4 млн. тонн) с темпом штамповки – 30 сек. (масса колеса до 500 кг).

География поставки колес весьма широка: США, Канада, Сирия, Болгария, Сербия, Индия, Словакия, Чехия. Примерно 3/5 всех колес на российских железных дорогах – это колеса производства ВМЗ. Основным покупателем колес – ОАО РЖД, с которым в 2003 году был заключен беспрецедентный для России контракт на поставку до 2010 года 5 млн. колес.

Это долгосрочное соглашение позволило модернизировать комплекс и разработать новые виды колес с твердым ободом, срок службы которых в 2 раза выше срока службы обычных колес (12 лет против 6-7 лет). Таким образом, ВМЗ стал центром инноваций в российской металлургии.

Аналогичная линия штамповки с производительностью около 300 тыс. штук колес успешно работает на импортном оборудовании в нижнетагильском металлургическом комбинате.

Дефицитные поковки для арматуростроения типа полукорпуса массой до 2,6 т. изготавливают на прессе двойного действия силой 80/40 МН на Белгородском заводе «Энергомаш». Для изготовления подобных поковок еще больших габаритных размеров требуются гидравлические прессы двойного действия силой до 120/80 МН. Из-за отсутствия таких прессов Энергомашкорпорация планирует получение указанных поковок из Франции, хотя такие прессы могло бы изготавливать ОАО «Тяжпрессмаш».

Белгородский «Энергомаш» располагает парком кузнечно-прессового оборудования в составе штамповочных гидравлических прессов силой 1600, 2500, 6300 и 8000 тс и ковочного гидропресса силой 2000 тс. Однако эти прессы достаточно изношены и требуют модернизации.

ЦНИИТмаш совместно с Уралмашом разработал технологиюковки крупногабаритных кольцевых поковок для корпусов атомных реакторов (массой более 200 тонн и диаметром до 9 м). Уралмаш располагает проектом уникального гидравлического пресса для раскатки кольцевых поковок, но не имеет средств для его реализации.

Ступинская металлургическая компания специализирована в основном на производстве поковок из жаропрочных сплавов. Ковкой, прессованием и

штамповкой изготавливают заготовки дисков для газотурбинных двигателей из жаропрочных сплавов на никелевой основе диаметром до 1100 мм и массой до 800 кг. В числе имеющегося оборудования: штамповочные молоты с МПЧ – 16 тонн, короткоходовой гидравлический пресс силой 300 МН, гидравлические штамповочные прессы силой 100 и 90 МН, ковочный гидравлический пресс силой 17,5 МН, оснащенный двумя манипуляторами, горизонтальный гидравлический пресс силой 90 МН для прессования прутков диаметром 120 – 200 мм из никелевых сплавов и др.

На гидравлических прессах осуществляют горячую штамповку никелевых сплавов с использованием двухслойной теплоизоляции: базальтовое волокно при расплавлении обеспечивает смазку, а наружное асбестовое полотно защищает штамп от воздействия температур.

Воронежский завод ОАО «Тяжмехпресс» (ТМП) на сегодня является мировым лидером в изготовлении самых крупных кривошипных горячештамповочных прессов (КГШП) силой 125, 140 и 160 МН; имеется проект прессы силой 200 МН. Следует отметить, что из 18 крупных КГШП, установленных в кузнечно-прессовых цехах разных стран, 8 прессов имеют марку ТМП.

Однако для сохранения своих позиций на рынке, завод «Тяжмехпресс» также нуждается в государственной поддержке при организации производства на своих прессах целой гаммы поковок для отечественного арматуростроения и транспортного машиностроения.

Таким образом, для сохранения лидерства Российской Федерации в производстве крупных кованых и штампованных поковок и в изготовлении сверхмощных прессов необходимо включить федеральные целевые программы соответствующие мероприятиям.

Эту работу, очевидно, должна возглавить Государственная корпорация (ГК) «Ростехнология». Корпорация должна будет содействовать разработкам, производству и экспорту высокотехнологичной промышленной продукции. При этом предполагается, что в рамках ГК произойдет концентрация материальных, финансовых и интеллектуальных ресурсов предприятий ВПК с их последующим использованием на внутреннем и внешнем рынке.

Так, например, покупка контрольного пакета акций ВСМПО-АВИСМА «Ростехнологиями» позволило начать масштабную программу инвестирования и технологическое обновление производства. Среди главных целей Корпорации – в 2012 довести уровень производства товарной титановой продукции до 46 – 47 тыс. тонн в год. Т.е. через 20-ти летний период Россия опять станет самой мощной титановой державой (в 1982 году было произведено 65 тыс. тонн титана – более чем все страны мира)[6].

Листоштамповочное производство в СССР потребляло до 20 млн. тонн листового проката. Основными потребителями были и остаются предприятия автомобилестроения.

На многих предприятиях машиностроения имеются цеха листовой штамповки. Однако более 70% установленных в них прессов для листовой

штамповки, в основном отечественного производства, морально и физически устарели и требуют замены.

Практически у нас на отечественном и импортном оборудовании реализуются все известные в мировой практике технологические процессы изготовления листоштампованных деталей, тем более, что многие из них вполне конкурентоспособны.

Следует отметить значительный прогресс в организации централизованного обеспечения цехов листовой штамповки полуфабрикатами (мерные по габаритам листы, ленты и полосы), а также готовыми листоштампованными изделиями (автокомпоненты и др.), идущими сразу на сборку узлов автомобилей и других машин и механизмов.

Так, например, в Санкт-Петербурге магнитогорский металлургический комбинат (ОАО ММК) через дочернюю компанию ЗАО «Интеркос-IV» реализует проект строительства в 2010-2012 гг. завода штампованных компонентов и сервисного металлоцентра. Первая очередь завода с объемом инвестиций в 4 млрд. рублей уже работает и в 2011 г. начато строительство второй очереди. Годовой объем производства – 252 тыс. т. Продукция первой очереди завода – сервисного металлоцентра это ленты и листы различной толщины (от 0,3 до 5 мм), поставляемых по заказам от различных заводов (рис. 5). Продукцию второй очереди составляют листоштампованные автокомпоненты, предназначенные для строящихся и действующих в России автозаводов, а также штампованные детали



Рис. 5. Схема производственного процесса на заводе первой очереди

поставляемые в инновационные сектора экономики такие как производство бытовой техники, строительная индустрия, машиностроение. Однако автоматизированное прессовое оборудование устанавливается за счет поставок по импорту (фирмы Fimi и Schuler). Ожидается, что металлопродукция с маркой ММК-Интеркос будет соответствовать самым высоким требованиям потребителей и пользоваться устойчивым спросом. Отличительная особенность завода второй очереди – собственное производство сложных штампов.

Кафедра «Системы пластического деформирования» МГТУ «Станкин» активизирует совместные разработки инновационных проектов в области

технологии и оборудования для кузнечно-прессовых цехов по запросам ряда предприятий и в настоящее время в рамках государственного инжинирингового центра (ГИЦ), организованного в МГТУ «Станкин», планирует проведение работ по обновлению парка прессов в учебно-исследовательской лаборатории. Это позволит повысить качество учебного процесса и получить новые возможности в разработке прогрессивных технологических процессов. За последние три года кафедрой получено 12 патентов на изобретения и полезные модели. За это время подготовлено три кандидата технических наук и выходят на защиту в IV кв. 2011 г. два аспиранта и один докторант.

Список литературы: 1. *Самодуров Г.В.* Общее собрание членов Российской ассоциации «Станкоинструмент» // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2010. – №7. – С. 37-44. 2. *Артес А.Э.* Качество и производство поковок на подъеме? // Заготовительные производства в машиностроении. – 2005. - №4. – С. 21-24. 3. *Артес А.Э.* К вопросу развития отечественного машиностроения // Заготовительные производства в машиностроении. – 2006. - №12. – С. 3-6. 4. *Онищенко А.К.* Повышение качества крупных поковок на основе разработки и применения научно-обоснованных термомеханических режимов процессаковки заготовок // Автореферат диссертации на соискание ученой степени доктора технических наук. – М. – 2010. – С. 47. 5. *Артес А.Э.* 16-я Международная промышленная выставка «Металл-Экспо'2010»// Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2011. - №1. – С. 42-47. 6. *Тетюхин В.В.* Россия может стать самой мощной титановой державой.// Уральский рынок металлов. – октябрь, 2006. - №10. – с.14-17. 7. Патент №2411102 РФ, МПК В21J 9/02, В30В 1/16 Горячештамповочный пресс тройного действия // *Рогозников П.А., Сосенушкин Е.Н., Третьюхин В.В. и др.* Заявитель и патентообладатель: ГОУ ВПО МГТУ «Станкин». Оpubл. 10.02.2011. Бюл: № 4. 8. *Григорьев С.Н.* МГТУ «Станкин»: Курс на технологическое перевооружение отечественного машиностроения.// Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2010. - №6. – С. 3-6.

УДК 539.89: 621.7.043: 621.77: 621.777.01

ЖБАНКОВ Я. Г., канд. техн. наук, ассистент, ДГМА, Краматорск
ПЕРИГ А. В., канд. техн. наук, ассистент, ДГМА, Краматорск
ЖУКОВА О. А., аспирант ДГМА, Краматорск

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЛАСТИЧЕСКОГО ТЕЧЕНИЯ МАТЕРИАЛА ПРИ РАВНОКАНАЛЬНОМ УГЛОВЫМ ПРЕССОВАНИИ ЧЕРЕЗ ШТАМП С ПОДВИЖНЫМ ДНОМ

Проведені теоретичні дослідження процесу кутового пресування за схемою із рухомим дном матриці. На основі методу балансу потужностей встановлені енергосилові параметри процесу, встановлена оптимальна швидкість руху дна матриці, що забезпечує мінімальні навантаження на інструмент в процесі видавлювання. На основі методу скінченних елементів встановлений деформований стан заготовки в процесі кутового пресування. Встановлений вплив напрямку та величини швидкості руху дна матриці на нерівномірність розподілу деформацій за перетином заготовки.

Проведены теоретические исследования процесса углового прессования по схеме с подвижным дном матрицы. На основе метода баланса мощностей установлены энергосиловые параметры процесса, установлена оптимальная скорость движения дна матрицы, которая обеспечивает минимальные нагрузки на инструмент в процессе деформирования. На основе метода конечных элементов установлено деформированное состояние заготовки в процессе углового прессования. Установлено влияние направления и величины скорости движения дна матрицы на неравномерность распределения деформаций по сечению заготовки.

Theoretical analysis of equal canal angular extrusion (ECAE) process by scheme with movable die was made. Energy-power parameters of ECAE process which are depends upon velocity of lower die were found by method of power balance. Optimal value of lower die velocity which allow to obtain minimal loads to instrument was found. By finite element method was determined strain state of billet in ECAE with movable lower die process. Was found influence of direction and value velocity of lower die upon irregularity strain distribution in cross section of billet during the ECAE.

В настоящее время процессы равноканального углового прессования (РКУП) материалов широко применяются в металлургии и машиностроении для интенсивного пластического деформирования металлов, сплавов, композитов, порошковых и полимерных полуфабрикатов [1-12]. Динамика протекания процессов РКУП характеризуется формированием застойных зон пластического течения материала, значительной неравномерностью распределения деформаций по длине и поперечному сечению обрабатываемой заготовки [13, 14] и, как результат, наличием краевого эффекта, что значительно снижает технологическую эффективность данных процессов интенсивного деформирования. Одним из способов повышения эффективности устройств для РКУП в работах Сегала В. М. и др. [1-4], Русина Н. М. [5-6], Росочовского А. [7-8], Перига А. В. и др. [9-12] является выполнение одной из стенок углового штампа с возможностью перемещения, что позволяет управлять трением на поверхности заготовки, интенсивностью макроскопической ротации в объеме деформируемого материала и, следовательно, деформированным состоянием в зоне очага пластического деформирования. При этом следует отметить, что в расчетном отношении решение задач локального пластического течения материалов через угловой штамп с подвижным дном требует корректного учета упрочнения заготовок, что затруднительно и не вполне корректно в рамках использования метода полей линий скольжения [1-2]. Отмеченные факты указывают на необходимость развития математических подходов, обеспечивающих корректное феноменологическое описание пластического течения металлических материалов при РКУП через штамп с подвижным дном, что и определяет актуальность исследуемой проблемы.

Целью работы является моделирование динамики локального пластического течения металлической заготовки при её деформировании в угловом штампе с подвижным дном. Разрабатываемая математическая модель задачи также должна обеспечить учет направления движения подвижного дна углового штампа на величины и характер распределений касательных и нормальных напряжений.

Методом баланса мощностей построена математическая модель процесса

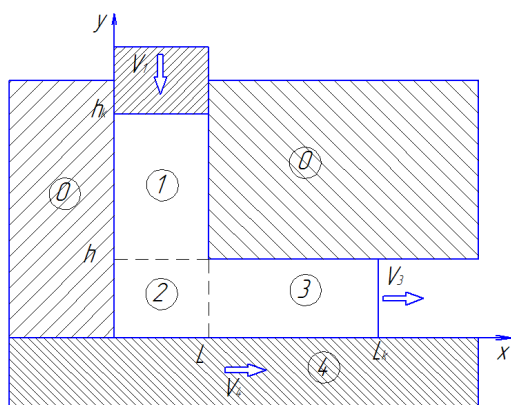


Рис. 1. Схема процесса РКУП с подвижным дном

РКУП с подвижным дном. Принято допущение о плоскодеформированном состоянии заготовки. Схема процесса с разбивкой заготовки на прямоугольные блоки представлена на рис. 1. Блоки 1 и 3 являются жесткими, блок 2 пластическим.

Кинематически возможные поля скоростей для блоков 1, 2 и 3 представлены в таблице.

Таблица – Кинематические и деформационные параметры зон заготовки

Кинематически возможные поля скоростей		
Зона 1	Зона 2	Зона 3
$V_x = 0$ $V_y = -V_1$	$V_x = \frac{V_1}{h} \cdot x$ $V_y = -\frac{V_1}{h} \cdot y$	$V_x = \frac{L}{h} \cdot V_1$ $V_y = 0$
Скорости деформация для различных зон $\dot{\varepsilon}_x = \frac{dV_x}{dx}$, $\dot{\varepsilon}_y = \frac{dV_y}{dy}$		
$\dot{\varepsilon}_x = 0$ $\dot{\varepsilon}_y = 0$	$\dot{\varepsilon}_x = \frac{V_1}{h}$ $\dot{\varepsilon}_y = -\frac{V_1}{h}$	$\dot{\varepsilon}_x = 0$ $\dot{\varepsilon}_y = 0$
Проверка условия несжимаемости $\dot{\varepsilon}_x + \dot{\varepsilon}_y = 0$		
выполняется	выполняется	выполняется
Определение интенсивности скоростей деформаций $\dot{\varepsilon}_i = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \left(\dot{\varepsilon}_x^2 + \dot{\varepsilon}_y^2 \right)}$		
$\dot{\varepsilon}_i = 0$	$\dot{\varepsilon}_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{V_1}{h}$	$\dot{\varepsilon}_i = 0$

Для определения приведенного давления процесса РКУП с подвижным дном необходимо разрешить уравнение баланса мощностей:

$$N_a = N_d + N_f + N_s; \quad (1)$$

$$N_a = N_{d2} + 2 \cdot N_{f01} + N_{f02} + N_{f03} + N_{f42} + N_{f43} + N_{s12} + N_{s23}, \quad (2)$$

где N_a - мощность активных сил трения, N_{d2} - мощность сил затрачиваемых на пластическое деформирование второй зоны, $N_{f01}, N_{f02}, N_{f03}, N_{f42}, N_{f43}$ - мощности сил трения возникающих между зонами 0 и 1, 0 и 2, 0 и 3, 4 и 2, 4 и 3 соответственно, N_{s12}, N_{s23} - мощности сил среза возникающих между зонами 1 и 2,

2 и 3 соответственно.

Мощность активных сил:

$$N_a = \iint_{F_k} p V_1 dF, \quad (3)$$

где p – удельное усилие деформирования, V_1 – входная скорость, dF – элементарная площадь.

Мощность, затраченная на пластическую деформацию:

$$N_d = \iiint_V \sigma_s \dot{\varepsilon}_i dV, \quad (4)$$

где σ_s – напряжение текучести, МПа; $\dot{\varepsilon}_i$ – интенсивность скоростей деформации; dV – элементарный объем.

Мощность сил среза на поверхностях среза F_c :

$$N_c = \iint_{F_c} \sigma_s \frac{V_c}{\sqrt{3}} dF, \quad (5)$$

где V_c – величины скоростей среза.

Мощность сил трения на границе контакта металла с инструментом:

$$N_t = \iint_{F_r} \tau_k V_T dF. \quad (6)$$

Проведя некоторые преобразования и принимая во внимание плоский характер деформированного состояния заготовки компоненты мощностей сил будут выглядеть следующим образом:

$$\begin{aligned} N_a &= \bar{p} \cdot \sigma_s \cdot F \cdot V_1; \\ N_{d2} &= \int_0^h \int_0^L \sigma_s \cdot \dot{\varepsilon}_i \cdot dx dy = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \cdot V_1 \cdot L; \\ N_{f01} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \int_h^{hk} V_1 \cdot dy = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \cdot V_1 \cdot (hk - h); \\ N_{f02} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \int_0^h \frac{V_1}{h} \cdot y \cdot dy = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \cdot V_1 \cdot h; \\ N_{f03} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \int_L^{Lk} \frac{L}{h} \cdot V_1 \cdot dx = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \cdot V_1 \cdot \frac{L}{h} \cdot (Lk - L); \\ N_{f42} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \int_0^L \left| V_4 - \frac{V_1}{h} \right| \cdot dx = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \cdot \left| V_4 \cdot L - \frac{V_1}{h} \cdot \frac{L^2}{2} \right|; \\ N_{f43} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \int_L^{Lk} \left| V_4 - \frac{L}{h} \cdot V_1 \right| \cdot dx = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \cdot \left| V_4 - \frac{L}{h} \cdot V_1 \right| \cdot (Lk - L); \\ N_{s12} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \int_0^L \frac{V_1}{h} \cdot x \cdot dx = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \sigma_s \cdot \frac{V_1}{h} \cdot \frac{L^2}{2}; \quad N_{s23} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \int_0^h \frac{V_1}{h} \cdot y \cdot dy = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \cdot \frac{V_1}{h} \cdot \frac{h^2}{2}. \end{aligned}$$

Подставив полученные компоненты мощностей сил деформирования, трения и среза в общее уравнение баланса мощностей и проведя некоторые несложные математические преобразования, получим уравнение приведенного давления РКУП с подвижным дном:

$$\bar{p} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left[1 + \mu \cdot \left(\frac{\overline{hk}}{k} + \left| \frac{V_4}{V_1} - \frac{k}{2} \right| + (\overline{Lk} - 1) \cdot \left(k + \left| \frac{V_4}{V_1} - k \right| \right) \right) + \frac{k^2 + 1}{4 \cdot k} \right],$$

где $k = \frac{L}{h}$, $\overline{hk} = \frac{hk}{h}$, $\overline{Lk} = \frac{Lk}{L}$

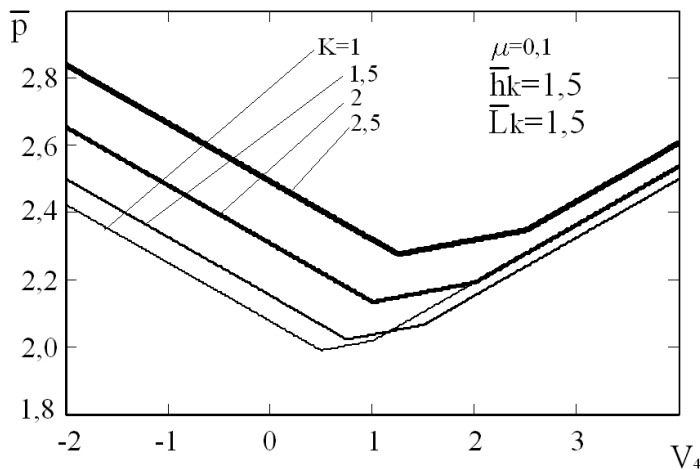


Рис. 2. График зависимости приведенного давления РКУП с подвижным дном в зависимости от скорости и направления перемещения дна и геометрических параметров канала матрицы (скорость перемещения пуансона 1 мм/с)

Анализ графика (рис. 2) позволяет установить, что существует скорость перемещения дна матрицы, при которой приведенное давление выдавливания является минимальным. Так при уменьшении скорости движения дна матрицы от 2 мм/с до 0 (в направлении противоположном направлению течения металла в матрице) и увеличении от 0 до 0,5 мм/с (в направлении течения металла в матрице) приведенное давление РКУП снижается с 2,4 до 2,0 единиц. При этом скорость движения пуансона задавалась 1 мм/с. Так же установлено, что при

увеличении коэффициента вытяжки k от 1 до 2,5 минимальное приведенное давление увеличивается от 2 до 2,3 единиц, что объясняется большей степенью деформации металла. Характер зависимости приведенного давления РКУП в зависимости от скорости и направления движения дна сохраняется.

Методом конечных элементов (МКЭ), реализованном в программе Deform 3D, произведено моделирование процесса РКУП с подвижным дном. Схема по стадийного деформирования заготовки с движением дна матрицы в направлении течения металла заготовки и направлении противоположном течению металла представлена на рис. 3.

Моделировалось деформирование заготовки из алюминиевого сплава Al-1100, при температуре 20 °С, скорость деформирования 1 мм/с, коэффициент трения по закону пластического трения Зибеля 0,06. Скорость перемещения дна матрицы варьировалась.

По результатам моделирования получены поля распределения интенсивности логарифмических деформаций по сечению заготовки в процессе РКУП с подвижным дном (рис. 4-6).

Анализ полей распределения логарифмических деформаций по сечению заготовки в процессе РКУП представленных на рис. 4-6 позволяет сделать выводы о том, что при движении дна матрицы в направлении противоположном направлению течения металла заготовки в матрице неравномерность распределения деформаций по сечению заготовки будет наибольшая та

абсолютная разница деформаций составляет 2 единицы в основной части заготовки (без учета недеформированного конца заготовки). При РКУП с неподвижным дном также наблюдается большая неравномерность распределения деформаций которая достигает 1 единицы. В схемах с дном, движущемся в направлении течения металла заготовки в матрице, наблюдается наименьшая неравномерность распределения деформаций по сечению заготовки.

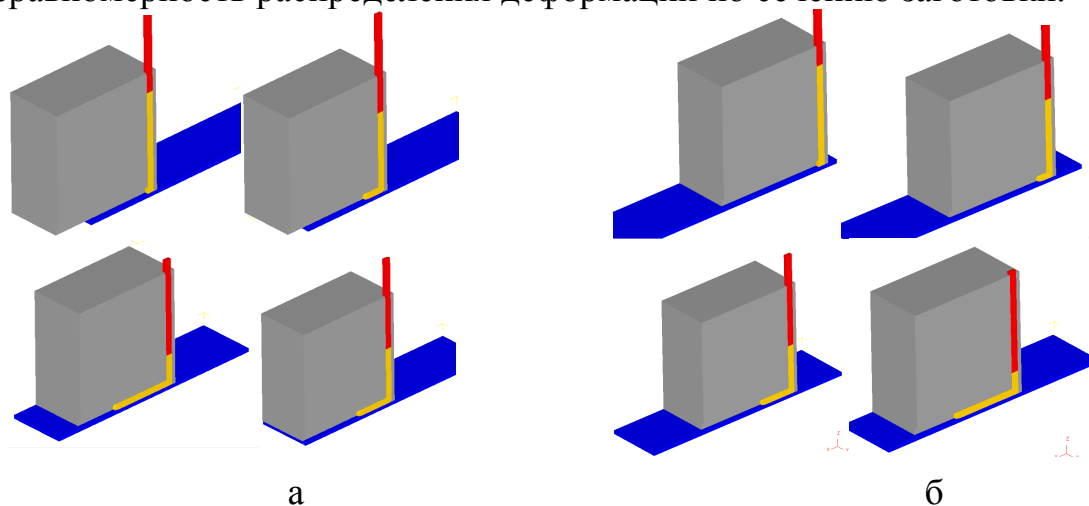


Рис. 3. Схемы по стадийного деформирования заготовки РКУП с подвижным дном матрицы (а - движение дна в направлении течения металла заготовки, б - движение дна в направлении противоположном течению металла заготовки)

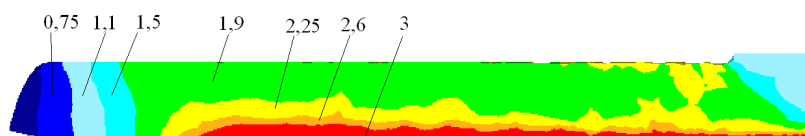
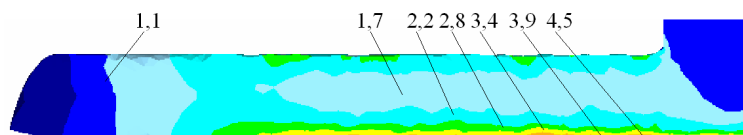
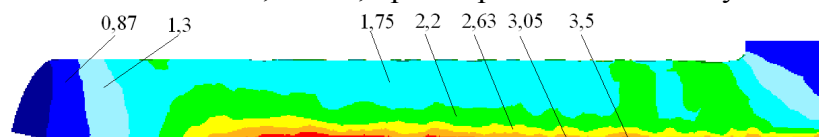


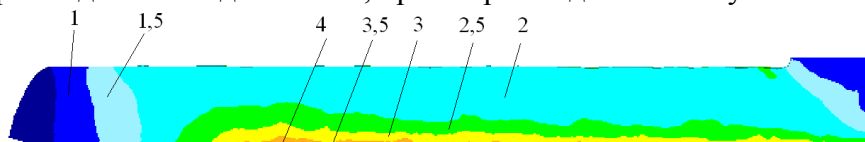
Рис. 4. Поля распределения логарифмических деформаций по сечению заготовки при РКУП с неподвижным дном матрицы



Скорость движения дна 0,5 мм/с, при скорости движения пуансона 1 мм/с



Скорость движения дна 1 мм/с, при скорости движения пуансона 1 мм/с



Скорость движения дна 2 мм/с, при скорости движения пуансона 1 мм/с

Рис. 5. Поля распределения логарифмических деформаций по сечению заготовки при РКУП с движением дна матрицы в направлении противоположном направлению течения металла

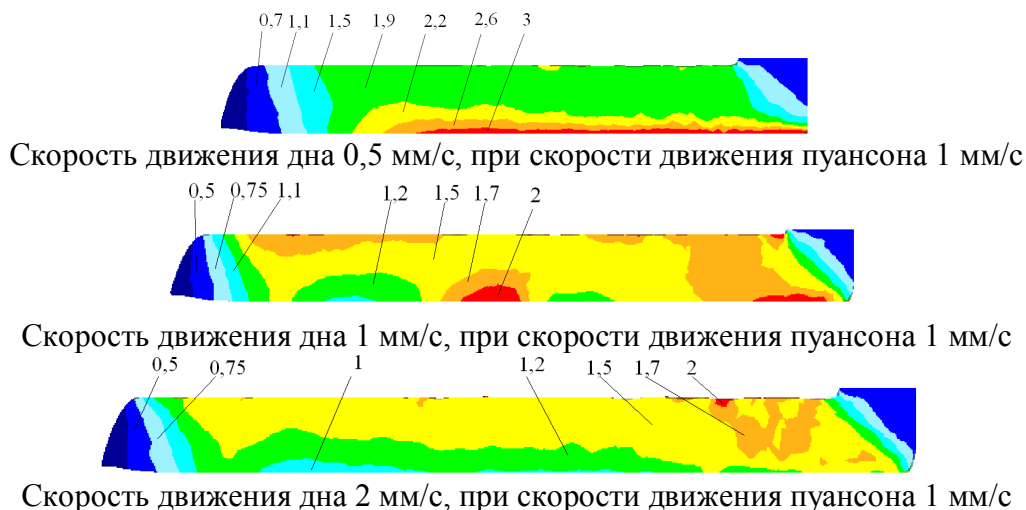


Рис. 6. Поля распределения логарифмических деформаций по сечению заготовки при РКУП с движением дна матрицы в направлении течения металла

По результатам исследований построен график зависимости средневзвешенной логарифмической деформации в заготовке от величины и направления скорости движения дна матрицы (рис. 7). Средневзвешенная деформация определялась в трех сечениях деформированной части заготовки, как показано на рис. 7. Средневзвешенная деформация определялась по следующей формуле:

$$\langle e_i \rangle = \frac{\sum e_i \cdot F}{\sum F},$$

где e_i - интенсивность логарифмических деформаций в определенной части заготовки, F - площадь заготовки в определенном сечении с деформацией одинаковой величины.

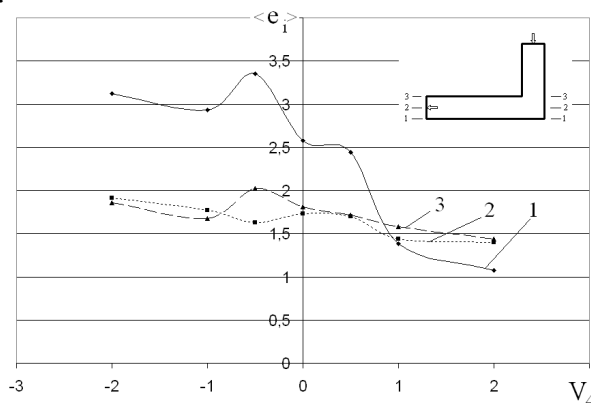


Рис. 7. График зависимости средневзвешенной логарифмической деформации от направления и величины скорости движения дна матрицы при РКУП

Из графика видно, что наименьшая неравномерность распределения деформаций по объему заготовки наблюдается при движении дна матрицы в направлении течения металла заготовки со скоростью равной 1 мм/с. Что позволяет рекомендовать такую скорость и направление перемещения дна матрицы как наиболее выгодные с точки зрения распределения деформаций по сечению заготовки, а следовательно и минимальной анизотропии механических

свойств получаемого материала. Кроме того, как видно из рис. 2 данной скорости соответствует малое значение приведенного давления выдавливания.

Выводы. Проведено математическое моделирование методом баланса мощностей и методом конечных элементов, процесса углового прессования с подвижным дном. Установлено, что существует скорость перемещения дна матрицы, при которой приведенное давление выдавливания является минимальным. Так при уменьшении скорости движения дна матрицы от 2 мм/с до 0 (в направлении противоположном направлению течения металла в матрице) и увеличении от 0 до 0,5 мм/с (в направлении течения металла в матрице) приведенное давление углового прессования снижается с 2,4 до 2,0 единиц. При этом скорость движения пуансона задавалась 1 мм/с. Так же установлено, что при увеличении коэффициента вытяжки k от 1 до 2,5 минимальное приведенное давление увеличивается от 2 до 2,3 единиц, что объясняется большей степенью деформации металла. Характер зависимости приведенного давления РУКП в зависимости от скорости и направления движения дна сохраняется.

На основе моделирования методом конечных элементов установлено, что при движении дна матрицы в направлении противоположном направлению течения металла заготовки в матрице неравномерность распределения деформаций по сечению заготовки будет наибольшая. Абсолютная разница деформаций составляет 2 единицы в основной части заготовки (без учета недеформированного конца заготовки). При угловом прессовании с неподвижным дном также наблюдается большая неравномерность распределения деформаций которая достигает 1 единицы. В схемах с дном, движущемся в направлении течения металла заготовки в матрице, наблюдается наименьшая неравномерность распределения деформаций по сечению заготовки.

Проведенные исследования позволяют рекомендовать схему углового прессования с движущимся по ходу течения металла дном, как схему обеспечивающую наименьшие нагрузки на инструмент и наименьшую неравномерность распределения деформаций по сечению заготовки. Причем скорость движения дна должна быть равна скорости течения металла (при РКУП равна скорости движения деформирующего пуансона).

Список литературы: 1. *Segal V. M.* Engineering and commercialization of equal channel angular extrusion (ECAE) / V. M. Segal // Materials Science and Engineering A. – 2004. – Vol. 386. – pp. 269-276. 2. *Segal V. M.* Mechanics of continuous equal-channel angular extrusion / V. M. Segal // Journal of Materials Processing Technology. – 2010. – Vol. 210. – pp. 542-549. 3. Apparatus and method for deformation processing of metals, ceramics, plastics and other materials: патент № US 5,400,633 A: МПК B21C 27/00 / Segal V., Goforth R. E., Hartwig K. T.; власник патенту The Texas A&M University System, College Station. – № 116,721; заявл. 03.09.1993; опубл. 28.03.1995. – 12 с., 3 арк. ил. 4. Method and apparatus for equal channel angular extrusion of flat billets: патент № US 7,191,630 B2: МПК B21C 23/60 / Segal V. M.; власник патенту Engineered Performance Materials Co., LLC, Whitmore Lake, MI (US) – № 10/866,548; заявл. 14.06.2004; опубл. 20.03.2007. – 12 с.: 7 арк. ил. 5. Пресс-форма для равноканального углового прессования материалов: патент № RU 2221697 C2: МПК B30 B 15/02, B21 J 5/00, B21 C 25/02 / Русин Н.М.; патентовладелец Институт проблем прочности и материаловедения СО РАН. – № 2001133745/02; заявл. 17.12.2001; опубл. 20.01.2004 – 6 с. 6. *Русин Н.М.* Влияние

температуры и маршрутов РКУП на форму порошков и формирующуюся в прессовках структуру / Н.М. Русин // Известия высших учебных заведений. Порошковая металлургия и функциональные покрытия. – 2009, № 2. – С. 27-32. 7. Severe plastic deformation of metals: патент № WO 2006/100448 A1: МПК (2006.01) B21C 23/01, B21J 5/00 / Rosochowski A.; власник патенту University of Strathclyde, Велика Британія. – № PCT/GB2006/000986; заявл. 24.03.2005; опубл. 28.09.2006. – 27 с.: 8 арк. іл. 8. Olejnik L. Methods of fabricating metals for nano-technology / L. Olejnik, A. Rosochowski // Bulletin of the Polish Academy of Sciences. Technical sciences. – 2005. – Vol. 53. – N 4. – pp. 413-423. 9. Прес-форма для рівноканального кутового пресування: патент № 32665: МПК (2006) B21J 5/00 / Періг О.В., Подлесний С.В., Кутовий Л.В., Стадник О.М.; власник патенту Донбаська державна машинобудівна академія. – № u200800346; заявл. 10.01.08; опубл. 26.05.08, Бюл. № 10, 08 р. – 2 с. 10. Прес-форма для рівноканального кутового пресування: патент № 37296: МПК (2006) B21J 5/00 / Періг О.В., Подлесний С.В., Кутовий Л.В., Стадник О.М.; власник патенту Донбаська державна машинобудівна академія. – № u200807059; заявл. 21.05.08; опубл. 25.11.08, Бюл. № 22, 08 р. – 2 с. 11. Прес-форма для рівноканального кутового пресування: патент № 37322: МПК (2006) B21J 5/00 / Періг О.В., Подлесний С.В., Кутовий Л.В., Стадник О.М.; власник патенту Донбаська державна машинобудівна академія. – № u200807469; заявл. 30.05.08; опубл. 25.11.08, Бюл. № 22, 08 р. – 2 с. 12. Прес-форма для рівноканального кутового пресування: патент № 37720: МПК (2006) B21J 5/00 / Періг О.В., Подлесний С.В., Кутовий Л.В., Стадник О.М.; власник патенту Донбаська державна машинобудівна академія. – № u200807459; заявл. 30.05.08; опубл. 10.12.08, Бюл. № 23, 08 р. – 2 с. 13. Периг А.В. Компьютерное моделирование течения материалов при равноканальном угловом прессовании: анализ движения вязкой среды и экспериментальная верификация методом маркеров / А.В. Периг, А.М. Лаптев, Н.Н. Голоденко, А.Ю. Лошманов, М.Г. Литвинов // Обработка металлов давлением. Обработка материалов давлением: Сб. научн. трудов. – Краматорск: ДГМА, 2009. – № 1(20). – С. 57-62. 14. Периг А.В. Численное моделирование вязкого течения материала при равноканальном угловом прессовании через штамп с параллельными скосами / А.В. Периг, С.В. Подлесный, Н.Н. Голоденко, И.И. Бойко, А.А. Ситник // Обработка металлов давлением. Обработка материалов давлением: Сб. научн. трудов. – Краматорск: ДГМА, 2011. – № 2(27). – С. 23-29.

УДК 621.98

КУХАРЬ В.В., канд. техн. наук, доц., ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь
БАЛАЛАЕВА Е.Ю., аспирант, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь
НИКИТЧЕНКО А.А., нач. бюро, ООО «ГСКБВ», Мариуполь
ТУЗЕНКО О.А., канд. техн. наук, доц., ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь

КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ СТАНИНЫ КРИВОШИПНОГО ПРЕССА ПРИ РАБОТЕ С УПРУГИМИ КОМПЕНСАТОРАМИ ПОГРЕШНОСТЕЙ НАПРАВЛЕНИЯ ПОЛЗУНА

Путем конечно-элементного моделирования напряженно-деформированного состояния станины открытого кривошипного пресса при работе с упругими компенсаторами погрешностей системы «пресс-штамп» показана эффективность их использования по сравнению с эксплуатацией прессов без компенсатора. Установка компенсаторов с переменной жесткостью позволяет снизить в станине угловые деформации на 10 – 22 %, а растягивающие напряжения в опасном сечении – на 6 – 10 %.

Шляхом скінчено-елементного моделювання напружено-деформованого стану станини відкритого кривошипного преса при роботі з пружними компенсаторами похибок системи «прес-штамп» показана ефективність їхнього використання в порівнянні з експлуатацією пресів без компенсатора. Встановлення компенсаторів зі змінною жорсткістю дозволяє знизити в станині преса кутові деформації на 10 – 22 %, а напруження розтягу в небезпечному перерізі – на 6 – 10 %.

By means of the final-element modeling of the intense-deformed condition in the open-bench of crank press during the work with elastic compensators of errors of the «press-die» system the efficiency of their use compared to the exploitation of presses without a compensator is shown. The mounting of the variable hardness elastic compensators makes it possible to reduce in the bench the angular deformation on 10 – 22 %, and the tensile stresses in the dangerous cross-section – on 6 – 10 %.

Работа прессового оборудования сопровождается появлением погрешностей в системе «пресс-штамп», которые тем больше, чем больше технологическая нагрузка. Возникающие перекосы ползуна приводят к развитию паразитных нагрузок. Следствием этого является снижение точности штампуемых изделий, ухудшение геометрии реза на разделительных операциях, повышенный износ и поломки направляющих и рабочих частей штампа.

Для снижения паразитных нагрузок в станинах кривошипных прессов и повышения стойкости штампов применяют различные конструкции компенсирующих элементов, которые располагают между опорными поверхностями ползуна и верхней плиты штампа. Перспективным направлением снижения погрешностей системы «пресс-штамп» является использование упругих компенсаторов переменной жесткости [1, 2], основой для которых служат пластины из полиуретана, характеризующегося сохранением стабильных характеристик жесткости на протяжении нескольких миллионов циклов нагружения. Различной жесткости по длине и ширине достигают, например, перфорированием в пластинах отверстий с переменным шагом. Расчет диаметров и расположения отверстий выполняют после определения жесткости станины и угловых деформаций преса при заданной нагрузке.

Для оценки напряженно-деформированного состояния (НДС) конструкций в настоящее время применяют программные комплексы на основе метода конечных элементов (МКЭ). Наибольшее распространение получили интегрированные системы, позволяющие выполнять расчет конструкции, проектирование которой осуществляют в CAD-системе или САПР. К таким системам относят пакет конечно-элементного анализа ANSYS, интегрированный со средами SolidWorks и AutoCad. Существенная разница между упругими свойствами материала компенсатора (полиуретан) и материала станины и штампа (конструкционные и инструментальные марки сталей) вызывают затруднения при реализации твердотельной модели в конечно-элементных пакетах. Поэтому в работе [3] предложена методика оценки НДС станины преса путем циклического расчета и сопоставления угловых деформаций станины и различных конструкций плоских компенсаторов.

Целью настоящей работы является анализ угловых деформаций и растягивающих напряжений в станине кривошипного преса открытого типа при

работе с упругими компенсаторами погрешностей системы «пресс-штамп» различных конструкций и оценка их эффективности.

Согласно алгоритму работы [3], рассчитывали НДС станины кривошипного пресса открытого типа номинальной силой 0,16 МН (рис. 1, а), твердотельная модель которого приведена на рис. 1, б. Виртуальное нагружение задавали путем приложения деформирующей силы P в точке соединения шатуна и ползуна пресса.

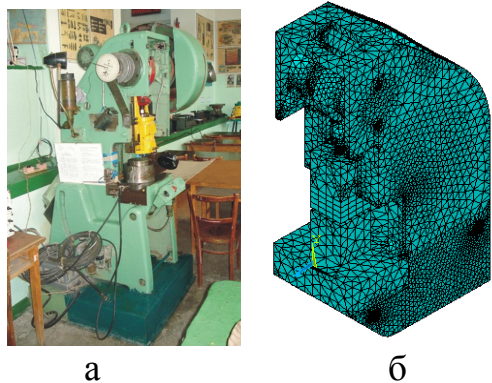


Рис. 1. Фотография кривошипного пресса открытого типа (а) и его твердотельная модель (б)

На данной модели были выбраны характерные точки 1 – 8 (рис. 2), для которых рассчитывали показатели НДС, причем точки 1, 2, 3, 4 симметричны точкам 5, 6, 7, 8 соответственно. После нагружения станины заданной технологической силой P , получали следующие характеристики: компоненты тензора напряжений σ_x , σ_y , σ_z , γ_{xy} , γ_{yz} , γ_{xz} ; интенсивность напряжений σ_i ; эквивалентное напряжение σ_e (по Мизесу).

Рассматривали упругие компенсаторы трех различных конструкций. Первая конструкция (рис. 3, а) представляет собой полиуретановую пластину высотой 14 мм и размерами 220x140 мм, вторая (рис. 3, б) и третья (рис. 3, в) конструкции дополнены отверстиями. Для построения твердотельных моделей использовали конечные элементы (КЭ) типа SOLID92 и SOLID95 (рис. 4). Моделировали нагружение пресса с компенсаторами, причем упругие элементы, приведенные на рис. 3, б и рис. 3, в, размещали двумя способами: более жесткой и менее жесткой стороной к станине. Схема деформации компенсатора приведена на рис. 5.

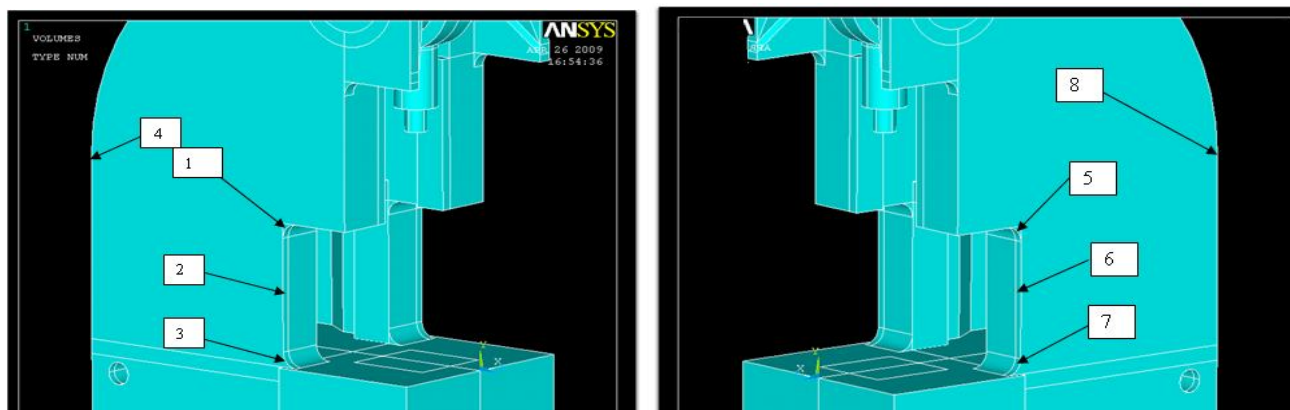


Рис. 2. Модель кривошипного пресса открытого типа:

1, 5 – точки на верхних радиусах изгибов стоек пресса; 2, 6 – точки на серединах высот стоек пресса (опасное сечение); 3, 7 – точки на нижних радиусах изгибов стоек пресса; 4, 8 – точки на радиусах изгибов станины тыльной стороны пресса

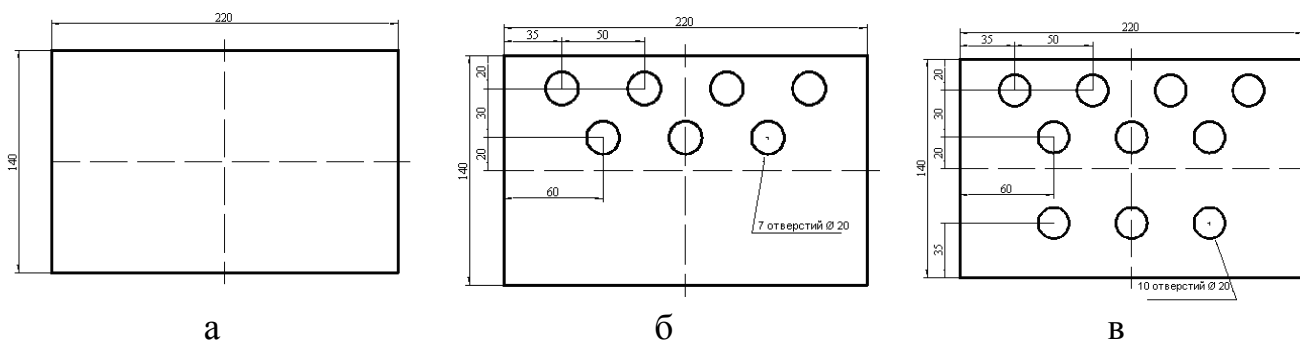


Рис. 3. Конструкции полиуретановых компенсаторов без отверстий (а), с 7-ю отверстиями (б) и с 10-ю отверстиями (в)

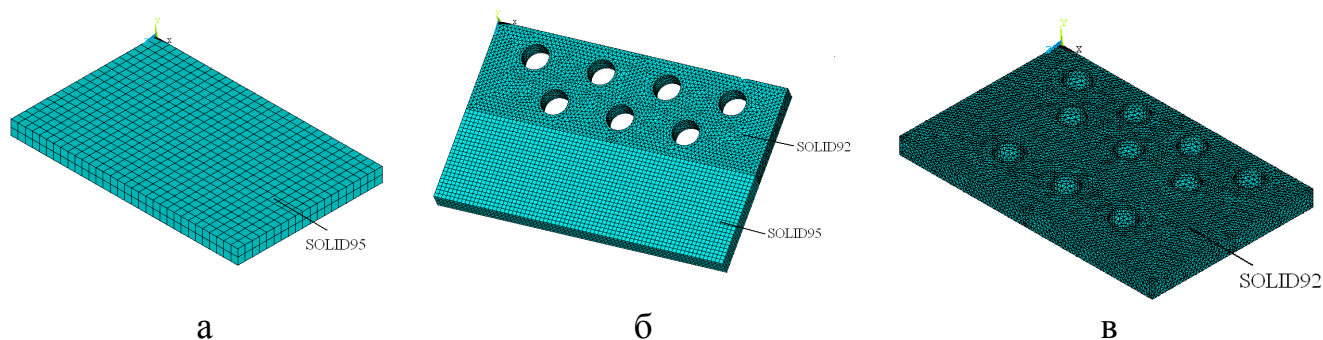


Рис. 4. Твёрдотельные модели с сеткой конечных элементов на верхней поверхности компенсаторов без отверстий (а), с 7-ю отверстиями (б) и с 10-ю отверстиями (в)

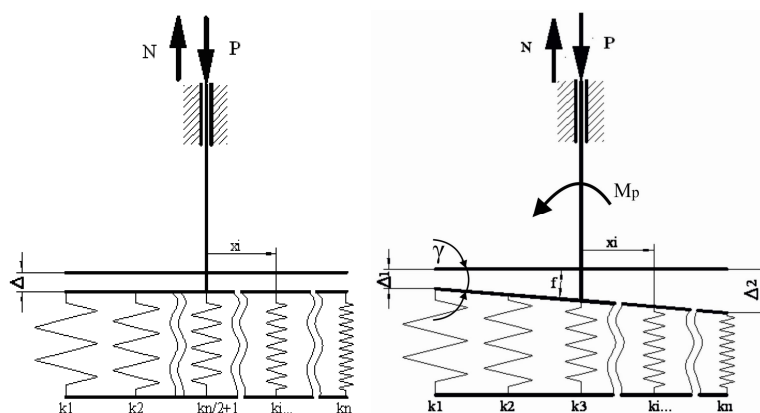


Рис. 5. Схема деформации компенсатора без учета перекосов ползуна (а) и с учетом угловой деформации станины (б):

k_i и Δ_i – жесткость и перемещение i -го КЭ; x_i – расстояние от оси приложения нагрузки до i -го КЭ; N – суммарная реакция в узлах жесткости компенсатора; γ – угловая деформация; M_p – эквивалентный момент реакции

Принимали следующие свойства материала, соответствующие марке полиуретана СКУ-ПФЛ-100: модуль упругости $E = 69$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,49$. Согласно методике [3] задавали перемещения узлов верхней плоскости Δ_1 и Δ_2 (см. рис. 5, б), при этом в качестве граничных условий на

нижней поверхности компенсатора их принимали равными нулю, после чего производили статический расчет.

По заданной силе P и угловой деформации станины γ для каждого компенсатора определяли величину смещения центра давления и эквивалентный момент реакции M_p , создаваемый упругим элементом.

Для идентификации результатов моделирования компенсаторы обозначены номерами: 1 – компенсатор без отверстий; 2 – компенсатор с 7-ю отверстиями, развернутый менее жесткой стороной к станине пресса; 3 – компенсатор с 7-ю отверстиями, развернутый более жесткой стороной к станине пресса; 4 – компенсатор с 10-ю отверстиями, развернутый менее жесткой стороной к станине пресса; 5 – компенсатор с 10-ю отверстиями, развернутый более жесткой стороной к станине пресса.

На рис. 6 приведены зависимости эквивалентного момента реакции M_p , создаваемого упругими компенсаторами различной формы (см. рис. 4), от технологической силы. При нагружении пресса без использования компенсатора $M_p = 0$. При увеличении технологической нагрузки в диапазоне от 70 кН до 150 кН значения момента реакции при использовании компенсатора № 1 возрастают в пределах 14,5÷31,3 Н·мм, при использовании компенсатора № 2 – в пределах 188,8÷434,6 Н·мм, № 3 – 189,2÷421,4 Н·мм, № 4 – 123,1÷280,9 Н·мм, № 5 – 123,4÷246,9 Н·мм. Таким образом, наибольший момент реакции соответствует упругим компенсаторам № 2 и № 3 (с 7-ю отверстиями), т.е. установлено, что разворот компенсатора относительно станины приводит к реализации одинаковых моментов реакции M_p .

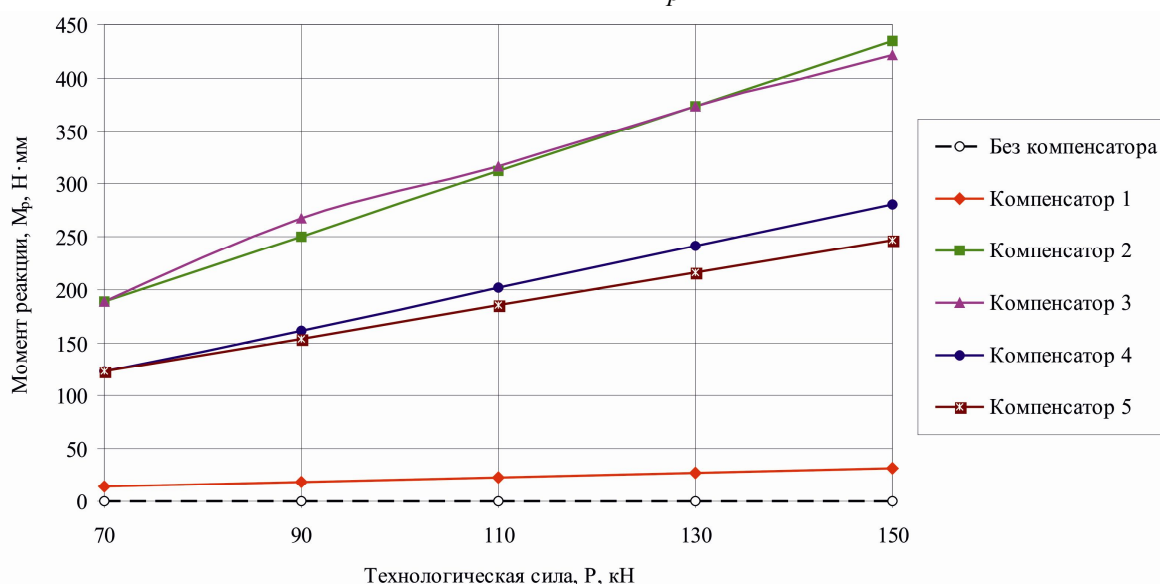


Рис. 6. Сравнение графиков зависимостей момента реакции (M_p), создаваемого различными упругими компенсаторами, от технологической силы (P)

На рис. 7 приведены зависимости угловой деформаций станины γ от технологической силы без применения компенсатора и с использованием компенсаторов переменной жесткости. Результаты моделирования показали, что

при технологической нагрузке в диапазоне от 70 кН до 150 кН величина угловой деформации раскрытия станины без использования компенсатора возрастает в пределах $0,006 \div 0,013$ рад. Использование компенсатора № 1 позволяет снизить угловую деформацию станины на 10 %, использование компенсаторов № 2 и № 3 – на 22 %, компенсаторов № 4 и № 5 – на 17 %. Таким образом, подтверждено, что наиболее эффективным является применение упругих компенсаторов № 2 и № 3 (с 7-ю отверстиями), что обеспечивается наибольшим эквивалентным моментом реакции.

На рис. 8 представлено сравнение зависимостей растягивающих напряжений σ от технологической силы в характерной точке «2» (см. рис. 2), полученных при теоретическом расчете и экспериментальной проверке, результаты которых приведены в работе [4], с данными моделирования НДС без использования компенсатора.

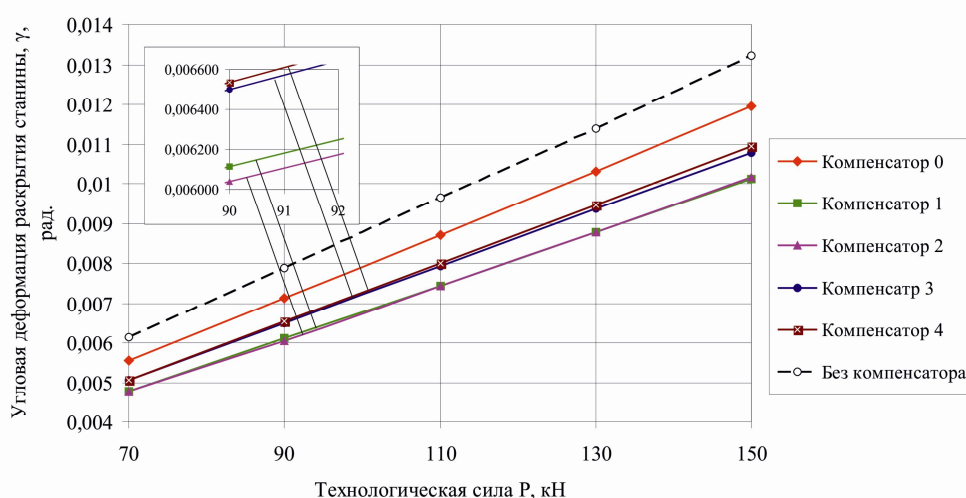


Рис 7. Графики зависимостей угловой деформаций станины прессы от технологической силы при использовании упругих компенсаторов

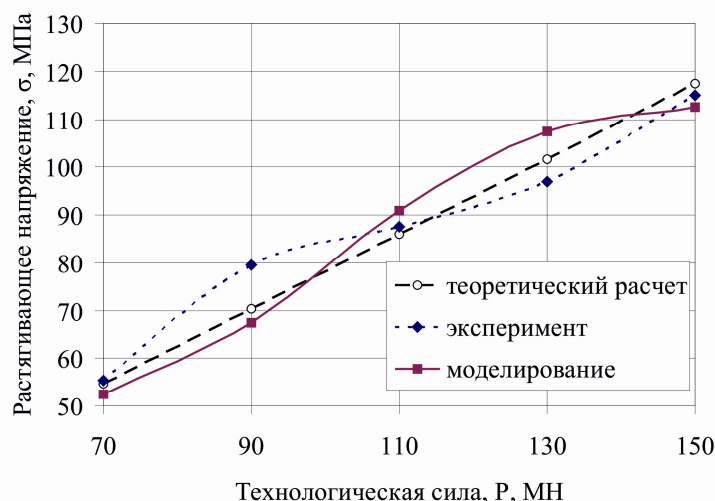


Рис. 8. Графики зависимостей растягивающих напряжений от технологической силы в характерной точке «2» при работе прессы без компенсатора

Увеличение технологической нагрузки от 70 кН до 150 кН приводит к росту величины растягивающего напряжения от 54,7 МПа до 117,4 МПа для теоретических данных, от 55,5 МПа до 115,0 МПа – для данных эксперимента, от 52,5 МПа до 112,5 МПа – для моделирования. При сравнении результатов моделирования с теоретическими данными расчета σ [4] установлено, что величина среднеквадратической ошибки составляет 4,4 %, а при сравнении с результатами эксперимента [4] – 7,5 %.

На рис. 9 приведены зависимости растягивающих напряжений в станине прессы от технологической силы при использовании упругих компенсаторов переменной жесткости для характерных точек «1», «2», «3», «4».

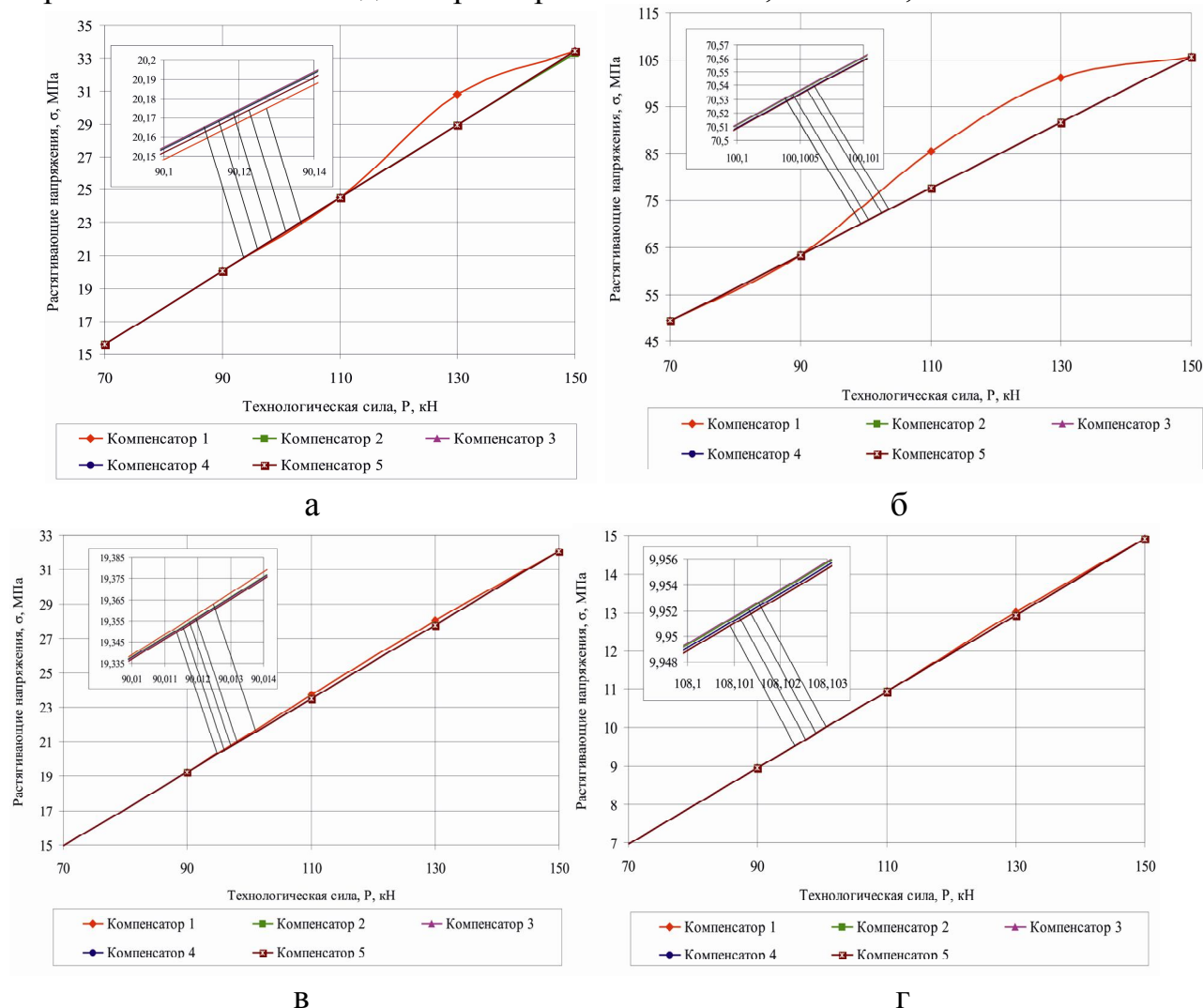


Рис. 9 – Графики зависимостей растягивающих напряжений в характерных точках «1» (а), «2» (б), «3» (в), «4» (г) от технологической силы при использовании упругих компенсаторов переменной жесткости

Анализ полученных зависимостей показал, что использование упругого компенсатора № 1 позволяет снизить растягивающие напряжения в опасном сечении, определяемом точками «2» и «6», на 6 %, а использование компенсаторов № 2, № 3, № 4 и № 5 – в среднем на 10 % по сравнению с работой прессы без компенсатора.

Выводы. На основе разработанной конечно-элементной модели и методики расчета НДС станины пресса при работе с упругими компенсаторами различной формы выполнен расчет угловых деформаций и растягивающих напряжений. Показано, что наиболее эффективным является использование компенсаторов № 2 и № 3 (с 7-ю отверстиями), сопровождающееся реализацией максимального значения эквивалентного момента реакции. Это позволяет снизить угловые деформации станины на 10 – 22 % и растягивающие напряжения в опасном сечении – на 6 – 10 %. Установлено, что монтаж компенсаторов № 2 и № 3 (с 7-ю отверстиями), а также № 4 и № 5 (с 10-ю отверстиями) более жесткой или менее жесткой стороной к тылу пресса существенного влияния на НДС станины не оказывает.

Список литературы: 1. *Диамантопуло К. К.* Компенсация несоосности системы «пресс-штамп» изношенного штамповочного оборудования / *К. К. Диамантопуло, В. В. Кухарь, А. И. Евтеев* // *Металлургические процессы и оборудование*. – Июнь 2005 г. – № 2. – С. 31–34. 2. Пат. 11782 Україна, МПК(2006) В 21 В 23/00. Компенсатор похибок напряму переміщення повзуна преса / *Диамантопуло К. К., Кухар В. В., Єрмолов Д. В.* (Україна); заявник і патентовласник Приазовський держ. техн. ун-т. – № u200505677; заяв. 13.06.2005; опубл. 16.01.2006, Бюл. № 1. – 4 с.; іл. 3. *Кухарь В. В.* Методика оценки напряженно-деформированного состояния станины кривошипного пресса открытого типа при работе с упругими компенсаторами перекосов ползуна / *В. В. Кухарь, А. А. Никитченко, Е. Ю. Балалаева, О. А. Тузенко* // *Захист металургійних машин від поломок*: Зб. наук. пр. – Маріуполь: ПДТУ, 2009. – Вип. 11. – С. 176 – 182. 4. *Кухарь В. В.* Экспериментальное исследование напряжений в станине кривошипного пресса открытого типа при работе с упругими компенсаторами перекосов ползуна / *В. В. Кухарь, Е. Ю. Балалаева* // *Вісник Донбаської державної машинобудівної академії*: Зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2009. – С. 177 – 181.

УДК 621.762.4

САВЕЛОВ Д.В., канд. техн. наук, доц.,
ДРАГОБЕЦКИЙ В.В. докт. техн. наук, проф.,
КНУ имени Михаила Остроградского, г. Кременчуг

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ВИБРАЦИОННОГО ФОРМОВАНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОРОШКОВ

Уточнена существующая и предложена более общая гипотеза, которая позволяет описать вибрационный процесс формования изделий из конструкционных металлических порошков. Получены теоретические выражения для определения нарастания плотности смеси из металлического порошка в зависимости от величины и вида динамической нагрузки, позволяющие обосновать режимы вибрационного и основные параметры вибрационной машины, построена реологическая модель смеси из металлического порошка.

Ключевые слова: математическая модель, вибрационный процесс, конструкционный металлический порошок, плотность, динамическая нагрузка, вибрационная машина.

Уточнена існуюча та запропонована більш загальна гіпотеза, яка дозволяє описати вібраційний процес формування виробів з конструкційних металевих порошків. Отримано теоретичні залежності для визначення нарощування щільності суміші з металевого порошку залежно від величини та виду динамічного навантаження, які дозволяють обґрунтувати режими вібраційної дії та основні параметри вібраційної машини, побудовано реологічну модель суміші з металевого порошку.

Ключові слова: математична модель; вібраційний процес, конструкційний металевий порошок, щільність, динамічне навантаження, вібраційна машина.

The present hypothesis has been revised and a more general hypothesis has been presented describing the vibrational forming process of construction metal powder articles. Theoretical expressions have been defined for determination of density increase of a metal powder mix depending on the value and type of the dynamic loading and allowing to ground the regimes of vibrational influence and the main parameters of a vibrational machine, the rheological model of powder-like mixture is built.

Key words: mathematical model, vibrational process, construction metal powder, density, dynamic loading, vibrational machine.

Актуальность работы. При осуществлении технологического процесса формования заготовок и изделий из металлических порошков на вибрационных прессах происходит взаимодействие вибрирующего пуансона с обрабатываемой смесью из металлического порошка, находящейся в пресс-форме. Основной задачей теории уплотнения смесей из металлических порошков является создание рабочей гипотезы, позволяющей описать процесс деформирования слоя смеси из металлического порошка и обоснованно выбрать как уплотняющие средства, так и интенсивность вибрационного воздействия на смесь из металлического порошка при наименьших энергетических затратах. Существующая основная гипотеза вибрационного формования базируется на том, что порошковая масса при вибрировании приобретает свойства вязкой жидкости и в соответствии с законом Паскаля заполняет формы различной сложности вблизи вибрирующей поверхности [1-4]. Однако представленная теория не в полной мере описывает вибрационный процесс формования заготовок и изделий из металлических порошков и требует дальнейшего уточнения.

Целью работы является создание теории, позволяющей описать вибрационный процесс формования смесей из металлических порошков, выбрать основные параметры вибрационного оборудования и установить требуемый режим вибрационного воздействия на смесь из металлического порошка.

Материал и результаты исследований. Смесь из металлического порошка (далее порошковая смесь) представляет собой рыхлую среду с произвольной формой и ориентированием хорошо смачиваемых металлических частиц и их агрегатов, покрытых пленками наполнителя или поверхностно-активных веществ (ПАВ). В качестве наполнителей применяют 7-8 % раствор синтетического каучука в бензине, парафин, поливиниловый спирт, глицерин в количестве 100-150 см³ на 1 кг смеси [4]. В качестве ПАВ для формования порошков железа, никеля, кобальта, тугоплавких металлов используются карбоновые кислоты и спирты жирного ряда; для формования порошков цветных металлов – водные коллоидные растворы жирных кислот; для формования различных порошков – защитные коллоиды [4].

При вибрационном воздействии периодические импульсы, передаваемые от вибрирующего пуансона, создают в уплотняемом слое порошковой смеси упругопластические волны деформаций, периодически создающие напряжения сжатия и растяжения, что приводит к уменьшению сил поверхностного натяжения наполнителя или ПАВ, нарушению первоначальных связей в смеси, увеличению подвижности металлических частиц порошка. Большая подвижность металлических частиц порошка приводит к их соударениям, переориентации и относительному сближению друг с другом с образованием большего количества контактов, вытеснению воздуха и образованию более плотной упаковки.

В начале процесса вибрационного формования, длящегося несколько секунд, происходит заметная осадка (пластическая деформация) порошковой смеси. При этом происходит дополнительное перемешивание порошковой смеси. Вместе с увеличением подвижности порошковой смеси возрастают инерционные силы, действующие на металлические частицы смеси и покрывающие их пленки наполнителя или ПАВ. Когда инерционные силы превышают силы поверхностного натяжения, от поверхности металлических частиц отделяется часть наполнителя или ПАВ, которая заполняет пространство между металлическими частицами, обеспечивая тем самым роль смазки, а также способствует лучшей передаче вибрационного воздействия по всей толщине формируемого слоя.

Для формования заготовок и изделий из металлических порошков требуются вибрационные воздействия большой интенсивности, способные вызвать такие инерционные силы, которые по своей величине будут превышать силы поверхностного натяжения пленок наполнителя или ПАВ. Так как инерционные силы пропорциональны ускорениям, то для перевода порошковой смеси в тиксотропное состояние необходимы высокочастотные режимы формования с малыми амплитудами [1, 4].

После перевода порошковой смеси в состояние повышенной текучести следует заключительный этап процесса уплотнения смеси – формирование плотной структуры с одновременным разрушением агрегатов из слипшихся между собой металлических частиц. Этот процесс наиболее длительный и трудоемкий. Для его интенсификации необходимо развить в порошковой смеси достаточно большое динамическое давление. Повысить динамическое давление можно за счет увеличения размаха колебаний путем применения жестко-упругих ограничителей хода, пригрузов и вибропригрузов при формовании заготовок и изделий из металлических порошков. По мере возрастания плотности порошковой смеси возрастают напряжения, необходимые для разрушения образовавшихся связей и дальнейшего роста уплотнения, т.е. каждому значению плотности соответствует свое минимальное значение напряжений, обеспечивающих разрушение структуры порошковой смеси. При этом пластическая деформация порошковой смеси при каждом последующем цикле нагружения уменьшается. Поскольку напряжения и частота их приложения оказывают существенное влияние на процесс формования, то в качестве основного фактора, определяющего характер процесса уплотнения, можно

принять произведение этих параметров, называемое интенсивностью динамической нагрузки [5]. Интенсивность динамической нагрузки I_d может быть найдена из следующей зависимости [5, 6]:

$$I_d = \sigma_0 \cdot \omega, \quad (1)$$

где σ_0 – амплитуда напряжений, возникающих в уплотняемом слое порошковой смеси; ω – угловая частота колебаний.

Согласно эмпирическому закону Герстнера зависимость относительной пластической деформации уплотняемого слоя порошковой смеси от прикладываемой нагрузки может быть аппроксимирована выражением [7]:

$$\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 = b \cdot P^n, \quad (2)$$

где ε – величина относительной пластической деформации; ε_1 – упругая составляющая деформации; ε_2 – пластическая составляющая деформации; P – динамическая нагрузка; b и n – эмпирические коэффициенты, характеризующие упругопластические деформации (с учетом динамичности нагружения).

Аналогичной зависимостью определится максимальная относительная величина пластической деформации $\varepsilon_{\max}$, при которой достигается полное уплотнение слоя порошковой смеси:

$$\varepsilon_{\max} = b \cdot P_k^n, \quad (3)$$

где P_k – значение динамической нагрузки, при которой достигается требуемая плотность формуемого изделия из металлического порошка.

Рассмотрим модель пластического деформирования слоя порошковой смеси при действии внешней динамической нагрузки P , схема которой приведена на рис. 1.

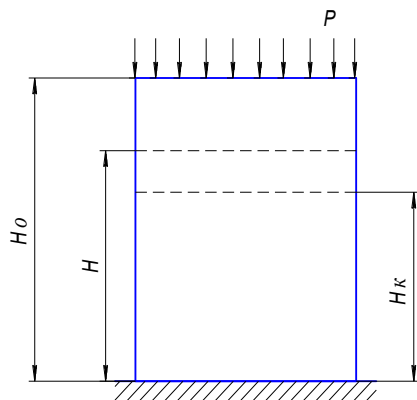


Рис. 1 – Расчетная схема пластического деформирования слоя порошковой смеси

В представленной на рис. 1 схеме H_0 и H_k – высота формуемого слоя соответственно в неуплотненном состоянии при насыпной плотности ρ_0 и в уплотненном состоянии при окончательном значении плотности ρ_k ; H – промежуточное значение высоты формуемого слоя при плотности ρ .

Поскольку при деформировании слоя порошковой смеси его масса m остается постоянной, то значения высот H_0, H и H_k можно представить в следующем виде:

$$H_0 = \frac{m}{S \cdot \rho_0}; H = \frac{m}{S \cdot \rho}; H_k = \frac{m}{S \cdot \rho_k}, \quad (4)$$

где S – площадь основания формуемого слоя порошковой смеси.

Исходя из расчетной схемы, представленной на рис. 1 и выражений (4) найдем величины пластических деформаций ε и $\varepsilon_{\max}$ в следующем виде:

$$\varepsilon = \frac{\Delta H}{H_0} = \frac{H_0 - H}{H_0} = \frac{\rho - \rho_0}{\rho}; \quad (5)$$

$$\varepsilon_{\max} = \frac{\Delta H_k}{H_0} = \frac{H_0 - H_k}{H_0} = \frac{\rho_k - \rho_0}{\rho_k}. \quad (6)$$

Подставляя выражения (5) и (6) в зависимости (2) и (3), получим:

$$\frac{\rho - \rho_0}{\rho} = b \cdot P^n; \quad (7)$$

$$\frac{\rho_k - \rho_0}{\rho_k} = b \cdot P_k^n. \quad (8)$$

Разделим выражение (7) на (8) и, проводя преобразования, получим уравнение для определения плотности уплотняемого слоя порошковой смеси в зависимости от величины прикладываемой динамической нагрузки:

$$\rho = \frac{\rho_0}{1 - \varepsilon_k \left(\frac{P}{P_k} \right)^n}. \quad (9)$$

Динамическую нагрузку, действующую в процессе вибрационного уплотнения слоя смеси, можно выразить через интенсивность динамической нагрузки I_d и продолжительность ее воздействия t [5, 6]:

$$P = I_d \cdot t = \sigma_0 \cdot \omega \cdot t. \quad (10)$$

На основании выражения (10) зависимость (9) преобразуется к виду:

$$\rho = \frac{\rho_0}{1 - \varepsilon_k \cdot \left(\frac{\sigma_0 \cdot \omega \cdot t}{P_k} \right)^n}. \quad (11)$$

Значение показателя n выбирается по данным [6] в зависимости от вида нагрузки и вида металлического порошка.

В том случае, когда порошковая смесь испытывает сложное напряженное состояние, возникающее при одновременном действии нормальных напряжений σ_0 в вертикальном направлении и касательных напряжений τ в горизонтальной плоскости, эквивалентное напряжение $\sigma_{\text{экв}}$ определится по гипотезе энергии формоизменения:

$$\sigma_{\text{экв}} = \sqrt{\sigma_0^2 + 3 \cdot \tau^2}. \quad (12)$$

В этом случае, зависимость (11) преобразуется к виду:

$$\rho = \frac{\rho_0}{1 - \varepsilon_k \left(\frac{\sigma_{\text{экв}} \cdot \omega \cdot t}{P_k} \right)^n}. \quad (13)$$

Таким образом, получена теоретическая зависимость, позволяющая описать закон нарастания плотности порошковой смеси при вибрационном воздействии

на неё в зависимости от физико-механических характеристик самой смеси, вида, направления и продолжительности вибрационного воздействия, частоты и величины импульсных напряжений порошковой смеси.

Полученное выражение (13) справедливо в том случае, если величина эквивалентного напряжения $\sigma_{\text{экв}}$, возникающего в уплотняемом слое, не меньше минимального напряжения σ_{min} , обеспечивающего предельное разрушение связей в порошковой смеси для образования плотной упаковки, т.е. $\sigma_{\text{экв}} \geq \sigma_{\text{min}}$.

Требуемую продолжительность вибрационного воздействия для достижений определенной плотности ρ в зависимости от вида вибрационного воздействия можно определить из выражений (13):

$$t = \frac{P_k}{\sigma_{\text{экв}} \cdot \omega \cdot t} \cdot \left(\frac{\rho - \rho_0}{\rho \cdot \varepsilon_k} \right)^{\frac{1}{n}}. \quad (14)$$

Интенсивность вибрационного воздействия нужно выбирать так, чтобы общая продолжительность вибрационного воздействия на порошковую смесь из металлического порошка не превышала 16 – 30 секунд [1].

В процессе вибрационного формования заготовок и изделий из металлических порошков каждый элементарный объём порошковой смеси подвержен действию инерционных и упруго-вязких сил, испытывает пластическое течение и обладает кинетической и потенциальной энергией. Это значит, что масса и упруго-вязко-пластичность распределены по всему объёму деформированной среды. Следовательно, порошковую смесь можно с достаточной степенью точности рассматривать как систему с распределенными параметрами, а упруго-вязко-пластические свойства порошковой смеси в каждом элементарном объёме представить реологической моделью, схема которой приведена на рис. 2.

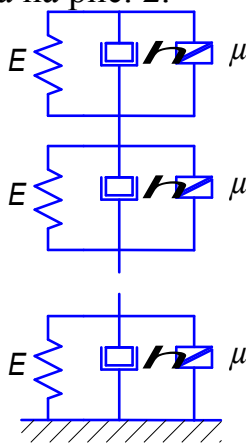


Рис. 2 – Схема расчетной реологической модели слоя порошковой смеси

Тогда при вертикальном деформировании слоя смеси, зависимость между напряжением и деформацией может быть описана уравнением:

$$\sigma = E \frac{\partial u}{\partial x} + \eta \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial t} + \text{sign}(\dot{x}) \mu \sigma_0, \quad (15)$$

где u и x – эйлерова и лагранжева координаты; E – динамический модуль упругой деформации порошковой смеси; η – коэффициент динамической вязкости, характеризующий внутреннее трение в порошковой смеси; μ – коэффициент сухого трения, позволяющий моделировать упрочнение слоя порошковой смеси в процессе пластической деформации.

Коэффициент динамической вязкости η существенно зависит от скорости распространения волны возмущения в уплотняемом слое, плотности и толщины

формуемого изделия [5, 6]:

$$\eta = a \cdot \rho \cdot H_1, \quad (16)$$

где a – скорость распространения волны деформации в уплотняемом слое порошковой смеси, которая в первом приближении может быть найдена из выражения $a = \sqrt{E/\rho}$; H_1 – расчетная толщина уплотняемого слоя порошковой смеси, принимаемая в зависимости от соотношения толщины уплотняемого слоя и длины волны возмущения L :

$$L = \frac{2 \cdot \pi}{\omega} \cdot \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad (17)$$

если толщина уплотняемого слоя $H \leq \frac{1}{4} \cdot L = \frac{\pi}{2 \cdot \omega} \cdot \sqrt{\frac{E}{\rho}}$, то $H_1 = H$;

если $H > \frac{1}{4} \cdot L$, то $H_1 = \frac{1}{4} \cdot L = \frac{\pi}{2 \cdot \omega} \cdot \sqrt{\frac{E}{\rho}}$.

Динамическая нагрузка P , действующая на порошковую смесь, вызывает в ней напряжения σ_0 , обеспечивающие предельное разрушение структуры порошковой смеси и вызывают в ней необратимые пластические деформации (сдвинуть клин, моделирующий уплотняющийся пластический элемент μ на рис. 2).

При пластических деформациях вибрирующий формующий пуансон воздействует на порошковую смесь следующими силами: силой F_n , действующей в плоскости вибрационного формующего пуансона, вызывая необратимые деформации обрабатываемой порошковой смеси и стремится сдвинуть ее относительно рабочего органа, а также силой N_n , действующей в перпендикулярном направлении и спрессовывающей обрабатываемую смесь.

При скольжении обрабатываемой среды по вибрирующему пуансону на последний действует напряжение от силы сухого трения, значения которого можно представить следующей зависимостью:

$$\sigma_{\pm} = \text{sign}(\dot{x}) \mu \sigma_0. \quad (18)$$

Выводы. Уточнена существующая и предложена более общая гипотеза, позволяющая описать вибрационный процесс формования заготовок и изделий из металлических порошков при вибрационном уплотнении их формующим пуансоном. Получены теоретические зависимости для определения нарастания плотности порошковой смеси и продолжительности вибрационного воздействия в зависимости от величины динамической нагрузки, позволяющие обосновать режимы вибрационного воздействия и основные параметры вибрационного оборудования. Предложена реологическая модель порошковой смеси для исследования закономерностей взаимодействия вибрирующего пуансона с обрабатываемой порошковой средой.

Список литературы: 1. Порошковая металлургия / С.С. Кипарисов, Г.А. Либенсон. – Москва: Металлургия, – 1980. – 496 с. 2. Пористые материалы / Б.Б. Еськов, Д.В. Лагунов, В.С. Лагунов. – Воронеж, 1995. – 256 с. 3. Жданович Г.К. Теория прессования металлических

порошков / Г.К. Жданович. – Москва : Машиностроение, 1969. – 303 с. 4. Раковский В.С. Порошковая металлургия в машиностроении : справочник / В.С. Раковский, В.В. Саклинский. – Москва : Машиностроение, 1972. – 126 с. 5. Іткін О.Ф. Наукові основи розробки вібраційних машин для ущільнення цементобетонних сумішей: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : спец. 05.05.02 «Машини для виробництва будівельних матеріалів і конструкцій». – Харків, 2008. – 44 с. 6. Маслов А.Г. Вибрационные машины и процессы в дорожном строительстве / А.Г. Маслов, В.М. Пономарь. – Київ : Будівельник, 1985. – 128 с. 7. Батуев Г.С. Инженерные методы исследования ударных процессов / Г.С. Батуев, Ю.В. Голубков, А.К. Ефремов. – Москва : Машиностроение, 1977. – 240 с.

УДК 621.735.2.043

ТАРАНЕНКО М.Е., докт. техн. наук, проф., НАКУ «ХАИ», Харьков
МАКОВЕЦКИЙ А.В., ассистент, НАКУ «ХАИ», Харьков

МОДЕЛИРОВАНИЕ РЕСУРСΟΣБЕРЕГАЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ГОРЯЧЕЙ ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКИ ПОКОВОК ИЗ АВИАЦИОННЫХ СПЛАВОВ В УСЛОВИЯХ ИЗОТЕРМИЧЕСКОГО И ПРИБЛИЖЕННЫХ К НЕМУ ДЕФОРМИРОВАНИЯ

Приведены возможности использования изотермической штамповки для получения качественных поковок с тонкими полотнами, тонкими и высокими ребрами. Предложено конечно-элементное решение задачи горячей объемной штамповки в штампах с дополнительными элементами формы. Выполнено решение для случая штамповки поковок П-образной формы из авиационного сплава типа В95. Проведен анализ полученных результатов.

Наведено можливості використання ізотермічного штампування для отримання якісних поковок з тонкими полотнами, тонкими і високими ребрами. Запропоновано скінчено-елементне рішення задачі гарячого об'ємного штампування у штампах з додатковими елементами форми. Виконано рішення для випадку штампування поковок П-образної форми з авіаційного сплаву типу В95. Проведено аналіз отриманих результатів.

The possibility of using isothermal forging to produce high-quality forgings with thin blades, thin and tall fins are given. A finite-element decision of the problem of open-die forging with a flash in dies with additional shape elements is offered. The decision for the case of forging П-shaped billets from aircraft alloy such as В95. Analysis of the results is carried out.

Свою актуальность вопрос разработки и исследования технологий изотермической штамповки приобрел в середине XX века с появлением жаростойких и жаропрочных инструментальных материалов. Изначально данная технология разрабатывалась и внедрялась на предприятиях авиационной промышленности, однако уже в 70-е годы XX века нашла свое применение на машиностроительных предприятиях [1].

Изотермическая штамповка представляет собой процесс горячего деформирования заготовок в штамповом инструменте, при котором заготовка и инструмент нагреты до температуры горячей штамповки материала. Устраненная

при этом потеря тепла заготовкой в штампе обеспечивает возможность медленной деформации при мягком, пластичном состоянии материала при относительно небольших усилиях деформации. Таким образом, появляется возможность изготовления поковок с тонкими фасонными элементами на относительно небольших прессах.

Изотермическая штамповка выполняется на тихоходных (в частности гидравлических) прессах, у которых значение перемещения траверсы не превышает 5 мм/сек. Так как штамповый инструмент нагревают приблизительно до той же температуры, что и заготовку, обычные инструментальные стали не могут быть использованы для изготовления штампов для штамповки в изотермических условиях из-за их недостаточной стойкости. Таким образом для штамповой оснастки могут применяться теплостойкие стали либо жаропрочные сплавы. Так, при изотермической штамповке алюминиевых сплавов рабочий инструмент изготавливают из теплостойких сталей марок 5ХНМ, 4Х5В2ФС и др. При изотермической штамповке титановых сплавов требуется термостойкость в диапазоне от 850 до 950 °С (рекомендуемый диапазон температур нагрева штампа вместо 370...430 °С, заданных по ТИ). Для такого диапазона применяют следующие материалы: высокотемпературные сплавы на основе никеля; металлы или их сплавы с высокой температурой плавления (молибден); керамические материалы.

Штамповка в условиях изотермического деформирования и приближенных к нему обладает рядом преимуществ перед традиционной горячей объемной штамповкой [1-3]. К ним следует отнести более равномерное распределение температуры по сечению поковки, меньшее значение потребного усилия деформирования, повышенную пластичность материала из-за более полного разупрочнения, однородность деформации.

Результаты приведенных в литературе работ [2,5] свидетельствуют о целесообразности применения для моделирования процессов горячей объемной штамповки специализированных программных продуктов для моделирования процессов ковки и объемной штамповки (QFORM, DEFORM, FORGE). Перечисленные системы основаны на широко используемом для исследования процессов обработки металлов давлением методе конечных элементов. В отличие от традиционных технологий проектирования технологических процессов, позволяющих получить результат с огромными затратами времени, материало- и энергоресурсов, компьютерное моделирование позволяет сделать это уже через несколько часов. При этом можно проследить за формоизменением материала заготовки, увидеть возможные дефекты, вызванные несовершенством конструкции оснастки или технологических параметров процесса, получить информацию о напряженно-деформированном состоянии заготовки и энергосиловых параметрах процесса.

Таким образом, целью настоящей работы является исследование методом имитационного компьютерного моделирования процесса штамповки поковок П-образной в сечении и удлиненной в плане формы из труднодеформируемых алюминиевых сплавов типа В95 для отработки разрабатываемого

технологического процесса штамповки и уточнения расчетов конструкции штамповой оснастки.

Выбор объекта исследования обусловлен широким распространением в авиационных конструкциях (заготовки деталей типа балок, кронштейнов, фитингов). Возможность снижения веса в несколько раз при замене стальных деталей на алюминиевые и титановые, с сохранением показателей прочности и долговечности, позволили деталям из этих сплавов прочно утвердиться в составе узлов летательных аппаратов.

Трёхмерная модель типопредставителя таких деталей приведена на рис.1.

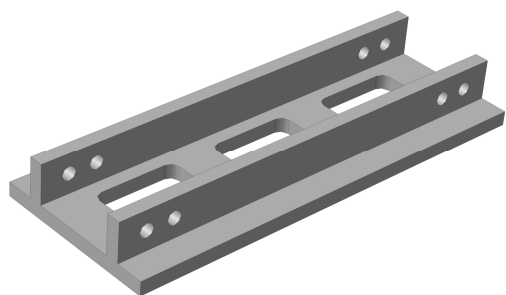


Рис.1. Трёхмерная модель детали

Получение поковки П-образной в сечении формы (поковки с тонкими полостями и тонкими и высокими ребрами) представляет значительную технологическую трудность. Неправильно выбранные соотношения геометрических размеров элементов поковки приводят в процессе штамповки к возникновению следующих дефектов: складок, зажимов,

незаполнений и т.д. Для получения заготовок приведенных деталей методом горячей объемной штамповки авторами работы [6] Маковецким В.В. и Маковецким А.В. разработан способ штамповки в штампах с дополнительными элементами формы. Соответственно предложенному способу штамповки используется штамп, состоящий из двух ручьёв. При этом предварительный ручей штампа имеет гравюру, обладающую дополнительными (направляющими) выступами на верхней стороне гравюры, отвечающими полостям, формирующим оребрение. Скругленный профиль направляющего выступа позволяет изменить течения материала заготовки и обеспечивает преимущественное затекание металла в сторону ребер до выхода металла в облой. В окончательном ручье штампа происходит обжим образованных полостей в теле поковки, полученной в предварительном ручье штампа, с дальнейшей их переформовкой в готовую поковку.

Разработана конечно-элементная (КЭ) модель в которой, приложение нагрузки к заготовке моделируется путём задания перемещения вдоль вертикальной оси верхней половинки штампа за один шаг (процесс штамповки в предварительном ручье был разбит на 100 шагов, окончательном на 50). Начальная скорость движения инструмента задана равной 0,25 м/с. Температура нагрева под штамповку - 430 ± 20 °С (алюминиевый сплав типа В95). Установлено, что данная КЭ модель адекватно описывает напряженно-деформированное состояние поковки с точностью до 20 %. Проверка производилась путем сравнения расчетных данных с результатами эксперимента, приведенного в работе [4,7] и результатами теоретического расчета с использованием вариационного метода Треффца [6].

Ввиду того, что в разработанном технологическом процессе штамповки применяется штамп с двумя ручьями (предварительным и окончательным) и

таким образом совмещены две формоизменяющие операции, компьютерная модель разделена на две стадии, решаемые в программном пакете типа DEFORM последовательно с сохранением базы данных о напряженно-деформированном состоянии поковки в предварительном ручье.

Верхняя и нижняя часть штампа моделировались как жесткие тела (в виду малости деформаций штампа по сравнению с деформациями заготовки) Контактное взаимодействие заготовки с частями штампа моделируется кинематическим условием непроникновения, условием равенства нормальных сил на контактных поверхностях штампа и заготовки, касательной силой, обусловленной трением между контактирующими телами (коэффициент трения для случая горячей штамповки со смазкой $\mu=0,3$).

В ходе отработки задачи при появлении зон затруднённого деформирования металла программа в автоматическом режиме перестраивала сетку конечных элементов.

На рис. 2 приведена форма заготовки и распределение напряжений и деформаций в деформируемой заготовке в предварительном и окончательном ручье на окончательной стадии штамповки.

Результаты моделирования процесса штамповки в предварительном ручье штампа свидетельствуют о том, что материал заготовки полностью заполнил ручей штампа без дефектов формы, а выбранная ширина мостика облойной канавки позволила создать нужное сопротивление течению металла, и таким образом заполнить по высоте П-образные выступы и боковые вылеты полотна поковки до вытекания металла в облойную канавку.

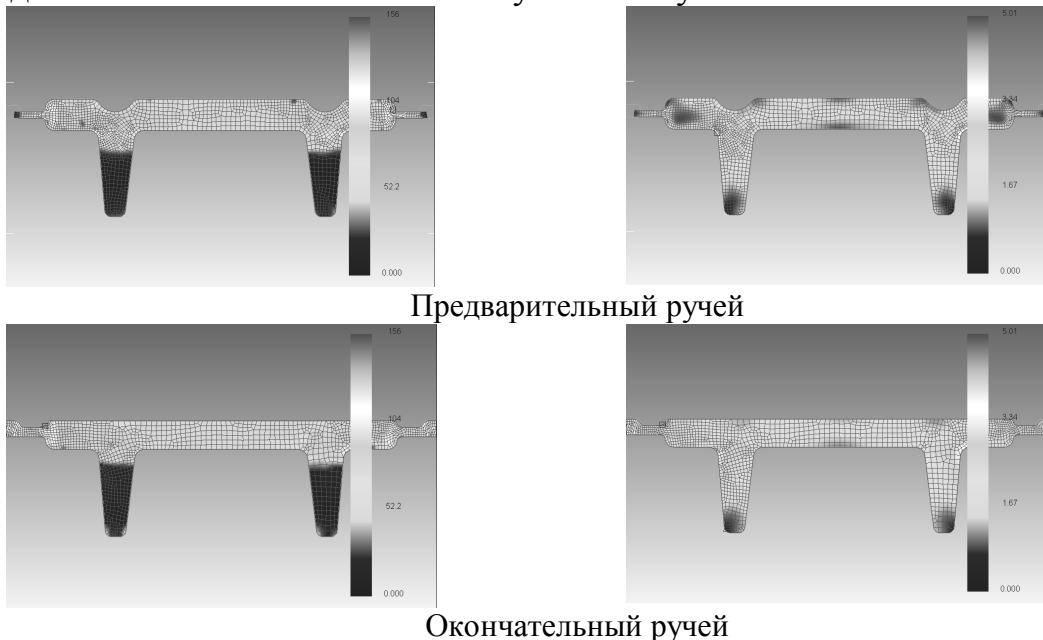


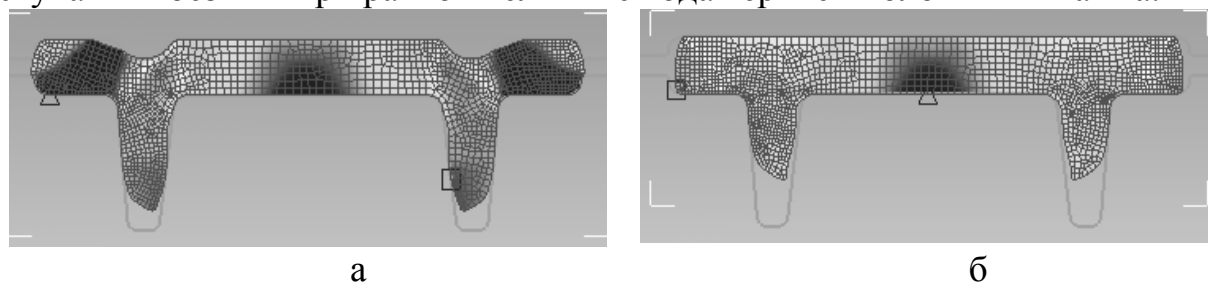
Рис. 2. Распределение интенсивности напряжений (слева) и деформаций (справа) при моделировании штамповки поковки П-образной в сечении и удлинённой в плане формы

Распределение напряжений по телу поковки на окончательной стадии штамповки в предварительном ручье носит равномерный характер, кроме

незначительного роста значений в теле полотна до 80 МПа и в зоне, соответствующей дополнительным выступам на гравюре верхней части штампа – до 100 МПа. Максимального значения напряжения достигают в области мостика облойной канавки (до 120 МПа). Интенсивность деформаций по телу поковки при этом составляет и 0,8-2,2. Максимальные деформации распределены в области перехода полотна в П-образный выступ (значение интенсивности деформации от 2 до 2,6), что свидетельствует о проработке металла в этой области.

В окончательном ручье штампа происходит обжим образованных полостей в теле поковки, металл движется в сторону перпендикулярную оси симметрии поковки по направлению к облою. Таким образом, на окончательной стадии процесса мы формируем полотно поковки до заданной высоты, сформировав П-образные выступы на предварительной стадии. Результаты моделирования процесса штамповки в окончательном ручье свидетельствует о том, что материал заготовки полностью заполнил гравюру штампа, оформив заданную геометрию полотна и готовой поковки.

При моделировании процесса объемной штамповки поковки П-образной в сечении формы была подтверждена эффективность предложенного способа штамповки в штампе с дополнительными элементами формы. Анализ производился путем сравнения картины распределения скоростей частиц материала заготовки в штампе с направляющими выступами и в штампе с плоской формой гравюры верхней части штампа. На рис. 4 приведена промежуточная форма деформируемой заготовки и картина распределения скоростей частиц металла в штампе с разработанными дополнительными выступами и без них при равной величине хода верхней половины штампа.



Δ , $\square$ – минимальное и максимальное значение

Рис. 3. Картина распределения скоростей частиц в теле поковки в штампе с разработанными дополнительными выступами (а) и без них (б)

Так в штампе со специально созданными выступами (рис. 3,а) скорость течения частиц металла растёт в направлении П-образного выступа (ребра), достигая наивысшего значения в его нижней части. Это позволяет оформить оребрение с заданной геометрией на предварительной стадии штамповки. При этом величина недоштамповки ребра по высоте в случае применения штампа с направляющими выступами в 2,5 раза меньше чем в штампе с плоской поверхностью при равной величине хода верхней части штампа. Анализ диаграммы (рис. 3,б) показывает, что в штампе с плоской формой гравюры верхней части штампа скорость течения частиц растет в направлении к облою,

достигая максимального значения в области мостика облойной канавки, и металл не устремляется в ребро, тем самым не позволяя оформить ребро заданной формы без применения промежуточных переходов штамповки и увеличивая значение потребной энергии на стадии доштамповки.

В результате выполненного компьютерного моделирования процесса горячей объемной штамповки установлены размеры заготовки под штамповку, обеспечивающие заполнение ручья по высоте и образование облоя по схеме с наименьшими потерями металла – отношение ширины к высоте прямоугольной в сечении заготовки должно составлять $B_{заг} / H_{заг} = 0,8...0,9$.

Таким образом, проведенный анализ результатов целого ряда работ свидетельствует об эффективности применения метода горячей объемной штамповки в условиях изотермического и приближенных к нему деформирования для получения заготовок деталей сложной пространственной формы (в частности с вертикальным оребрением) из авиационных труднодеформируемых сплавов. Точный контроль процесса при изотермической штамповке обеспечивает получение поковок с однородными свойствами, что является наиболее важным фактором, определяющим качество готовой продукции в авиапромышленности.

При этом для отработки разрабатываемых технологических процессов штамповки и уточнения расчетов штамповой оснастки целесообразным является проведение имитационного компьютерного моделирования. Анализ результатов ряда модельных экспериментов на базе разработанных КЭ моделей показали, что при соответствии размеров подготовительного ручья теоретическим расчетам конструкции штамповой оснастки и разработанным рекомендациям, штамповка поковок в предварительном и окончательном ручье прошла без наличия дефектов, форма готовой поковки оформлена полностью.

Список литературы: 1. Фиглин С.З. Изотермическое деформирование металлов / С.З. Фиглин, В.В. Бойцов, Ю.Г. Калпин, Ю.И. Калпин – М.: Машиностроение, 1978. – 239 с. 2. Петров П.А. Изотермическая штамповка алюминиевых и магниевых сплавов: моделирование технологических процессов / П.А. Петров // Материалы международной научно-технической конференции АПАИ «Автомобиле- и тракторостроение в России: приоритеты развития и подготовка кадров», посвященной 145-летию МГТУ «МАМИ». Книга 10, Москва, МГТУ «МАМИ», 2010 г., 139 с. С. 107-113. 3. Багмет М.Н. Изотермическое и сверхпластичное деформирование при горячей объемной штамповке жаропрочных сплавов / М.Н. Багмет, И.А. Жданов, С.К. Колтун, В.Н. Фандеев // Двигатели внутреннего сгорания 1'2004. С. 126-128. 4. Корнеев Н.И. Ковка и штамповка цветных сплавов: справочник / Н.И. Корнеев, В.М. Аржаков, Б.Г. Бармашенко и др. – М., «Машиностроение», 1971. – 232 с. 5. Шейнман Е.Л. Современная классификация и тенденции развития ОМД в США / Е.Л. Шейнман // Кузн. штамп. пр-во. М.: Машиностроение. -№4. -2007. –С.28-34. 6. Маковецкий В.В. К расчету процессов получения заготовок на основе метода Треффца / В.В. Маковецкий, А.В. Маковецкий // Вісник донбаської державної машинобудівної академії: Зб. наук. праць. №2(4) – Краматорськ: ДДМА, 2006. – С. 132–137. 7. Полухин П.И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. Справочник / П.И. Полухин, Г.Я. Гун, А.М. Галкин. – М.: Металлургия. 1983. – 352 с.

МИХАЛЕВИЧ В. М., докт. техн. наук, проф., ВНТУ, Вінниця

ДОБРАНЮК Ю. В., аспірант, ВНТУ, Вінниця

ТРАЧ Є. А., магістрант, ВНТУ, Вінниця

ВИЗНАЧЕННЯ ГРАНИЧНИХ ДЕФОРМАЦІЙ БІЧНОЇ ПОВЕРХНІ ЦИЛІНДРИЧНИХ ЗРАЗКІВ ПІД ЧАС ВІСЕСИМЕТРИЧНОГО ОСАДЖЕННЯ ЗА ДОПОМОГОЮ ІМІТАЦІЙНОГО МОДЕЛЮВАННЯ

Детально розглянуто задачу визначення НДС та граничних деформацій матеріалу бічної поверхні циліндричних зразків під час вісесиметричного осадження із використанням комбінування імітаційного та експериментально-аналітичного моделювань.

Подробно рассмотрена задача определения НДС и предельных деформаций материала боковой поверхности цилиндрических образцов при осесимметричной осадке с использованием комбинирования имитационного и экспериментально аналитического моделирования.

Definition problem of the deformation's mode and ultimate strain of a lateral surface's material of cylindrical patterns during axial-symmetrical compression with use of a combination of imitating and experimentally analytical modelling is in detail considered.

Вступ. Вісесиметричне осадження циліндричних зразків є не тільки поширеною технологічною операцією із наявністю вільної поверхні, але і одним із основних видів лабораторних досліджень для визначення найважливіших технологічних властивостей матеріалів.

Теорія процесу осадження є базовою для створення та удосконалення певних теоретичних методик розрахунку технологічних параметрів різноманітних процесів кування, об'ємного штампування, прокатки та ін. Тому дані про особливості та закономірності указанного процесу представляють теоретичний та практичний інтерес. В роботах [1 - 8] висвітлено ряд результатів, які отримано на основі експериментально-аналітичного підходу. Протягом останніх років значного поширення набуло моделювання процесів деформування методами скінченних та граничних елементів за допомогою спеціалізованих пакетів [9 – 11]. Тому важливим є порівняльний аналіз та комбінування сучасних методик дослідження процесів пластичного деформування.

Основна частина. Відповідно до експериментально-аналітичної методики [1, 4 – 8], для характеристики граничного стану початковою інформацією є експериментально отримана залежність між осьовою та коловою деформаціями у вигляді таблично заданої функції, яку апроксимуємо залежністю між компонентами деформацій у вигляді розв'язку диференціального рівняння:

$$\frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_\varphi} = -\frac{1}{2} - \frac{3}{2}e^{-\varepsilon_\varphi/m}, m > 0, \quad (1)$$

де $m > 0$ – константа, яка визначається експериментально.

Використовуючи вирази для знаходження накопиченої деформації та показника напруженого стану [2, 4 – 6, 12], апроксимацію кривої граничних деформацій під час стаціонарного деформування [5, 6], модель накопичення пошкоджень, що базується на лінійному принципі [4 – 6], отримали модель граничного стану бічної поверхні циліндричних зразків під час вісесиметричного осадження за умови бочкоутворення:

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_u(t, m) = m \int_0^t \sqrt{\frac{1}{(1-x)^2} + 3} \cdot dx = \frac{m}{2} [4 + \ln(2 + y(t)) - \\ - \ln(3 \cdot y(t)) - 2 \cdot (y(t) + 1)], \quad y(t) = \sqrt{1 + 3(1-t)^2} - 1, \\ \eta(t) = \frac{3t-2}{y(t)+1}, \quad t \in [0, 1); \end{array} \right. \quad (2)$$

$$\int_0^{t_*(m)} \frac{m \cdot \sqrt{\frac{1}{(1-t)^2} + 3}}{a_2 \cdot \exp \left(- \frac{(3 \cdot t - 2) \cdot \ln \left(\frac{(1-\eta(t)) \cdot a_1}{2 \cdot a_2} + \frac{(1+\eta(t)) \cdot a_2}{2 \cdot a_3} \right)}{y(t) + 1} \right)} dt - 1 = 0. \quad (3)$$

Із використанням моделі (2), (3), розроблено експериментально-аналітичні методики визначення та прогнозування граничних деформацій під час вісесиметричного осадження.

Сутність комбінованої методики полягає в об'єднанні імітаційного моделювання за допомогою програмного комплексу DEFORM 3D та експериментально-аналітичного підходу [11]. Відповідно до цієї методики, вихідними даними для визначення залежності між осьовою ε_z та коловою ε_φ деформаціями є результати чисельного моделювання процесу осадження (рис. 1, 2).

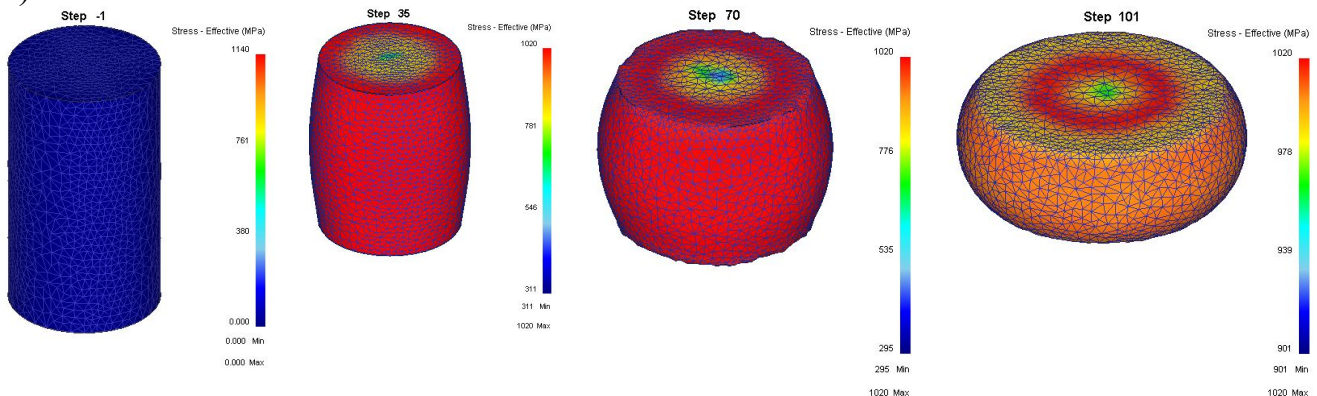


Рис. 1. Розподілення інтенсивності напружень по об'єму циліндричного зразка під час осадження: (зліва направо) початковий етап; на 35 кроці осадження; на 70 кроці осадження; кінцевий крок деформування відповідно

Використовуючи комбіновану методику імітаційного та експериментально-аналітичного моделювань, а також методику прогнозування граничних деформацій, визначено граничні деформації бічної поверхні циліндричного зразка під час вісесиметричного осадження (рис. 3).

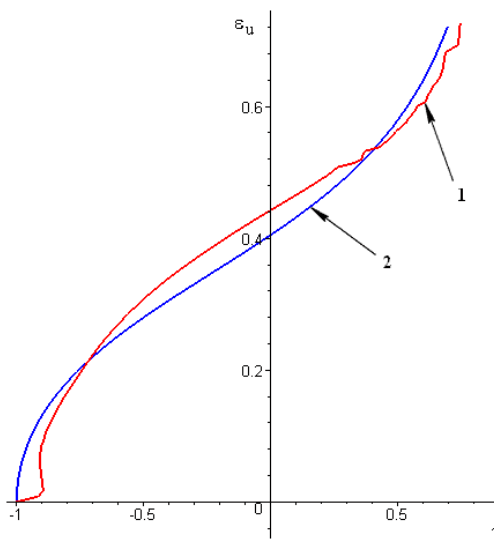


Рис. 2. Траєкторії деформації точки на вільній поверхні циліндричного зразка: 1 – за результатами, отриманими у DEFORM 3D; 2 – відповідно до комбінованої методики

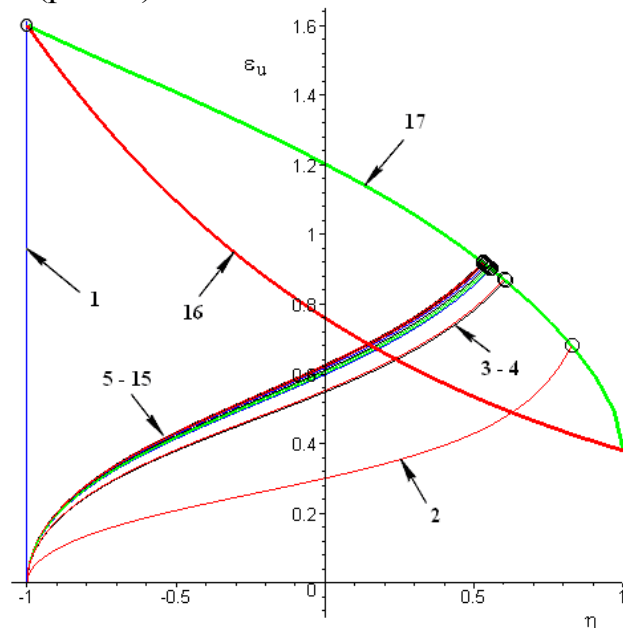


Рис. 3. Криві граничних деформацій та траєкторії деформацій бічної поверхні циліндричного зразка із сталі X18H9T під час вісесиметричного осадження: 1 – 15 – траєкторії деформацій; 16, 17 – криві граничних деформацій під час стаціонарного ($a_1 = 1,6$; $a_2 = 0,76$; $a_3 = 0,38$; [13]) та нестаціонарного деформувань

Висновки. Результати, що представлені на рис. 2, з одного боку свідчать про достовірність даних з моделювання напруженого стану в DEFORM 3D, а з іншого боку – про переваги комбінованої методики: на кривій 2, на відміну від траєкторії 1, відсутні незрозумілі коливання, породжені, швидше за все, обчислювальною похибкою.

Показано, що прогнозування граничних деформацій бічної поверхні циліндричних зразків під час вісесиметричного осадження та відтворення траєкторії деформацій відповідно до комбінованої методики імітаційного та експериментально-аналітичного моделювань може бути здійснено за результатами 3 – 4 початкових етапів деформування. Результати розв’язання задачі нададуть можливість на початкових стадіях деформування не тільки прогнозувати момент досягнення граничного стану і при необхідності вносити певні зміни у процес деформування, але й реалізовувати експрес-методику дослідження властивостей матеріалу за рахунок зменшення трудомісткості експериментальних або чисельних досліджень.

Список літератури: 1. Смирнов-Аляев Г. А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. Инженерные методы расчета операций пластической обработки материалов / Г. А. Смирнов-Аляев – М. – Л. : Машгиз, 1961. – 463 с. 2. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / В. А. Огородников – К. : УМК ВО, 1989. – 152 с. 3. Матвийчук В. А. Совершенствование процессов локальной ротационной обработки давлением на основе анализа деформируемости металлов: монография / В. А. Матвийчук, И. С. Алиев. – Краматорск : ДГМА, 2009. – 268 с. ISBN 978-966-379-317-7. 4. Михалевич В. М. Побудова ефективних обчислювальних схем у Maple під час розв'язання задачі визначення граничних деформацій за умов складного деформування [Електронний ресурс] / В. М. Михалевич, Ю. В. Добранюк, О. В. Михалевич // Наукові праці Вінницького національного технічного університету. – №2. – 2009. – 7 с. – Режим доступу до журн.: http://www.nbu.gov.ua/e-journals/VNTU/2009_2/2009-2.htm. 5. Михалевич В. М. Вісесиметрична осадка циліндричних заготовок / В. М. Михалевич, В. О. Краєвський, Ю. В. Добранюк // Наукові нотатки: міжвузівський збірник (за напрямом «Інженерна механіка»). – Луцьк : – 2009 – Випуск 25, ч. 1 – С. 241–249. 6. Михалевич В. М. Модель пластичного деформування матеріалу на вільній поверхні циліндричних зразків під час вісесиметричного осадження. Частина 1. Апроксимація деформацій / В. М. Михалевич, Ю. В. Добранюк // Вісник Вінницького політехнічного університету. – 2010. – №2 – С. 97 – 102. 7. Михалевич В. М. Экспериментально-аналитическая методика и математические модели деформированного состояния на свободной боковой поверхности цилиндрических образцов при осесимметричной осадке / В. М. Михалевич, Ю. В. Добранюк // Обработка металлов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА – 2010 – №1(22) – С. 114–119. 8. Михалевич В. М. Модель пластичного деформування матеріалу на вільній поверхні циліндричних зразків під час вісесиметричного осадження. Частина 2. Визначення накопиченої деформації та інтенсивності логарифмічних деформацій на основі різних апроксимацій / В. М. Михалевич, Ю. В. Добранюк // Вісник Вінницького політехнічного університету. – 2010. – №3 – С. 99–102. 9. Маковецкий А. В. Использование конечно-элементного моделирования в ряде задач обработки металлов давлением / А. В. Маковецкий, А. В. Маковецкий // Обработка металлов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА – 2008. – №1(19). – С. 61–66. 10. Шестаков Н. А. Моделирование потери устойчивости пластической деформации / Н. А. Шестаков, В. Н. Субич, А. В. Власов // Обработка металлов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА. – 2009. – №1(20). – С. 9–12. 11. Добранюк Ю. В. Моделювання за допомогою програмного комплексу DEFORM 3D напружено-деформованого стану на бічній поверхні циліндричного зразка під час торцевого стиснення / Ю. В. Добранюк, Л. І. Алієва, В. М. Михалевич // Обработка металлов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА. – 2010. – №4(25). – С. 3–10. 12. Лебедев А. А. О выборе инвариантов напряженного состояния при решении задач механики материалов / А. А. Лебедев, В. М. Михалевич // Пробл. Прочности. – 2003. – № 3. – С. 5–14. 13. Огородников В. А. Параметры модели, формирующей карту материала в процессах обработки давлением / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, В. М. Кожушаный, И. А. Деревенько // Обработка металлов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА – 2011 – №1(26) – С. 91–98.

ХОМЕНКО О.І., канд. техн. наук, с.н.с., ІПМ НАНУ, Київ
БАГЛЮК Г.А., докт. техн. наук, зав. відділом, ІПМ НАНУ, Київ
ХОМЕНКО А.О., магістрантка кафедри КХТП, НТУУ «КПІ», Київ

ВПЛИВ СХЕМИ ПРЕСУВАННЯ НА РОЗПОДІЛ ГУСТИНИ ПОРОШКОВОЇ ЗАГОТОВКИ ПРИ УЩІЛЬНЕННІ В ЗАКРИТІЙ МАТРИЦІ

Выполнено математическое моделирование уплотнения цилиндрической порошковой заготовки в закрытой жесткой матрице с использованием сочетания прямого вариационного и визиопластического методов. Исследовано изменение плотности по толще заготовки при различных схемах нагружения. Проведена экспериментальная проверка полученных результатов.

Виконано математичне моделювання ущільнення циліндричної порошкової заготовки у закритій жорсткій матриці з використанням поєднання прямого варіаційного та визиопластичного методів. Досліджено зміни густини по товщі заготовки при різних схемах навантаження. Здійснено експериментальну перевірку отриманих результатів.

The computational modelling of the porous cylindrical billet in the rigid closed die using combination of direct variation and visioplastic methods was realized. Density variations through material bulk under different loading patterns was investigated. The obtained results were verified experimentally.

Задача ущільнення циліндричної порошкової заготовки у жорсткій закритій матриці є в декотрій мірі класичною, та попри чисельні варіанти її вирішення вона досі цікава і теоретично, як підґрунтя для дослідження ущільнення заготовок більш складних геометричних форм, і практично, для розробки технологічних процесів у порошковій металургії. Одним з перспективних методів вирішення вказаної задачі є прямий варіаційний метод. Зазвичай у роботах, що присвячені цьому методу, розглядають обмежену кількість схем ущільнення, зокрема у [1] – однобічне та двобічне симетричне пресування. Але на реальному обладнанні співвідношення швидкостей пуансонів може бути будь-яким, тому певну цікавість має створення математичної моделі ущільнення, що ураховує саме цей факт.

При використанні прямого варіаційного метода заготовку умовно розділяють на окремі частини та розглядають деформацію цих частин. При цьому експериментальна перевірка вірності результатів, отриманих при моделюванні, достатньо проблематична. Але, якщо визначати поле швидкостей у вузлах умовної сітки, цю проблему можна вирішити застосуванням визиопластичного метода.

Розглянемо двобічне ущільнення порошкової заготовки у жорсткій закритій матриці з внутрішнім радіусом R . Хай верхній пуансон рухається з постійною

швидкістю v_0 , а нижній – у протилежному напрямку з рівною, або меншою швидкістю (рис. 1).

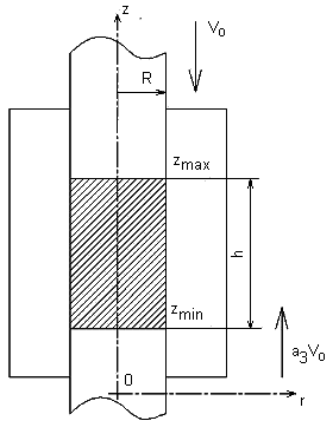


Рис. 1. Загальна схема двобічного пресування

Граничні умови можна записати у вигляді

$$\begin{aligned} v_r(R, z) &= 0; \\ v_r(r, 0) &= 0; \\ v_r(0, z) &= 0; \\ v_z(r, z_{\max}) &= -v_0; \\ v_z(r, z_{\min}) &= a_3 v_0, \\ \text{де } 0 &\leq a_3 \leq 1. \end{aligned}$$

Очевидно, що існує таке значення координати $z_{\min} < z_{\text{mid}} < z_{\max}$, при якому швидкість v_z обертається в 0. Хай

$$\begin{aligned} v_z|_{z < z_{\text{mid}}} &= -v_0 \frac{(1+a_3)z - a_3 z_{\max} - z_{\min}}{z_{\max} - z_{\min}} \left(1 - a_1 \left(1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \left(\frac{(1+a_3)(z - z_{\min})}{a_3(z_{\max} - z_{\min})} \right) \right) \\ v_z|_{z \geq z_{\text{mid}}} &= -v_0 \frac{(1+a_3)z - a_3 z_{\max} - z_{\min}}{z_{\max} - z_{\min}} \left(1 - a_1 \left(1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \left(\frac{(1+a_3)(z_{\max} - z)}{z_{\max} - z_{\min}} \right) \right) \end{aligned} \quad (1)$$

де a_1, a_2 - деякі параметри, $z_{\text{mid}} = (a_3 z_{\max} + z_{\min}) / (1 + a_3)$. Якщо $a_3 = 1$, має місце двобічне симетричне пресування і $z_{\text{mid}} = (z_{\max} + z_{\min}) / 2$. Якщо ж $a_3 = 0$, перше рівняння системи (1) втрачає сенс, а друге, з урахуванням того, що $z_{\min} = 0$, $z_{\max} - z_{\min} = h$, перетворюється у відоме співвідношення для однобічного пресування

$$v_z = -\frac{v_0 z}{h} \left(1 - a_1 \left(1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \left(1 - \frac{z}{h} \right) \right),$$

яке відрізняється від наведеного у [1] тільки наявністю параметра a_2 , який враховує різнощільність при $r=0$.

Виходячи з граничних умов, визначимо компоненти тензора швидкостей деформації.

$$\left. \begin{aligned} e_r &= 0; \\ e_\varphi &= 0; \\ e_z|_{z < z_{\text{mid}}} &= -\frac{2v_0(1+a_3)}{z_{\max} - z_{\min}} \left(1 + a_1 \left(1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \frac{2(1+a_3)z - ((2+a_3)z_{\min} + a_3 z_{\max})}{a_3(z_{\max} - z_{\min})} \right); \\ e_z|_{z \geq z_{\text{mid}}} &= -\frac{v_0(1+a_3)}{z_{\max} - z_{\min}} \left(1 - a_1 \left(1 + a_2 \frac{r^2}{R^2} \right) \frac{(1+2a_3)z_{\max} + z_{\min} - 2(1+a_3)z}{z_{\max} - z_{\min}} \right); \\ \gamma_{rz}|_{z < z_{\text{mid}}} &= \frac{2v_0 a_1 a_2 r}{R^2} \left(\frac{(1+a_3)z - a_3 z_{\max} - z_{\min}}{z_{\max} - z_{\min}} \right) \left(\frac{(1+a_3)(z - z_{\min})}{a_3(z_{\max} - z_{\min})} \right); \\ \gamma_{rz}|_{z \geq z_{\text{mid}}} &= \frac{\partial v_{2z}}{\partial r} = \frac{2v_0 a_1 a_2 r}{R^2} \left(\frac{(1+a_3)z - a_3 z_{\max} - z_{\min}}{z_{\max} - z_{\min}} \right) \left(\frac{(1+a_3)(z_{\max} - z)}{z_{\max} - z_{\min}} \right) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

При $a_3 = 0$, як і слід було чекати, вирази для $z < z_{mid}$ втрачають сенс, а вирази для $z \geq z_{mid}$ перетворюються у відомі співвідношення для однобічного пресування. Інтенсивність деформації

$$\left. \begin{aligned} H|_{z < z_{mid}} &= \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{2e_z^2|_{z < z_{mid}} + 6\gamma_{rz}^2|_{z < z_{mid}}} ; \\ H|_{z \geq z_{mid}} &= \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{2e_z^2|_{z \geq z_{mid}} + 6\gamma_{rz}^2|_{z \geq z_{mid}}} . \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Складова варіаційного функціоналу, що визначається внутрішніми силами опору деформації, матиме наступний вигляд:

$$J_1 = \sum_{i=1}^2 \iiint_V \sqrt{e_{zi}^2 f_1(\theta) + H_i^2 f_2(\theta)} dV, \quad (4)$$

де $e_{z1} = e_z^2|_{z < z_{mid}}$, $e_{z2} = e_z^2|_{z \geq z_{mid}}$, $H_1 = H|_{z < z_{mid}}$, $H_2 = H|_{z \geq z_{mid}}$,
 $f_1(\theta) = \frac{4}{9} \cdot \frac{(1-\theta)^4}{\theta}$, $f_2(\theta) = \frac{(1-\theta)^3}{3}$, θ – пористість. Складова варіаційного функціоналу, обумовлена тертям о бічні стінки матриці

$$J_2 = \sqrt{3} \sum_{i=1}^2 \iint_F \mu \sqrt{f_2(\theta) v_{zi}^2} dF, \quad (5)$$

де $v_{z1} = v_z|_{z < z_{mid}}$, $v_{z2} = v_z|_{z \geq z_{mid}}$. Швидкість ковзання на бічній поверхні циліндра ($r = R$)

$$\left. \begin{aligned} v_{z1}(R, z) &= -v_0 \frac{(1+a_3)z - a_3 z_{max} - z_{min}}{z_{max} - z_{min}} \left(1 - a_1(1+a_2) \frac{(1+a_3)(z - z_{min})}{a_3(z_{max} - z_{min})} \right), \\ v_{z2}(R, z) &= -v_0 \frac{(1+a_3)z - a_3 z_{max} - z_{min}}{z_{max} - z_{min}} \left(1 - a_1(1+a_2) \frac{(1+a_3)(z_{max} - z)}{z_{max} - z_{min}} \right). \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

З урахуванням того, що елемент бічної поверхні $dF = R d\varphi dz$, отримаємо

$$\begin{aligned} J_2 &= \frac{2\pi\sqrt{3}R\mu v_0}{z_{max} - z_{min}} \left[\int_{z_{min}}^{z_{mid}} \frac{(1-\theta)^{\frac{3}{2}}}{\sqrt{3}} \frac{(1+a_3)z - a_3 z_{max} - z_{min}}{z_{max} - z_{min}} \left(1 - a_1(1+a_2) \frac{(1+a_3)(z - z_{min})}{a_3(z_{max} - z_{min})} \right) dz + \right. \\ &\quad \left. + \int_{z_{mid}}^{z_{max}} \frac{(1-\theta)^{\frac{3}{2}}}{\sqrt{3}} \frac{(1+a_3)z - a_3 z_{max} - z_{min}}{z_{max} - z_{min}} \left(1 - a_1(1+a_2) \frac{(1+a_3)(z_{max} - z)}{z_{max} - z_{min}} \right) dz \right]. \end{aligned} \quad (7)$$

Для розв'язання задачі потрібно знайти такі параметри a_1, a_2 , що при заданому a_3 мінімізують функціонал $J = J_1 + J_2$. При програмній реалізації розв'язання задачі постає питання про знаходження інтегралів у (4) і (7). Очевидна доцільність їх чисельного обчислювання, особливо, маючи на увазі подальше поширення запропонованої цифрової моделі на більш складні геометричні форми заготовок. Але при чисельному обчисленні одразу ж постає питання про похибку розрахунків, яка, у свою чергу, сильно залежить від класу функції, що інтегрується. У цьому сенсі досить перспективним уявляється метод

Монте-Карло, імовірна похибка якого достатньо легко розраховується. Проте коректне застосування цього метода потребує ретельного дослідження генератора послідовності псевдовипадкових чисел, що потрібний для його реалізації [2]. Тому результат моделювання, яке базується на вказаному методі, обов'язково треба обґрунтувати.

Для моделювання ущільнення циліндричної порошкової заготовки у жорсткій закритій матриці створено програму "ПРЕСС", що увійшла до складу апаратно-програмного комплексу "ТЕНЗОР" і сумісна по форматах вхідних даних з програмою "ДЕФОРМ" того ж комплексу, що реалізує розрахунки за візіопластичним методом [3]. Це дало змогу експериментально перевірити результати моделювання.

За допомогою програми "ПРЕСС" виконали моделювання ущільнення циліндричної порошкової заготовки з характеристиками, що наведені у табл. 1.

Таблиця 1 – Характеристики циліндричної порошкової заготовки

Початкова висота h_0 , мм	Кінцева висота h_t , мм	Діаметр d_0 , мм	Початкова відносна густина ρ , %	Коефіцієнт тертя μ
51	19,33	30	34,5	0,2

При значеннях коефіцієнту a_3 від 0 (однобічне пресування) до 1 (двобічне симетричне пресування) з кроком 0,25 моделювали ущільнення порошкової заготовки з вказаними у табл. 1 характеристиками. На переріз моделі заготовки по діаметральній площині уявно нанесли прямокутну сітку з кроком 5,1 мм по осі z , та з кроком 3 мм по осі r . З інтервалом 1 с розраховували переміщення вузлів цієї сітки та пористість, яку вважали постійною у межах комірки, створеної лініями сітки. Потрібне число інтервалів визначали за умовою досягнення заготовкою кінцевої висоти, після чого підраховували середню густину заготовки по усіх комірках сітки. У табл. 2 наведені значення середньої пористості, на рис. 2 показано роз поділ пористості по шарах заготовки, а на рис. 3 - лінії рівної пористості на тлі перерізів заготовок по діаметральній площині при різних співвідношеннях швидкостей пуансонів.

Таблиця 2. Середня пористість порошкової заготовки

a_3	0	0,25	0,5	0,75	1
$\theta_{\text{ср}}$, %	8,7	8,7	9	9	9,2

Для експериментальної перевірки отриманих результатів порошкову заготовку з характеристиками, що наведені у табл.1, ущільнили по схемі двобічного пресування і дослідили візіопластичним методом. Відносна густина заготовки після ущільнення склала 91%, відповідно пористість дорівнювала 9%, що погоджується з результатами моделювання. Криві рівної пористості, побудовані за результатами натурного експерименту, наведені на рис. 4. Як видно з рисунку, розрахункові криві наближаються до експериментальних. Деяку розбіжність можна пояснити як спрощеннями при моделюванні, так і похибками розрахунків при дослідженні натурної заготовки.

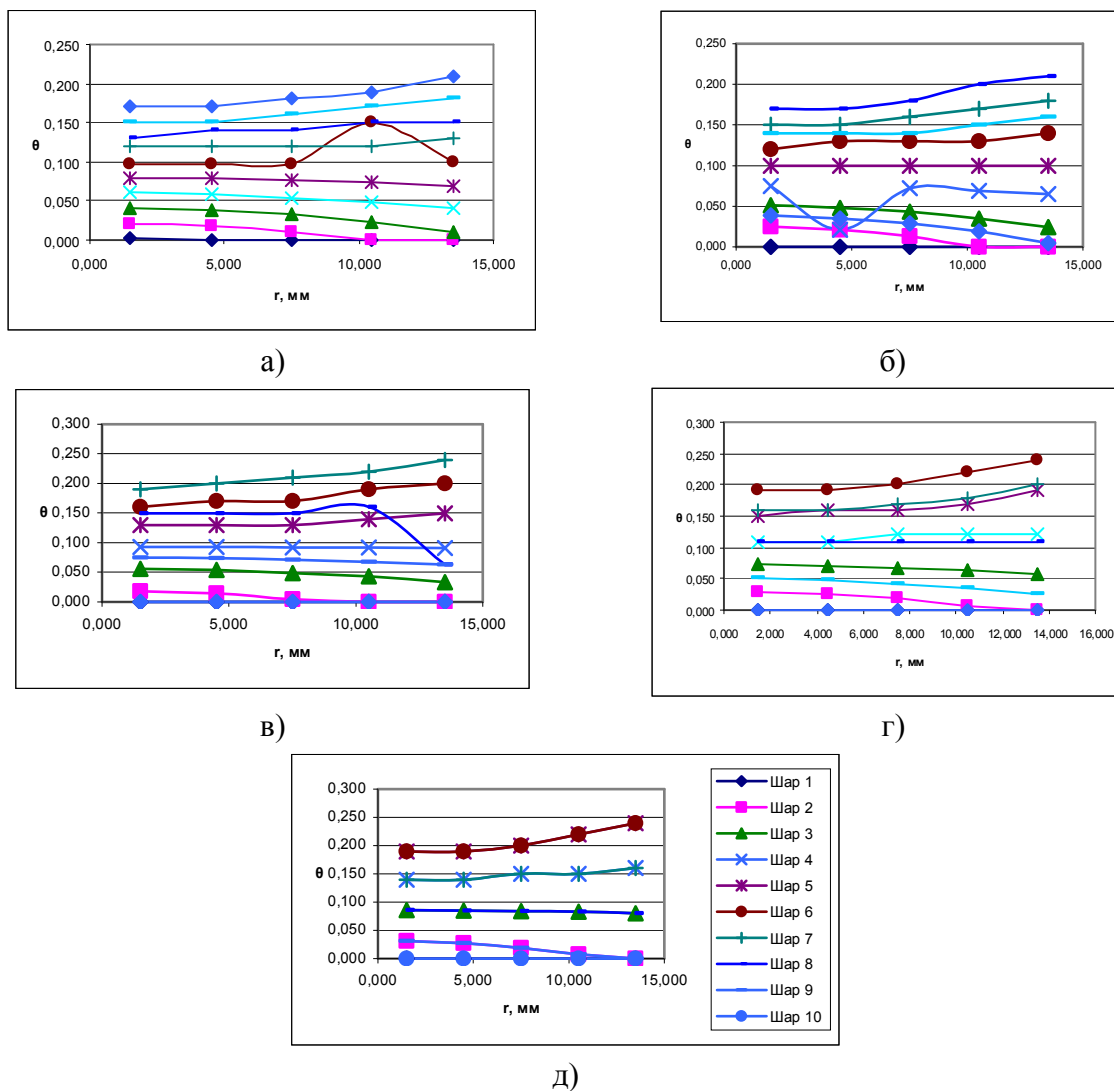


Рис.3. Розподіл пористості по шарах заготовки (а – модель, $a_3=0$; б - модель, $a_3=0,25$; в - модель, $a_3=0,5$; г - модель, $a_3=0,75$; д - модель, $a_3=1$)

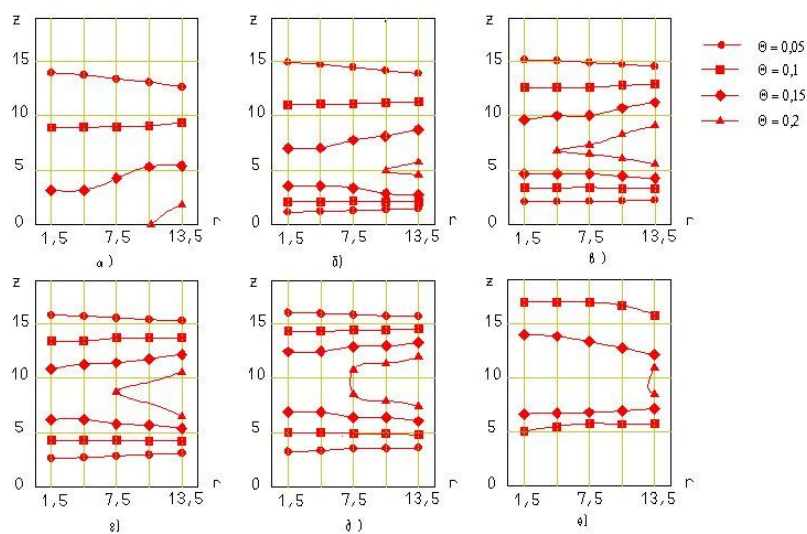


Рис. 4. Криві рівної пористості (а – модель, $a_3=0$; б - модель, $a_3=0,25$; в - модель, $a_3=0,5$; г - модель, $a_3=0,75$; д - модель, $a_3=1$; е – натурний експеримент)

Висновки: 1. Моделювання ущільнення циліндричної порошкової заготовки у жорсткому закритому штампі показало, що різні схеми пресування приводять до приблизно однакового значення середньої пористості але характеризуються суттєво різним розподілом пористості по товщі заготовки. 2. Експериментальне дослідження ущільнення циліндричної порошкової заготовки у жорсткому закритому штампі показало задовільну відповідність результатів комп'ютерного моделювання моделювання натурним.

Список літератури: 1. Баглюк Г.А. Сравнительный анализ схем нагружения при горячем доуплотнении пористой заготовки в закрытом штампе [Текст] / Г.А.Баглюк, М.Б.Штерн, В.Л.Юрчук. // Порошковая металлургия. – 1979. – №11 - С.19-22. 2. Бахвалов Н. С. Численные методы [Текст] / Н.С.Бахвалов, Н.П.Жидков, Г.М.Кобельков. – М.: Бином, 2006. – 622 с. 3. Баглюк Г. А. Апаратно-програмний комплекс для дослідження структурних змін деформованого матеріалу [Текст] / Г.А.Баглюк, О.І.Хоменко, Д.А.Гончарук // Наукові нотатки: Міжвузівський збірник (за напрямом "Інженерна механіка"). - 2009. - Вип. 25, ч. II - С. 9 - 11.

УДК 621.73.016

ГОЖИЙ С.П., докт. техн. наук, доц., НТУУ “КПІ”, Київ
КЛИСКО А.В., асп., НТУУ “КПІ”, Київ
НОСЕНКО А.И., маг., НТУУ “КПІ”, Київ

ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПРИ ШТАМПОВКЕ ОБКАТЫВАНИЕМ С АКТИВНЫМИ СИЛАМИ ТРЕНИЯ

Показаны предпосылки создания и развития нового способа обработки давлением – штамповки обкатыванием с активными силами трения. Перспективность способа основана на возможности интенсификации формоизменения в заданных направлениях. Это позволяет изготавливать детали с различными конструктивными элементами. Рассмотрены конкретные технологические операции использования процесса.

Ключевые слова: штамповка обкатыванием, частота обкатывания, угол наклона оси обкатывания, обкатывающий инструмент.

Показані передумови створення і розвитку нового метода обробки тиском – штампування обкочуванням з активними силами тертя. Перспективність метода основана на можливості інтенсифікації формозміни в заданих напрямках. Це дозволяє виготовляти деталі з різними конструктивними елементами. Розглянуті конкретні технологічні операції застосування процесу.

Ключові слова: штампування обкочуванням, частота обкочування, кут нахилу осі обкочування, обкочувальний інструмент.

Preconditions of creation and development of new method of treatment pressure are rotated are stamping by a rolling-off with active forces of friction. Perspective of method is based on possibility of intensification of forming in the set directions. It allows making details with different structural elements. The concrete technological operations of the use of process are considered.

Keywords: stamping by a rolling-off, frequency of rolling-off, angle of slope of axis of rolling-off, instrument for rolling.

Введение. Основные особенности штамповки обкатыванием обусловлены специфическим действием образованного в ходе протекания процесса локализованного очага деформации. В первую очередь это утверждение относится к характерным проявлениям формоизменения и энергосиловым характеристикам процесса [1].

В свою очередь геометрия очага пластической деформации определяется тремя кинематическими характеристиками процесса:

- осевой скоростью деформирования (v);
- частотой обкатывания (n);
- углом наклона оси обкатывания (γ).

Приведенные кинематические характеристики определяют геометрию очага деформации, который при осадке цилиндрического образца можно условно оценить по коэффициенту (λ) - соотношения площади контакта между активным инструментом и заготовки (F_K) к полной торцевой поверхности (F)

$$\lambda = \frac{F_K}{F} = \sqrt{\frac{S}{\pi^2 R \cdot \operatorname{tg} \gamma}}, \quad (1)$$

где: $S = \frac{v}{n}$ - подача за единичное обкатывание;

R - текущий радиус заготовки.

По коэффициенту λ определяют геометрические размеры локального контактного очага деформации, как на торце, так и его проникновение по высоте заготовки (h). Характеризующими очага деформации в этом случае являются: - угол при вершине вписанного треугольника (α); - дуга боковой поверхности (l), которые определяются выражениями:

$$\alpha = \frac{R(\pi \cdot \lambda + 0,433) - \frac{S}{2\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma}}{0,0349 \cdot R}, \quad (2)$$

$$l = R \cdot \alpha. \quad (3)$$

Высота образованного локального очага $h \approx l$. Эта величина, несмотря на неполноту описания с ее помощью локального очага деформации, носит ключевое значение, так как от нее, в конечном счете, зависят особенности формообразования. В зависимости от соотношения между h и H (где: H – высота заготовки) возможны, как минимум, два основных механизма протекания деформаций.

Первый механизм. При штамповке обкатыванием под силовым воздействием активного инструмента имеющего форму конуса образуется локальный очаг деформации, который при обкатывании инструмента перемещается и многократно охватывает зону действия. Если $h < H$ то пластические деформации охватывают только верхнюю область тела заготовки. Деформации очага в тангенциальном направлении вызывают образование неконтактного вспучивания вдоль периферийного фронта, а в радиальном – приводят к образованию специфической грибовидной формы заготовки. Причем нижняя зона заготовки деформаций не претерпевает и остается неизменного

радиуса. При таком сочетании между h и H заготовку, условно, можно назвать "высокой" [2].

Второй механизм. Совершенно иной механизм деформаций при $h > H$ (в данном случае имеется в виду расчетное значение h определенное по длине дуги контакта l). При таком соотношении локальный очаг деформации проходит через всю высоту заготовки. Это вызывает практически равномерные на верхнем и нижнем торцах заготовки условия нагружения, образования локализованного очага деформации, а также и деформации. Тангенциальные деформации вызывают образование специфических очагов неконтактных деформаций, по своему действию напоминающих изгиб противоположащей контакту области заготовки в горизонтальной плоскости. Эта особенность вызывает интенсивный рост текущего диаметра как за счет тангенциальных, так и радиальных деформаций в контактном очаге при равномерном возрастании диаметра по высоте заготовки. При таком сочетании между h и H заготовку, условно, можно назвать "низкой", это соотношении достигается при $2R/H > 4$ [3].

Особенности деформации высокой и низкой заготовки, в конечном счете, являются определяющими при определении преимуществ способа. Общепринятыми, из которых являются следующие [1]:

- * снижение усилия деформирования в сравнении с традиционными методами в 5...30 раз;
- * снижение влияния контактного трения;
- * достижение равномерности деформирования, что относится к изделиям с большим соотношением диаметра к высоте;
- * увеличение граничной степени деформации в сравнении с традиционной объемной штамповкой 10...15% из-за создания благоприятных схем деформирования, в том числе прохождения за цикл обкатывания многоэтапного сложного деформирования;
- * возможность изготовления деталей, которые невозможно изготовить другими способами обработки давлением из-за опасности разрушения детали или инструмента при чрезмерных напряжениях деформирования;
- * увеличение стойкости штамповой оснастки;
- * возможность обработки в холодном состоянии деталей, которые изготавливались в горячем состоянии, при тех же технологических усилиях;
- * изготовление деталей в холодном состоянии позволяет получать функциональные поверхности, не требующие последующей обработки резанием;
- * создание технологических процессов и оборудования, которые отвечают повышенным требованиям безопасности и условий труда, т.к. процесс штамповки обкатыванием отличается низким уровнем шума, протекает в холодном состоянии, имеет предпосылки к автоматизации и механизации;
- * снижение размеров, веса и стоимости оборудования и оснастки;
- * использование преимуществ холодного поверхностного упрочнения, получение оптимальной заданной структуры, т.к. в зоне деформирования протекают интенсивные дислокационные процессы, что сопровождается образованием совершенной ячеистой структуры;

* возможность реализации штамповкой обкатыванием широкого спектра операций объемной и листовой штамповки.

Несмотря на то, что перечисленные характеристики являются общепринятыми, при детальном анализе можно прийти к выводу, что подавляющая их часть относится к обработке низких заготовок. Также, если рассматривать осадку высоких и низких образцов с точки зрения практического использования при изготовлении изделий определенной формы (в данном случае – фланцевых), выделяются две взаимоисключающие особенности, которые делают привлекательными или затрудняют обработку той или иной заготовки:

1) изготовление фланца на цилиндрической высокой заготовке является естественным процессом, так как этому способствует особенности ее формоизменения, вплоть до того, что определенные геометрические соотношения фланцевой части можно получать без формообразующих элементов штамповой оснастки;

2) наоборот, изготовление фланца на цилиндрической низкой заготовке препятствуется равномерным протеканием суммарных радиальных деформаций по ее высоте, при этом следует обратить внимание на то, что максимальный эффект от штамповки обкатыванием достигается как раз при обработке низких заготовок.

Из приведенного следует, что, с одной стороны, формообразование фланцевой части на низкой заготовке не целесообразно, так как при этом нивелируется большая часть преимуществ способа. С другой стороны, именно обработка тонких заготовок штамповкой обкатыванием наиболее эффективна, а также следует учитывать, что фланцевые детали имеют массовое распространение. Общее решение сформулированных замечаний является актуальной задачей, требующей как концептуальной теоретической, так и технологической, и конструкторской проработки.

Существует ряд технологических процессов обработки металлов давлением, в которых достигаются положительные эффекты при наложении на традиционный технологический процесс активных сил трения, например штамповка с кручением, прессование и др. [4, 5]. В данной статье рассмотрены принципиальные моменты позитивного использования активных сил трения с точки зрения управления формоизменения при штамповке обкатыванием. Следует отметить, что эффективность формоизменения с активными силами трения не только приемлема при обработке тонких фланцевых заготовок, а создает целую гамму технологических возможностей.

Общая схема процесса штамповки обкатыванием заключается в том, что (см. рис.1) деформирование заготовки 1 производится между активным инструментом 2 и штампом 3. Активный инструмент совершает обкатывающие движения относительно вершины О. Наиболее простым по реализации является круговое обкатывание активного инструмента 2, но возможны и более сложные виды обкатывающих перемещений. Угол наклона оси OZ_1 активного инструмента 2 относительно вертикальной оси OZ составляет угол γ . Деформирование заготовки происходит при осевом сближении инструмента 2 со

штампом 3 и движении обкатывания. Между инструментом 2 и заготовкой 1 образуется контакт только по части ее торцевой поверхности, которую называют пятном контакта (заштрихованная область на рис. 1). Суммарная зона пластической деформации при круговом перемещении локализованного очага, который образуется под пятном контакта, охватывает весь объем заготовки 1.

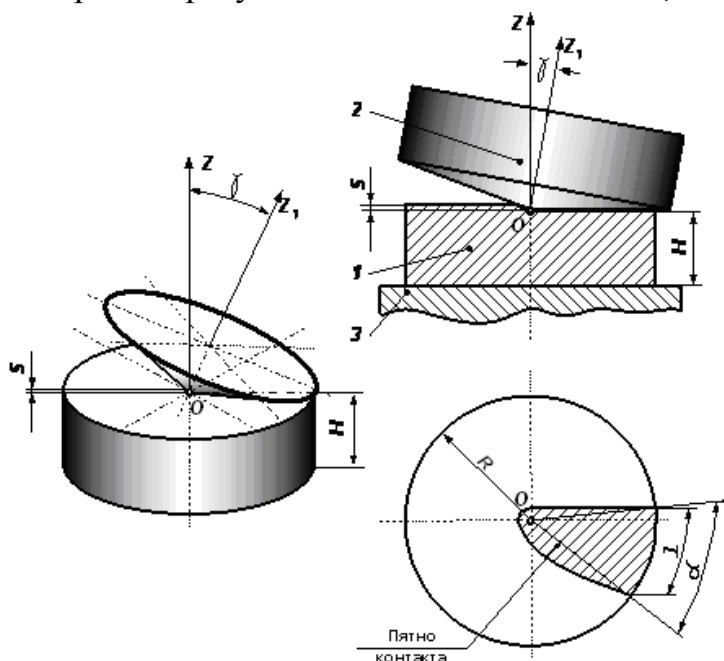


Рис. 1. Схема штамповки обкатыванием

Традиционно, процесс штамповки обкатыванием реализуют с присутствием минимальной составляющей сил трения в балансе работ. Это условие достигается, если активный инструмент 2 совершает обкатывающие движения относительно вершины O . Однако, это условие выполнимо только при самой простой форме активного инструмента 2 в виде конуса. При более сложной геометрии формообразующего инструмента, неизбежно, между инструментом и заготовкой возникает относительное проскальзывание,

что в большинстве случаев не приветствуется.

Для нашего случая как раз этот технологический эпизод может оказать положительную роль, так как, задавая направление и интенсивность проскальзывания можно вызвать контактные силы трения, которые будут активно способствовать истечению металла из локализованного очага деформации в заданном направлении и участвовать в заключительном формообразовании.

Моделирование истечения металла из локализованного очага в зависимости от направления активных сил трения показаны на рис. 2. Возможны четыре, наиболее очевидные, варианта направлений активных сил трения: - два в радиальном направлении (от центра (см. рис.2, а) и к центру (см. рис.2, б)); - два в тангенциальном (по направлению обкатывания (см. рис.2, в) и против направления (см. рис.2, г)). В более сложном виде возможны комбинации очагов деформирования с радиально-тангенциальными направлениями сил трения.

Приложение активных сил трения в радиальном направлении от центра (см. рис.2, а) вызывает интенсивные деформации в этом направлении и приводит к приданию специфической грибовидной формы даже на низкой заготовке и, по сути, решает вопрос о формировании фланца на заготовках всех типоразмеров.

Направление активных сил трения в радиальном направлении к центру (см. рис.2, б) приводит к ослаблению формообразования грибовидной внешности на высоких заготовках.

При определенных сочетаниях кинематических параметров процесса

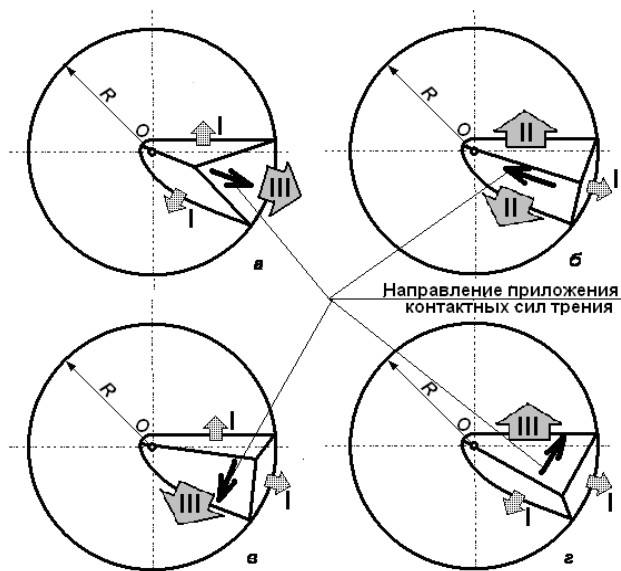


Рис.2. Схемы создания преимущественных направлений истечения металла из локализованного очага деформации (I – минимальная интенсивность истечения; II – средняя; III.- максимальная).

возникает нежелательное проявление истечения металла из локализованного очага по направлению обкатывания в виде "бегущей волны". Использование активных сил трения приложенных в обратном направлении (см. рис.2, г) снижает или устраняет этот эффект.

Предварительный анализ показал, что составляющая работы активных сил трения в балансе работ не превышает 5% от общих энергозатрат, а эффект от расширения технологических возможностей – очевидный.

На кафедре механики пластичности материалов и ресурсосберегающих процессов Национального технического университета Украины "Киевский политехнический институт" проводятся научно-исследовательские работы по

установлению энергосиловых и эффективных кинематических характеристик процесса штамповки обкатыванием с активными силами трения. Разрабатываются конструкции технологической оснастки позволяющей реализовать этот способ в промышленных условиях.

Выводы

1. Сформулирована задача развития способа штамповки обкатыванием применительно к изготовлению наиболее массовых деталей.
2. Обоснованы характеристики процесса, которые определяют особенности формоизменения.
3. Определена целесообразность придания обкатывающему инструменту дополнительных технологических функций – создания активных сил трения.
4. Проведен предварительный анализ вариантов применения способа для получения положительных технологических эффектов.
5. Намечены направления дальнейших научных, технологических и конструкторских исследований и разработок.

Список литературы: 1. Кривда Л.Т. Теорія і практика штампування обкочуванням: (Монографія) / Л.Т.Кривда. - Київ. 1998. – 179 с. 2. Гожій С.П. Модель деформацій при осаджуванні обкочуванням високого циліндричного зразка // Машинознавство, 2009. - №7 (145).-с. 34-37. 3. Кривда Л.Т. Построение модели пластических течений при осадке обкатыванием цилиндрической заготовки. Прогресивна техніка і технологія машинобудування і зварювального виробництва // Л.Т. Кривда, С.П. Гожий; Праці Міжнародної конференції, присвяченої 100-річчю механіко-машинобудівного і 50-річчю зварювального факультетів. Том II. К.: НТУУ "КПІ". 1998. с. 454-458. 4. Марченко В.Л. Вплив напруженого стану заготовки на пластичність при деформуванні з крученням / В.Л. Марченко, Ю.С. Шамарін// Вісник Хмельницького національного університету. Технічні науки.–2005.–№1.–С. 53-55. 5. Калюжний

В.Л. Силкові режими та якість виробів при холодному видавлюванні порожнистих виробів із сталі в умовах прикладання розтягуючого зусилля до заготовки. // В.Л. Калюжний та ін.; Наукові нотатки. Міжвузівський збірник. Луцький національний технічний університет. Вип. №25. Частина 2. – 2009. – С. 103-107.

УДК 621.919

ГРУШКО А.В., канд. техн. наук, доц., ВНТУ, Вінниця

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ СКОРОСТНОГО УПРОЧНЕНИЯ МАТЕРИАЛА ПО ЕГО ТВЕРДОСТИ

Предложен метод определения параметров, учитывающих скоростное упрочнение материала в холодном состоянии. Метод основан на измерении стандартной твердости по Бринеллю (HB) и Либу (HL). Проведено моделирование при помощи метода конечных элементов. Получены регрессионные зависимости показателя скоростного упрочнения от чисел твердости HB, HL для некоторых групп сталей.

Запропоновано метод визначення параметрів, що враховують швидкісне зміцнення матеріалу в холодному стані. Метод ґрунтується на вимірюванні стандартної твердості за Брінелем (HB) і Лібом (HL). Проведено моделювання за допомогою методу кінцевих елементів. Отримано регресійні залежності показника швидкісного зміцнення від чисел твердості HB, HL для деяких груп сталей.

The method of determination of parameters, taking into account the speed work-hardening material in the cold state is offered. A method is based on measuring of standard hardness by Brinell (HB) and Leeb (HL). A design through the finite-element method is conducted. Regressive dependences of index of the speed work-hardening are got on the hardness of HB, HL for some groups of steels.

Учет влияния скорости деформаций металлов необходим для моделирования процессов обработки металлов давлением, в основе которых лежит ударное воздействие на обрабатываемую заготовку. Скоростные эффекты учитываются при моделировании столкновения автомобилей, самолетов, механизмов, аварий строительных конструкций, проведении экспертиз, связанных с определением энергии деформации при столкновении автомобилей и пр. [1, 2]. Отметим, что справочные данные влияния скорости деформации на упрочнение в холодном состоянии для большинства конструкционных материалов отсутствуют. Определение параметров, определяющих скоростное упрочнение материала, связано с проведением специальных лабораторных динамических испытаний. Таким образом, актуальным является разработка метода определения параметров скоростного упрочнения материала, позволяющего применять стандартные методы испытаний. Предлагаемый ниже метод основан на измерении твердости материала двумя методами – стандартным статическим испытанием по Бринеллю (*HB*) и динамическим по Либу (*HL*). Твердость *HL* измеряется при помощи портативного переносного твердомера, использование которого приобретает большую популярность, благодаря удобству использования. В статических измерениях скоростные эффекты ничтожно малы,

динамические измерения их учитывают. Учет этой разности позволяет оценить параметры динамического поведения материала. В дальнейшем рассматривается изотропное упрочнение начально-изотропного материала.

Важным вопросом при изучении поведения материала в условиях динамического нагружения, является выбор модели его скоростного упрочнения. На сегодняшний день распространение получили следующие модели [5]:

Джонсона-Кука

$$\sigma_i = (\sigma_y + B_1 e_i^{k_1}) (1 + c_1 \ln \dot{e}_i), \quad (1)$$

Купера-Саймонда

$$\sigma_i = B_2 (e_y + e_i)^{k_2} \left(1 + \left[\frac{\dot{e}_i}{c_2} \right]^{\frac{1}{p}} \right), \quad (2)$$

где B и k – эмпирические коэффициенты – модуль и показатель упрочнения материала; σ_i , e_i – интенсивность напряжений и деформаций (истинное напряжение и деформация); $\dot{e}_i$ – интенсивность скоростей деформаций; c и P – коэффициенты, учитывающие влияние скорости деформаций на напряжение текучести.

Отмечено [5], что модель Купера-Саймонда является более предпочтительной при моделировании процессов холодного пластического деформирования.

При скоростях деформаций больше 10 с^{-1} модель Купера-Саймонда, с учетом встречающихся на практике констант параметров упрочнения материала, можно представить в виде

$$\sigma_i = A \dot{e}_i^m (e_0 + e_i)^n.$$

При пластических деформациях e_i , превышающих 0,05, деформацией предела текучести можно пренебречь. В дальнейшем, воспользуемся распространенным способом задания предела текучести в программах МКЭ, как пересечение прямолинейного упругого участка, задаваемого модулем Юнга со степенной функцией [5]

$$\sigma_y = A \left(\frac{E}{A} \right)^{\frac{n}{n-1}}.$$

Деформация, соответствующая пределу текучести

$$e_y = \left(\frac{E}{A} \right)^{\frac{1}{n-1}}.$$

Таким образом, окончательной моделью упрочнения материала будет функция

$$\sigma_i = A \dot{e}_i^m \left[\left(\frac{E}{A} \right)^{\frac{1}{n-1}} + e_i \right]^n. \quad (3)$$

Целью данной работы является обоснование и разработка метода определения параметра m скоростного упрочнения путем измерения его твердости по Бринеллю HB и Либу HL .

Решение поставленной задачи будем искать на основе изучения двух процессов пластического деформирования металла – внедрение сферического индентора в упруго-пластическое полупространство в статической постановке задачи и в динамической.

Связь твердости с кривой течением материала получена в [3] с использованием МКЭ при таких условиях: характеристики материала: коэффициент Пуассона $\mu=0,3$, модуль Юнга $E = 210$ ГПа, коэффициент трения между шариком и поверхностью по Кулону $f = 0,1$. Материал шарика – абсолютно упругий с $\mu=0,3$ и $E=210$ ГПа. В результате получена степенная зависимость

$$HB = -82.61 + 98.45n^{0.349} + 1.942A^{0.798} - 1.989n^{0.349}A^{0.798}, \quad (4)$$

где HB измеряется в кгс/мм², A - в МПа. Пределы изменения аргументов в выражении (4) $0,05 \leq n \leq 0,5$; $500 \leq A \leq 1500$ МПа.

Коэффициенты аппроксимации A и n предлагается искать путем решения системы уравнений

$$\left. \begin{aligned} a + b \cdot HB &= A \cdot \exp(-n) \cdot n^n \\ HB &= -82.61 + 98.45n^{0.349} + 1.942A^{0.798} - 1.989n^{0.349}A^{0.798} \end{aligned} \right\},$$

где a, b - эмпирические коэффициенты связи предела прочности и твердости, зависящие от группы стали [4].

Ошибка расчета A и n по HB не превышает 7%.

При измерении твердости по Либу измеряют скорость отскока $v_{отск}$ ударника со сферическим наконечником диаметром 3 мм, массой 5,5 г, с начальной скоростью $v_0 = 2$ м/с (энергия удара 11 Н*мм). Твердость по Либу определяется согласно зависимости

$$HL = 1000 \frac{v_{отск}}{v_0}. \quad (5)$$

Задача исследования напряженно-деформированного состояния металла в процессе измерения его твердости по Либу является динамической, упруго-пластической, контактной, нелинейной, требующей учета больших перемещений и деформаций. В настоящее время наиболее перспективным методом решения таких задач является МКЭ. Лидером среди пакетов, позволяющих решать существенно нелинейные динамические задачи МКЭ с реалистическими математическими моделями материалов есть LS-DYNA.

Свойства материала задавали в виде кривой течения с учетом скоростного упрочнения, согласно зависимости (3).

Задавались HB в пределах 100-300 кгс/мм² с интервалом 25. Рассчитывали для каждой группы материала коэффициенты A и n . Задавались показателем скоростного упрочнения в пределах 0...0,2 с интервалом 0,04. Характеристики

упругости материала принимали такими же, как и при моделировании твердости по Бринеллю: коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$, модуль Юнга $E = 210$ ГПа, материал шарика – абсолютно упругий с $\mu = 0,3$ и $E = 210$ ГПа. Коэффициент трения - $f = 0,1$.

Таким образом, для каждой группы сталей проводили приблизительно по 40 расчетов. Отметим, что скорость деформации в очаге формоизменения достигала значений 500-1500 с⁻¹.

В результате получены данные моделирования измерения твердости по Либу $HL = f(HB, m)$ для 5-ти групп сталей – углеродистой, хромистой, хромоникелевой, хромомолибденовой, литой стали [6, 7].

Оказалось, что зависимость между искомыми величинами достаточно точно описывает полином 2-й степени в виде

$$m = m_0 + a \cdot HB + b \cdot HL + c \cdot HB^2 + d \cdot HL^2 + f \cdot HB \cdot HL, \quad (6)$$

где m_0, a, b, c, d, f - коэффициенты аппроксимации, полученных расчетным путем данных, приведены в таблице (1). Число твердости HB измеряется в кгс/мм², (пределы 100-300 кгс/мм²), HL - безразмерная величина (300-800).

Погрешность расчета m по (6) не превышает 8%, что достаточно для большинства инженерных расчетов.

Для удобства использования и наглядности полученных результатов на рисунке приведены номограммы, построенные по уравнению (6). На графиках показаны области практического использования зависимости (6) для соответствующих сталей.

В таблице (2) приведены результаты расчета и эксперимента параметра скоростного упрочнения. Как видно, из сравнения, предложенный метод имеет удовлетворительную точность с погрешностью в пределах 10%.

Таблица 1. Коэффициенты аппроксимации в выражении (6)

Коэффициенты	Группа стали				
	хромо-молибденовая	углеродистая	хромистая	хромо-никелевая	литая сталь
m_0	-0,423	-0,411	-0,404	-0,429	-0,323
a	-0,00637	-0,01029	-0,00839	-0,00796	-0,00956
b	0,00356	0,00518	0,0044	0,00424	0,00478
c	8,21E-7	-5,39E-6	-2,41E-6	-1,74E-6	-3,42E-6
d	-3,17E-6	-6,81E-6	-4,97E-6	-4,57E-6	-5,98E-6
f	6,77E-6	1,85E-5	1,25E-5	1,13E-5	1,55E-5

Таблица 2. Результаты эксперимента и расчета

№ п/п	Материал	Эксперимент				Расчет	Экспериме нт m
		A, МПа	n	HB, кгс/мм ²	HL	m	
1	Сталь 45	1230	0,28	177	425	0,042	0,035
2	ШХ15	1155	0,217	190	506	0,071	0,067
3	X18H9T	1305	0,288	180	512	0,093	0,098
4	Сталь 20	810	0,205	138	400	0,062	0,056
6	Сталь 20X	930	0,215	157	453	0,080	0,087

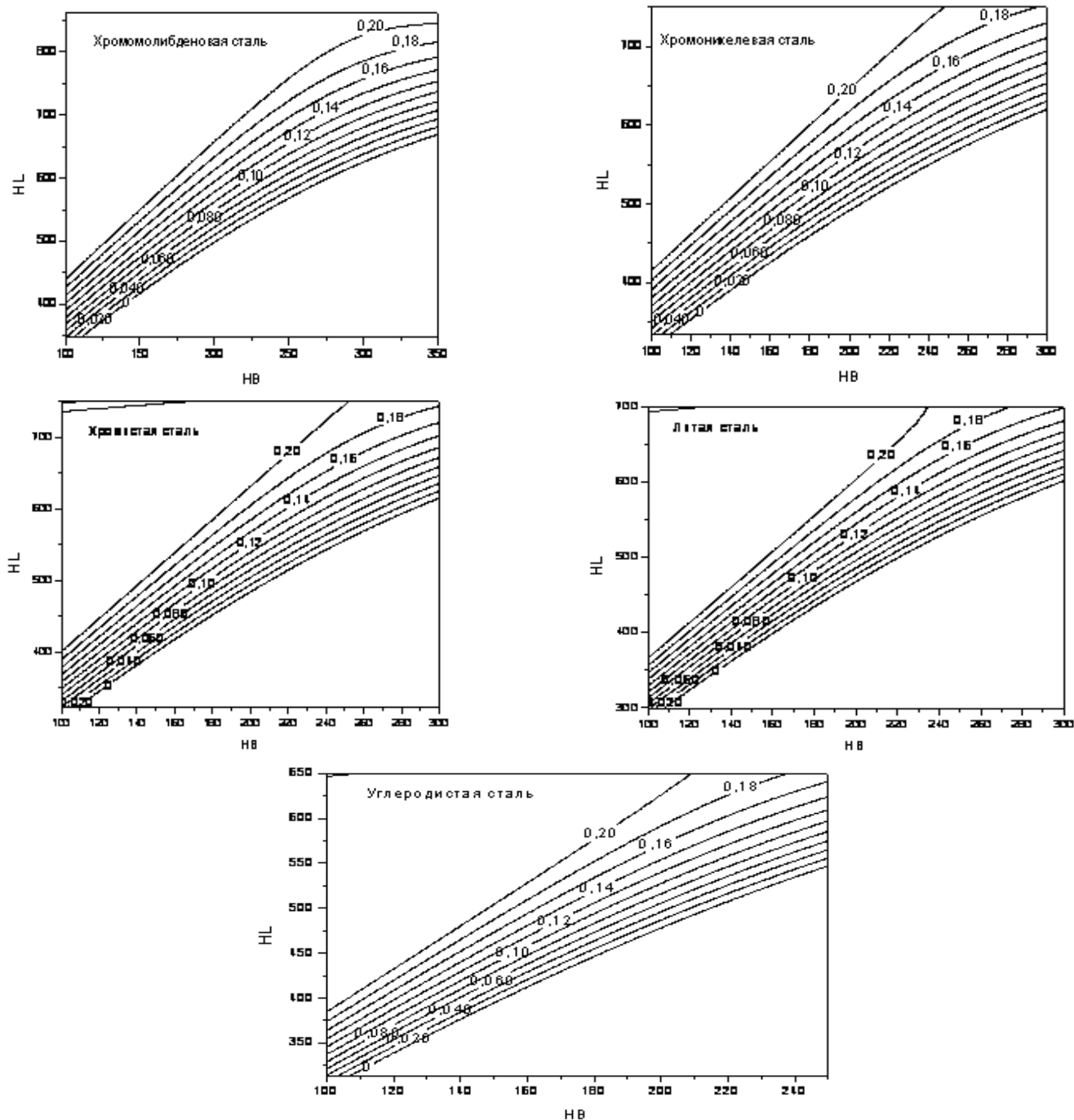


Рис. Номограммы определения показателя скоростного упрочнения

Выводы

1. Между твердостью по Бринеллю и Либу однозначной связи не наблюдается, в связи с разной скоростной упрочняемостью материалов, в том числе в пределах одной группы по химическому составу.
2. Для определения показателя скоростного упрочнения, согласно модели (6), необходимо измерить статическую твердость по Бринеллю и динамическую по Либу. В соответствие с номограммами или выражения (6), с учетом группы материала, рассчитать искомую величину показателя скоростного упрочнения.
3. Метод может быть предложен в качестве экспресс-оценки чувствительности материала к скоростному упрочнению при специальной экспертизе дорожно-транспортных происшествий и расчетов процессов обработки металлов давлением.

Список литературы: 1. *Огородников В. А.* Энергия. Деформации. Разрушение (задачи автотехнической экспертизы) : монография / *Огородников В. А., Киселев В. Б., Сивак И. О.* — Винница : Универсум–Винница, 2005. — С. 176—183. — ISBN 966-641-117-2. 2. *Огородников В.А.* Учет скоростного упрочнения материалов при оценке энергии пластического деформирования элементов конструкции автомобиля / *Огородников В.А., Грушко А.В., Захаров В.В.* // Известия ТулГУ. Серия. Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением. — Тула: ТулГУ. Вып. 3. — 2005. — С. 26-33. 3. *Грушко А. В.* О связи исходной твердости и кривой течения материала / *А.В. Грушко* // Вісник Хмельницького національного університету. Технічні науки. — 2009. — №3(132). — С. 35-40. 4. *Грушко О.В.* Определение кривой течения материала по стандартным механическим характеристикам / *Грушко О.В.* // Вісник Національного технічного університету України "КПІ". Серія: "Машиностроение" — 2010 - №60. — С. 133-137. 5. *John O. Hallquist.* LS-DYNA theoretical manual / *John O. Hallquist.* Livermore Software Technology Corporation. — 1998. 6. *Биргер И. А.* Расчет на прочность деталей машин : Справочник / *И. А. Биргер, Б. Ф. Шорр* // [4-е изд., перераб. и доп.] — М. : Машиностроение, 1993 — 640 с. - ISBN 5-217-01304-09266. 7. Режим доступа: http://www.corvib.com/quotip/hardness_conversion.htm.

УДК 621. 7

О. В. КАЛЮЖНИЙ, канд. тех. наук, ст. викл.; НТУУ "КПІ", Київ

І.В. ВИХОВАНЕЦЬ, магістр; НТУУ „КПІ”, Київ

М.С. НІКОЛЕНКО, студ.; НТУУ "КПІ", Київ

О.В. МЕЛЬНИК, студ., НТУУ "КПІ", Київ

РОЗРАХУНКОВИЙ АНАЛІЗ РЕСУРСОЗБЕРІГАЮЧОЇ ТЕХНОЛОГІЇ ІНТЕНСИВНОГО ЗМІЦНЕННЯ МЕТАЛУ НАВКОЛО ОТВОРІВ У ПРОФІЛЯХ І ЛИСТОВИХ ЗАГОТОВКАХ

Методом скінченних елементів розглянуто аналіз операцій технології інтенсивного зміцнення металу навколо отворів в профілях або листових заготовках за допомогою холодної пластичної деформації. Технологія включає наступні операції – формоутворення отворів холодним видавлюванням двома пуансонами з утворенням виступів на поверхнях заготовки, пробивання перемички та осаджування виступів пуансоном з оправкою. Розрахунком визначено силові режими, розподіл питомих зусиль на деформуючому інструменті. Встановлено розміри осередку деформації в об’ємі заготовки та величину зміцнення металу.

Методом конечных элементов рассмотрен анализ технологии интенсивного упрочнения металла вокруг отверстий в профилях и листовых заготовках. Технология состоит из следующих операций - формообразование отверстий с образованием выступов на поверхностях заготовок холодным выдавливанием двумя пуансонами, пробивка перемычки и осадка выступов пуансоном с оправкой. Расчет определены силовые режимы, распределение удельных усилий на деформирующем инструменте. Установлены размеры очага деформации в объеме заготовки и величину упрочнения металла.

The analysis of the production method of intensive work-hardening of metal around holes in profile and sheet metal is carried out with using the finite element method. The production method consists of subsequent processes such as the forming holes with hub formation on stock piece surfaces by cold extrusion with two punches, the punching amount of adjacent blanks and the setting of the hub by the punch with the bead. Distribution of load per unit surface on the deforming tools is calculated. The share of the deforming zone in the stock under deformation and a rate of hardening are determined.

При отриманні отворів в листових заготовках або профілях пробиванням або обробкою різанням поверхневі шари металу мають механічні дефекти, які в подальшому приводять до зниження механічних властивостей місць з'єднання листових заготовок і профілів між собою (наприклад, заклепками), які працюють в умовах циклічного навантаження. В окремих типах з'єднань, для збільшення надійності і довговічності їх, виконують додаткове зміцнення поверхонь заготовок і профілів, металу навколо отворів за допомогою холодної пластичної деформації що забезпечує підвищення механічних властивостей здеформованого металу. Одним із відомих методів підвищення властивостей і чистоти внутрішньої поверхні отворів є проведення одноразового або багаторазового дорнування. В листовій заготовці, профілі пробиванням або обробкою різанням попередньо виконують отвір, а потім виконують дорнування з різним натягом. На рис. 1 наведена схема дорнування отвору дорном 1 в листовій заготовці 2, яка встановлена на опорі 3. Недоліками такої схеми є невелика глибина пропрацювання структури металу пластичною деформацією навколо отворів, також утворення завусня на нижньому торці заготовки та витрати металу на утворення отворів.

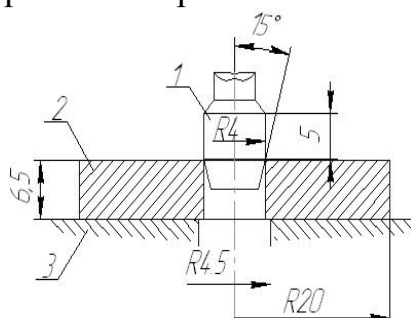


Рис. 1. Схема процесу дорнування отворів

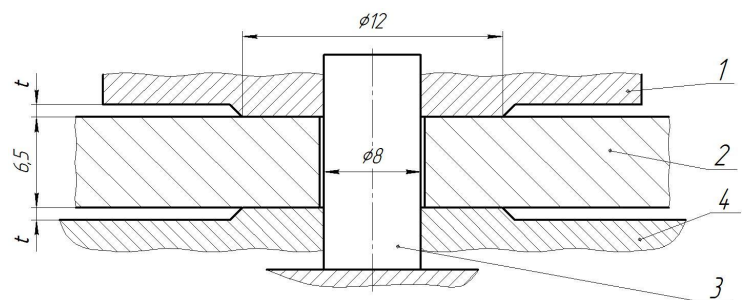


Рис. 2. Схема процесу зміцнення шляхом формування концентричних канавок

Другий відомий спосіб зміцнення металу навколо отворів – це формування концентричних канавок (рис. 2). В профілі або листовій заготовці 2 попередньо виконують отвір, а потім за допомогою пуансонів 1 і 4 виконують зміцнення металу за рахунок формоутворення концентричних канавок, при цьому метал

заповнює зазор між отвором і оправкою 3. Недоліками такого способу є утворення канавок на поверхнях профілів і листових заготовок, неможливість рівномірного пропрацювання структури металу пластичною деформацією в товстолистових заготовках по висоті та витрати металу на утворення отворів.

Авторами встановлено вплив натягу при дорнуванні листової заготовки з алюмінієвого сплаву (див. рис.1). При дорнуванні з натягом $\Delta=1\%$ напруження текучості σ_s здеформованого металу збільшується, в порівнянні з вихідним станом, в 1,1 рази в шарах металу біля поверхні отвору, а осередок деформації розповсюджується на глибину $h=0,3$ міліметра (мм) в заготовку. При дорнуванні з $\Delta=2$ і 3% напруження σ_s зростає в 1,4 і 1,8 разів, а глибина осередку досягає значень 0,5 і 0,9 мм відповідно. При формоутворенні концентричних канавок для наведених вище розмірів пуансонів і заготовки (див. рис. 2) виявлено вплив висоти t на зміцнення і розміри осередку деформації. Так, при $t=0,2$ мм σ_s збільшується в 1,3 рази в шарах металу біля отвору, а осередок деформації розповсюджується по радіусу на 4 мм. При $t=0,4$ мм σ_s збільшується в 1,5 рази, а осередок деформації розповсюджується на 7,5 мм. Пропрацювання структури металу пластичною деформацією проходить по всій висоті заготовки.

Наведені приклади показують, що дорнуванням і формоутворенням концентричних канавок не забезпечується інтенсивне пропрацювання структури металу пластичною деформацією, а осередок деформації в заготовках розташовується в шарах металу біля отворів.

Метою роботи є встановлення методом скінченних елементів (МСЕ) параметрів ресурсозберігаючої технології інтенсивного зміцнення навколо отворів, яка забезпечує інтенсивне пропрацювання структури металу пластичною деформацією великих об'ємів заготовок.

Розглянуті дві схеми технології зміцнення металів навколо отворів. На рис. 3 показана послідовність операцій технології, коли попередній отвір в заготовці формується одним пуансоном. На рис. 3а представлена перша операція формування отвору в профілі або листовій заготовці. Пуансон 2 вдавлюється в заготовку 1, яка розміщена на опорі. Течія металу проходить назустріч пуансону з утворенням виступу на поверхні заготовки. Друга операція (рис. 3б) – це пробивання за допомогою пуансону 3 перемички в заготовці 1, яка розміщена на матриці 2. На третій операції (рис. 3в) пуансоном з оправкою 3 виконується осаджування виступу на поверхні заготовки 1, що встановлена на опорі 2. Об'єм металу виступу перетікає в зазор між оправкою і отвором, який має місце перед осаджуванням.

Відмінність наступної технології, яка показана на рис.4, полягає в тому, що попередній отвір в заготовці формується двома пуансонами. Формування отвору двома пуансонами (рис. 4а) забезпечує рівномірне пропрацювання структури металу пластичною деформацією по всій висоті заготовки з утворенням виступів на нижній і верхній поверхнях заготовки. На другій операції (рис. 4б) в заготовці 1, що розміщена в матриці 2, пуансоном 3 виконується пробивання перемички. Третя операція включає осаджування виступів в заготовці 1, що встановлена на опорі 2, за допомогою пуансону з оправкою 3. Об'єм металу виступів заповнює

зазор між оправкою і отвором. Наведені технології, в порівнянні з попередніми, (див. рис. 1 і 2) зменшують витрати металу на утворення попередніх отворів у профілях або листових заготовках завдяки використанню операції видавлювання двома пуансонами.

Для моделювання був використаний програмний комплекс DEFORM, який дозволяє аналізувати переходи процесів обробки металів тиском з урахуванням технологічної спадковості після кожного переходу. Розрахункова схема для моделювання МСЕ процесу формоутворення отвору видавлюванням двома пуансонами (див. рис. 4а) приведена на рис. 5. Задача вісесиметрична, зображено половину заготовки 1, яка встановлена на опорі 3 і підлягає деформуванню пуансонами 2. Діаметр пуансонів 18 мм, кут конусу робочого торця 168 градусів, радіус заокруглення торця 2 мм. Матеріал заготовки – сталь. Властивості сталі у відпаленому стані: умовна межа течії 210 МПа, модуль Юнга $2,1 \times 10^5$ МПа. Коефіцієнт Пуассона 0,3. Враховувано тертя на контактуючих поверхнях заготовки з пуансоном (коефіцієнт тертя 0,08), зміцнення по ступеневій апроксимації діаграми істинних напружень. Процес формоутворення розподілявся на певну кількість кроків навантаження і моделювання закінчувалось коли відстань між пуансонами складала 0,5 мм.

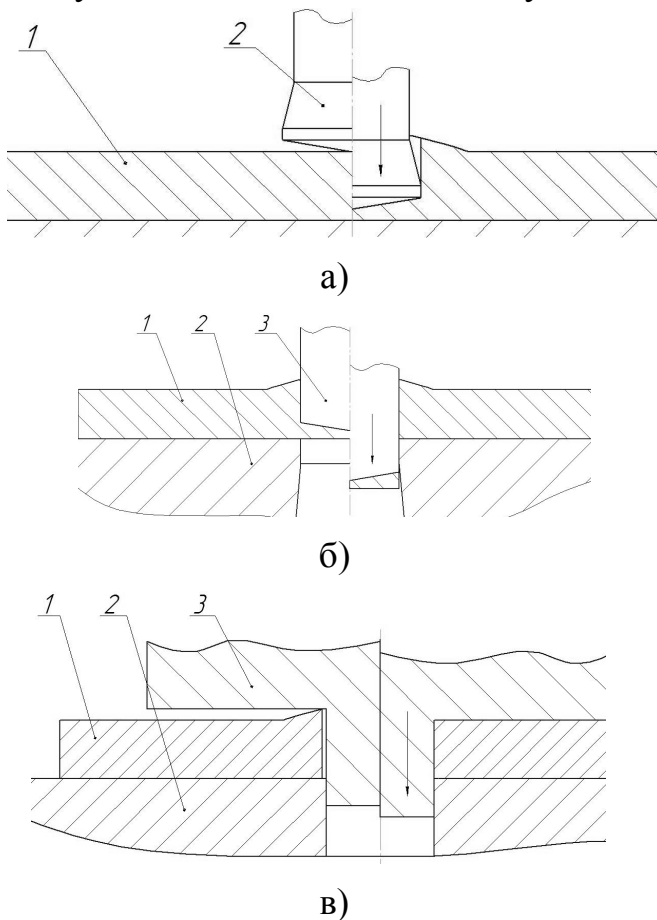


Рис. 3. Послідовність операцій інтенсивного зміцнення металу навколо отворів при формуванні отвору одним пуансоном

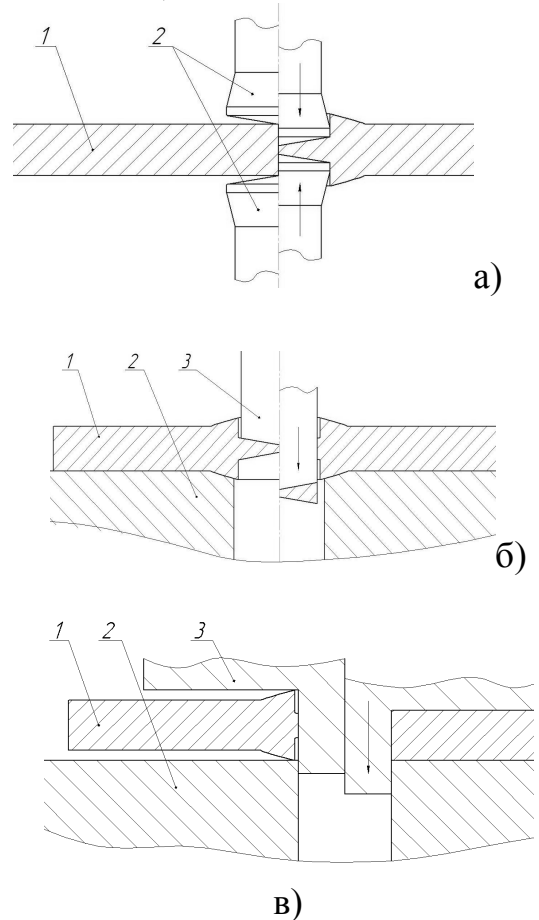


Рис. 4. Послідовність операцій інтенсивного зміцнення металу навколо отворів при формуванні отвору двома пуансонами

Здеформована листова заготовка в розрізі, яка отримана в результаті комп'ютерного моделювання, наведена на рис. 6.

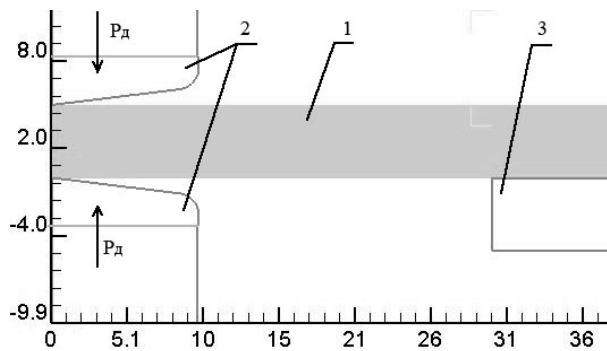


Рис. 5. Розрахункова схема процесу видавлювання (розміри в міліметрах)

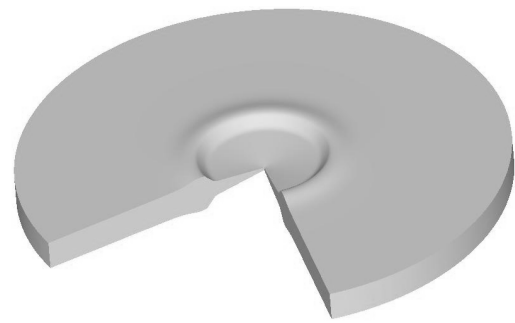


Рис. 6. Здеформована заготовка в розрізі після видавлювання

Розрахункова залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансону представлена на рис. 7. Максимальне значення зусилля отримане в кінці процесу і складає 465 КН. Моделюванням встановлений напружено-деформований стан по всьому об'єму zdeформованої заготовки. Це дозволило виявити розподіл нормальних напружень на контактуючих поверхнях між заготовкою і деформуючим інструментом. Вказаний розподіл дозволяє визначити питомі зусилля на деформуючому інструменті. Розподіл нормальних напружень на поверхні заготовки, що контактує з торцем пуансону для вказаного значення зусилля видавлювання представлена на рис. 8. Максимальні значення питомих зусиль (1950 МПа) виникають на вісі пуансону з поступовим зменшенням на конічній поверхні до радіуса заокруглення торця. По вказаному розподілу можливо прогнозувати стійкість пуансонів при видавлюванні.

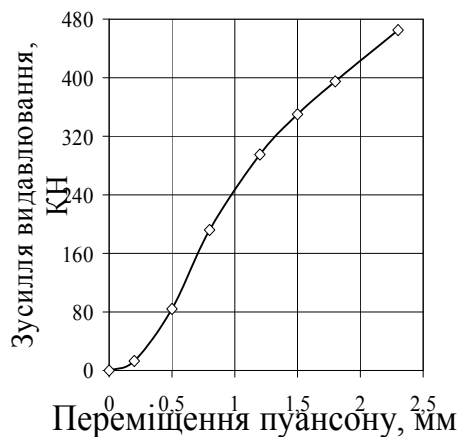


Рис. 7. Залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансону

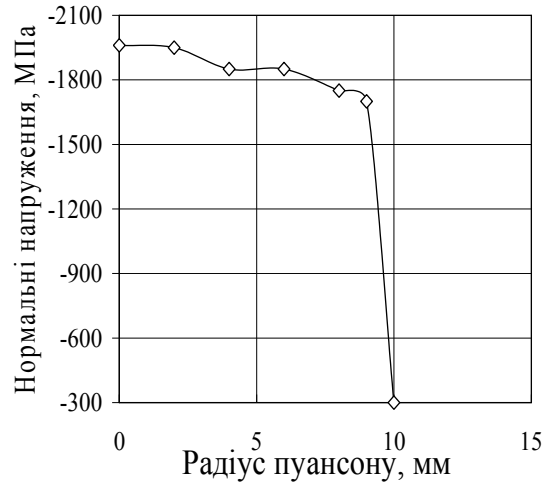


Рис. 8. Розподіл нормальних напружень на торці пуансону

Пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією оцінювали по розподілу інтенсивності деформацій ϵ_i . На рис. 9 показаний розподіл ϵ_i по об'єму

здеформованої заготовки. Інтенсивне пропрацювання проходить в заготовці на віддалі 5 мм від краю пуансону. Розповсюдження осередку деформації і зміцнення zdeформованого металу в заготовці визначали по розподілу інтенсивності напружень σ_i (рис. 10). Осередок деформації розповсюджується по діаметру 50 мм навколо отвору діаметром 18 мм. Межа текучості σ_s в шарах металу навколо отворів досягає значення 600 МПа.

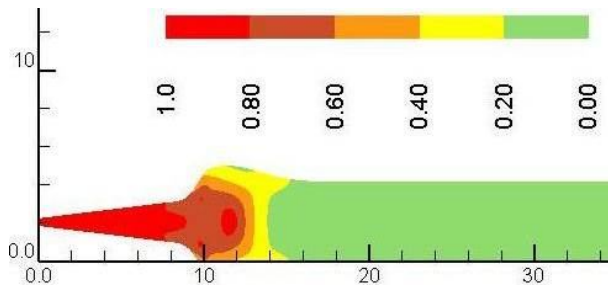


Рис. 9. Розподіл інтенсивності деформацій (розміри по осям в міліметрах)

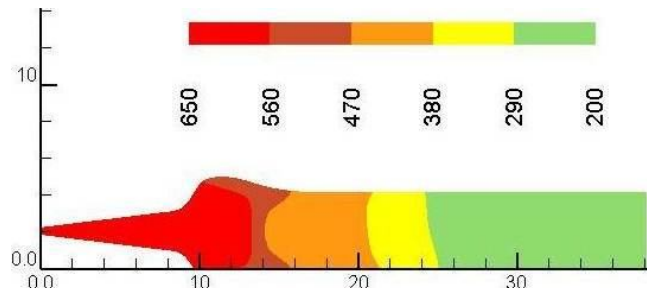


Рис. 10. Розподіл інтенсивності напружень (розміри по осям в міліметрах)

Наступна операція – пробивання перемички після формоутворення отвору. Розрахункова схема наведена на рис. 11. Заготовка 1, яка отримана видавлюванням, встановлена на матриці 3 і фіксується притискачем 4. Пробивання перемички виконується пуансоном 2. На рис. 12 показана zdeформована заготовка в розрізі на завершених стадіях пробивання.

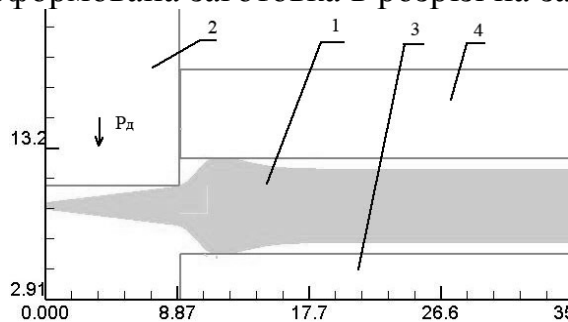


Рис. 11. Розрахункова схема пробивання перемички (розміри в міліметрах)

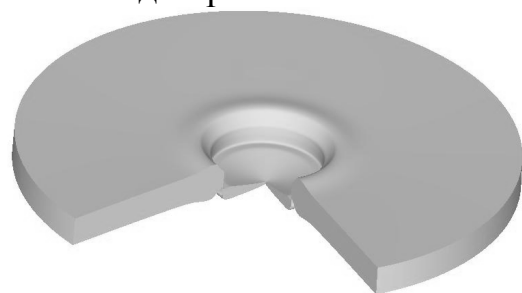


Рис. 12. Заготовка в розрізі на завершених стадіях пробивання перемички

Залежність зусилля пробивання від переміщення пуансону зображена на рис. 13. Максимальне значення зусилля пробивання складає 60 КН. Розподіл питомих зусиль (нормальних напружень) на частині торця пуансону, який контактує з заготовкою при пробиванні, для максимального значення зусилля зображено на рис. 14. Розподіл нерівномірний, питомі зусилля досягають значення 1600 МПа. Моделювання останньої операції осаджування проводилось з урахуванням накопичених деформації і напружень в заготовці, які отримані на переході формоутворення отвору. Розрахункова схема осаджування показана на рис. 15. Осаджування заготовки 1, в яку встановлена оправка 2 виконується плитами 3. На рис. 16 показана заготовка в розрізі після осаджування. На рис. 17 представлена залежність зусилля осаджування від переміщення пуансону. Зусилля суттєво

зростає в кінці осаджування і досягає 860 КН. Розподіл питомих зусиль (нормальних напружень) по радіусу плити зображений на рис. 18. Максимальне значення вказаних напружень досягає 2400 МПа.

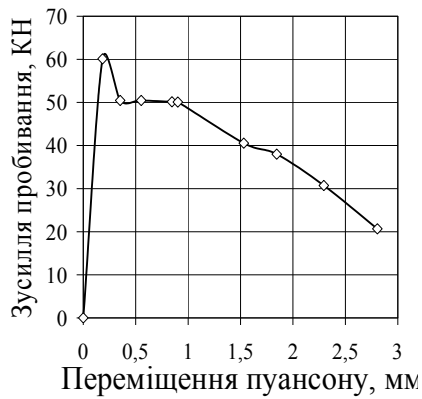


Рис. 13. Залежність зусилля від переміщення пуансону при пробиванні

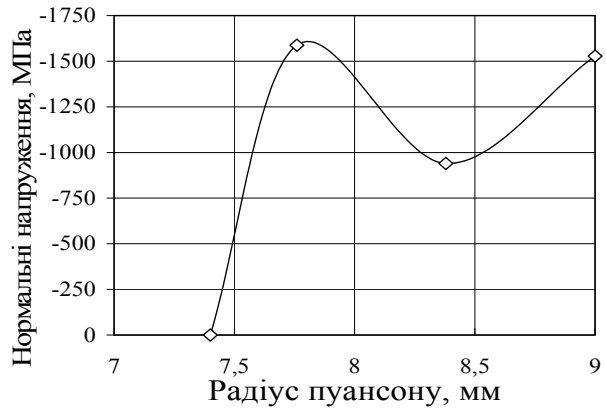


Рис. 14. Розподіл нормальних напружень на торці пуансону

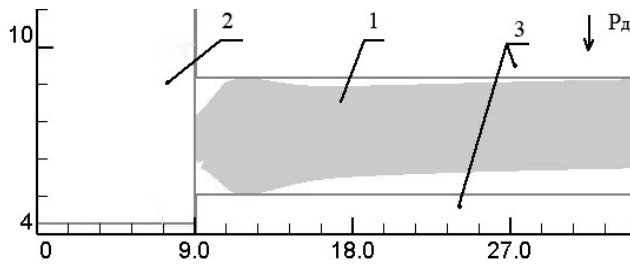


Рис. 15. Розрахункова схема осаджування

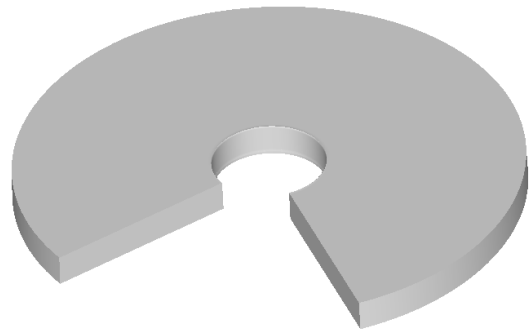


Рис. 16. Заготовка в розрізі після осаджування



Рис 17. Залежність зусилля осаджування від переміщення плит

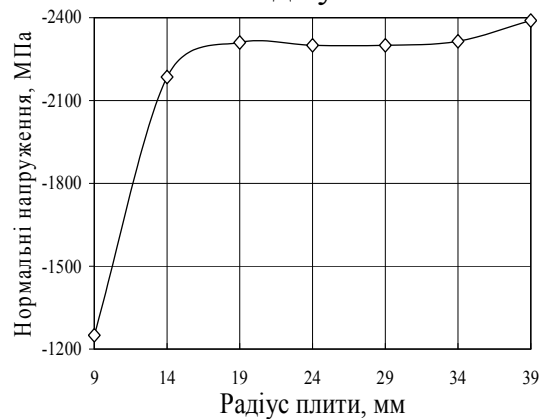


Рис. 18. Розподіл нормальних напружень на плиті

Розподіл інтенсивності деформацій ϵ_i та інтенсивності напружень після осаджування приведений на рис. 19 і 20. Інтенсивне припрацювання структури металу пластичною деформацією в заготовці проходить по діаметру 36 мм. Осередок деформації розповсюджується в заготовці по діаметру 50 мм.

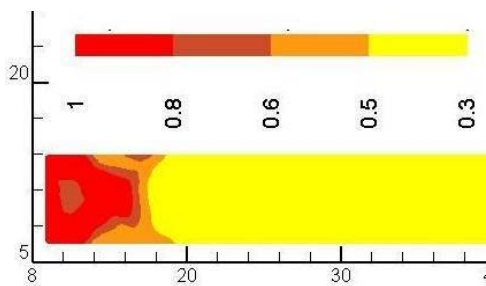


Рис. 19. Розподіл інтенсивності деформацій (розміри по осям в міліметрах)

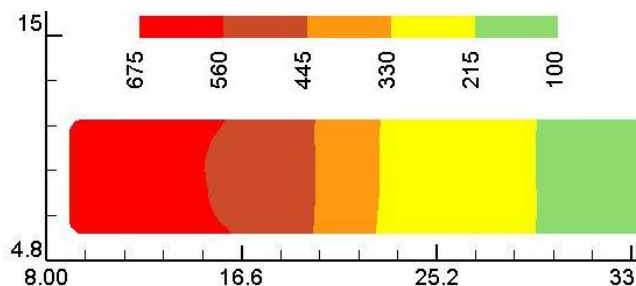


Рис. 20. Розподіл інтенсивності напружень (розміри по осям в міліметрах)

Висновки. Методом скінчених елементів визначені параметри операцій інтенсивного зміцнення металів навколо отворів. Визначені силові режими, розподіл питомих зусиль на деформуючому інструменті, величини інтенсивності деформацій і інтенсивності напружень, кінцеву форму виробів в операціях формування отворів холодним видавлюванням, пробивання перемички та осаджування виступів на поверхнях заготовки, які отримані видавлюванням.

УДК 621.73.

ЩЕРБАКОВ В.П. гол. інж., ПрАТ «НВЦ «Трансмаш», Луганськ

УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ ВИГОТОВЛЕННЯ СУХАРЯ ФРИКЦІЙНОГО ГАСНИКА КОЛИВАНЬ ПАСАЖИРСЬКОГО ВАГОНА

Запропоновано нову конструкцію фрикційного гасника коливань пасажирських вагонів, яка дає можливість застосувати нові технології виготовлення елементів конструкції, які не передбачені традиційними технічними рішеннями

Предложена новая конструкция фрикционного гасителя колебаний пассажирских вагонов, которая дает возможность использования новых технологий для изготовления элементов конструкции, не предусмотренных традиционными техническими решениями.

A new design of a friction damper of passenger cars. It provides an opportunity to use new technologies for the manufacture of structural elements. These technologies are not covered by traditional technical solutions.

Фрикційні гасники коливань (демпфери) є елементами підвішування пасажирських вагонів і призначені для гасіння коливань пасажирських вагонів. Залежно від механізму дисипації енергії розрізняють гідравлічні і фрикційні гасники коливань. Останні виявились найбільш придатними для умов експлуатації в середніх широтах (зокрема, в Україні). Класифікація фрикційних гасників коливань дана в роботі [1].

В роботі [2] дано детальний аналіз умов роботи фрикційних гасників коливань пасажирських вагонів і показано, що конічна форма втулки шпінтона та фрикційних сухарів не є оптимальною з точки зору умов тертя.

Ось чому автор з колегами поставили задачу удосконалити конструкцію гасника коливань пасажирських вагонів. Збіг двох конічних поверхонь (втулки шпінтона та сухарів) можна забезпечити лише за умови збігання їхніх вершин (звичайно ж, і за умови рівності кутів конусності!). Тому, коли відбувається переміщення візка відносно рами вагона, поверхні сухарів і втулки шпінтона контактують лише по незначній поверхні номінальної площі контакту цих деталей. Через це відбувається місцеве перегрівання та інтенсивне зношення. Щоб подолати ці недоліки, автор разом із своїми колегами запропонував нову конструкцію фрикційного гасника коливань пасажирських вагонів [3].

На рис. 1 показано схему удосконаленого по патенту [3] клинового фрикційного гасника коливань пасажирських візків КВЗ-ЦНІ.

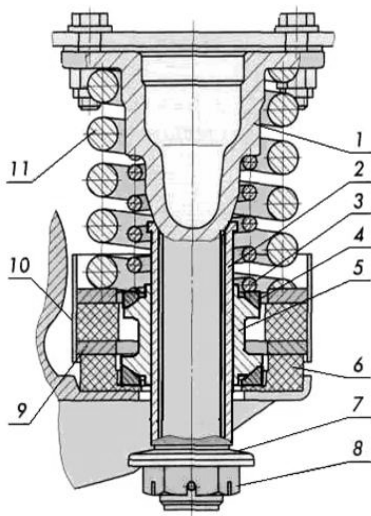


Рис. 1. Схема клинового фрикційного гасника коливань пасажирських візків:

- 1 – Шпінтон; 2 – Фрикційна втулка шпінтона; 3 – Внутрішня пружина;
- 4 – Нтискне кільце; 5 – Фрикційний сухар; 6 – Гумова прокладка;
- 7 – Тарілчаста ресора; 8 – Корончата гайка; 9 – Металева прокладка;
- 10 – Кожух; 11 – Зовнішня пружина

тому, що для оброблення зовнішньої поверхні втулки точіння замінено на фрезерування.

Виготовлення фрикційних сухарів зазнало суттєвих змін. Нова конструкція фрикційних сухарів із ребром жорсткості (рис. 2) виключила можливість використання існуючої технології виготовлення усіх сухарів (комплекту з шести або восьми сухарів) з однієї покованки у вигляді товстостінного кільця, але відкрила можливість їхнього поштучного виготовлення.

При цьому є можливість штампування у двох варіантах: 1) із лінією сполучення штампів по площині симетрії; 2) із лінією сполучення штампів по складній поверхні, яка не є пласкою, а є просторовою (рис. 2).

Примітки: 1. Штампувальні нахили, які не показані на кресленику, 10°.

Ця конструкція відрізняється тим, що з метою рівномірного розподілу навантажень на поверхні контакту фрикційних сухарів 5 із фрикційною втулкою шпінтона 2 та суттєвого зменшення їхнього зношування, поверхні контакту цих деталей виконані пласкими. Це досягається тим, що зовнішня поверхня фрикційної втулки шпінтона 2 виконана у вигляді багатогранної піраміди, яка має, наприклад, вісім пласких поверхонь контакту з фрикційними сухарями 5.

Переваги такої конструкції показані в роботі [4]. Тут автор ставить за мету показати, як нова конструкція гасника коливань вплинула на технологію виготовлення сухаря фрикційного гасника коливань.

Виготовлення фрикційної втулки шпінтона залишилось практично незмінним. Єдина відмінність полягає в

2. Штампувальні радіуси, які не показані на кресленику, 5 мм.
3. Допуски на розміри у відповідності із стандартом 7505.
4. По поверхнях з'єднання допускається задирка не більше 1 мм.

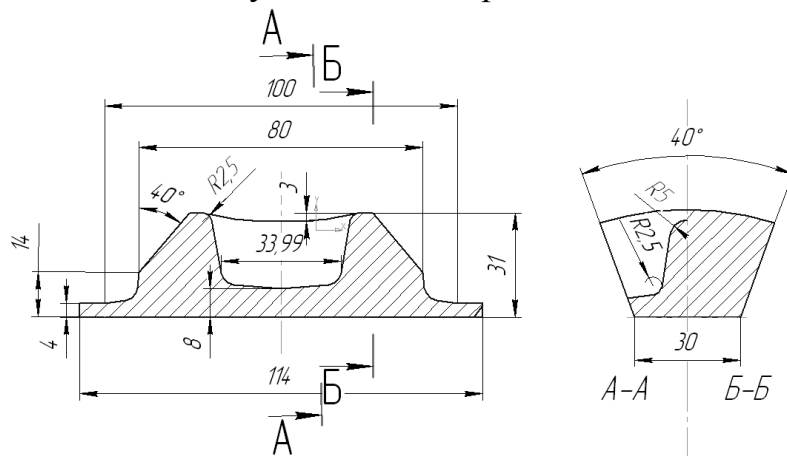


Рис. 2. Штампованка фрикційного сухаря із лінією сполучення штампів по складній поверхні, яка є просторовою

В даній доповіді розглядається штампування сухаря у закритому штампі на корбовому гарячештампувальному пресі (КГШП).

В роботах проф. В.О. Євстратова [5] доведено, що штампування в закритих штампах на корбових гарячештампувальних пресах доцільне і економічно ефективно в тому випадку, коли: а) в штампах наявні компенсатори, в яких можливе розташування надлишку металу, що попереджає перевантаження чистового рівчака; б) заготовка підготована так, що її форма та розміри в точності відповідають епюрі перетинів.

Щоб підготувати відповідним чином заготовку, пропонується першу операцію формоутворення заготовки здійснювати у закритому перетискному рівчаку КГШП (рис. 3).

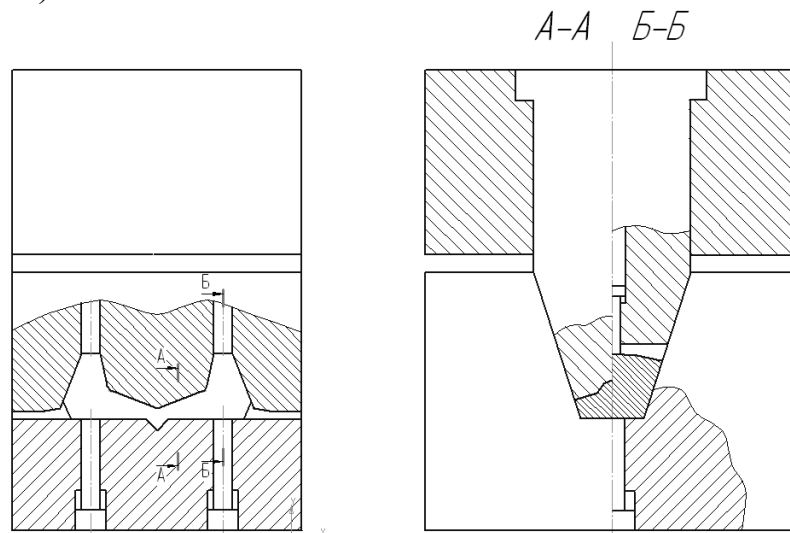


Рис. 3. Схема перетискного рівчака КГШП для виготовлення сухаря

Таке технічне рішення, по-перше, дає можливість використати для штампування заготовку у вигляді відрізка гарячевальцьованого круглого прутка, а по-друге, дозволяє отримати необхідну значну (!) деформацію на

першій операції. Крім того, для закритого штампування конче важливо точно зафіксувати деформовану заготовку в чистовому рівчаку. Для цього в перетискному рівчаку ми передбачили спеціальний виступ *B* посередині рівчака. Незначна кількість металу, яка утворюватиме цей виступ і буде збережена у чистовому рівчаку, в процесі механічного оброблення буде видалена. Видалення перетиснутої заготовки із першого (заготовчого) рівчака здійснюється за допомогою виштовхувачів, які розташовані в пакеті штампа КГШП.

Остаточна формозміна сухаря здійснюється у другому (чистовому) закритому рівчаку з компенсаторами для витіснення надлишкового об'єму вихідної заготовки (щоб запобігти перевантаження рівчака і преса). Схема чистового рівчака показана на рис. 4.

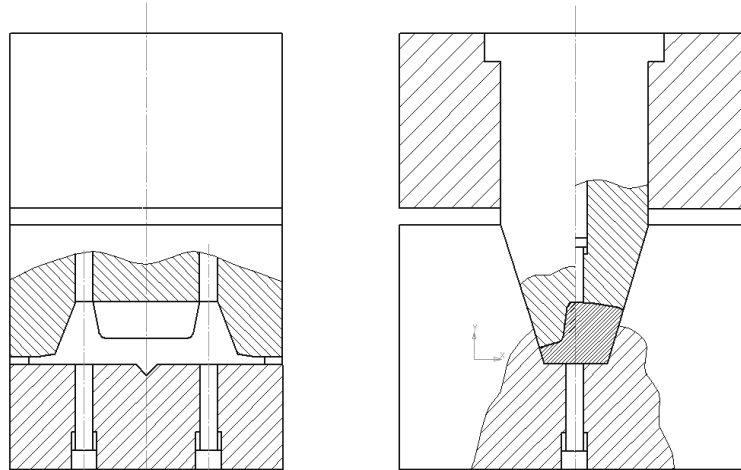


Рис. 4. Схема чистового рівчака штампа КГШП для виготовлення сухаря з ребром жорсткості

Таке технічне рішення дозволяє: 1) отримати штампованку сухаря, який потребує механічного оброблення лише по трьом поверхням: плоскій поверхні *П*, яка сполучатиметься зі фрикційною втулкою шпінтона 2 (рис. 2), та конічними поверхнями *К1* і *К2*, які сполучатимуться з конічними натискними кільцями 4 (рис. 2); 2) отримати штампованку сухаря з ребром жорсткості, яке значно зменшує напруження в небезпечних точках переходу від конічних елементів сухаря до плоскої стінки; 3) отримати в штампованці макроструктуру, яка забезпечує найвищу міцність деталі; 4) відмовитись від утворення ґрату і тим самим зменшити витрати металу та знизити трудомісткість виготовлення штампованки (виключити з технологічного процесу операцію обрізування ґрату); 5) забезпечити високу продуктивність штампування (на КГШП штампування в кожному рівчаку відбувається за один хід преса); 6) отримати високу стійкість штампа (наявність компенсаторів дозволяє розвантажити рівчак від перевантаження); 7) використати КГШП без спеціального гідравлічного пристосування для розвантаження преса (як це передбачено в конструкції МАМІ).

Тут важливо зазначити, що в чистовому рівчаку передбачено центрування заготовки, яка отримана у попередньому рівчаку. Крім того, наявність компенсаційних порожнин клинової форми дозволяє певною мірою регулювати напрямки течії металу.

Висновки: 1. Запропонована технологія виготовлення сухаря гасника коливань пасажирського вагону є суттєво новою, не передбаченою традиційними технічними рішеннями [6]. 2. Запропонована технологія забезпечує підвищення якості деталей, що обумовлено кращою макроструктурою штампованки. 3. Запропонована технологія дає суттєві техніко-економічні переваги по відношенню до традиційних способів виготовлення сухарів.

Список літератури: 1. Соколов М.М., Варава В.И., Левит Г.М. Гасители колебаний подвижного состава: Справочник. – М.: Транспорт, 1988. 2. Губачева Л.О. Надійність транспортних засобів.- Навчальний посібник – Луганськ: вид-во СНУ ім. В. Даля, 2009.-93с. 3. Патент UA 52304 B61F 5/00, бюл. №16, 2010 р. 4. Голубенко О.Л., Губачева Л.О., Євстратов В.О., Мокроусов С.Д., Щербаков В.П. Удосконалення конструкції фрикційного гасника коливань пасажирського вагона / Вісник СНУ ім. В. Даля. Науковий журнал №12 (168) ч.1, 2011. С.58-62. 5. Євстратов В.О. Про деякі забобони в обробленні металів тиском / Вестник национального технического университета ХПИ, №43, 2010. С.98-107 6. Ковка и штамповка: Справочник в 4-х томах. Том 2. Горячая объемная штамповка. Под ред. Е.И.Семенова. – М.: Машиностроение, 1986.

УДК.621.983

В. Л. КАЛЮЖНИЙ, докт. техн. наук, проф.; НТУУ "КПІ", Київ
А. С. ЗАПОРОЖЧЕНКО, асп.; НТУУ "КПІ", Київ

ВИБІР ОПТИМАЛЬНОГО РАДІУСУ ЗАОКРУГЛЕННЯ ПУАНСОНА ДЛЯ ПРОЦЕСУ ХОЛОДНОГО ВИТЯГУВАННЯ З ПОПЕРЕДНЬО СПРОФІЛЬОВАНИХ ЛИСТОВИХ ЗАГОТОВОК

Методом конечных элементов проведено моделирование холодной вытяжки с предварительно профилированной листовой заготовки из стали 08кп с использованием программного комплекса Deform 3D и определены конечные размеры изделия, силовые параметры процесса, напряженно-деформированное состояние изделия при формообразовании. Найден оптимальный радиус пуансона для получения изделия максимальной глубины.

Методом скінченних елементів проведено моделювання холодного витягування з попередньо спрофільованої листової заготовки зі сталі 08кп з використанням програмного комплексу Deform 3D та знайдені кінцеві розміри виробу, силові параметри процесу, напружено-деформований стан виробу при формоутворенні. Визначений оптимальний радіус пуансону для отримання виробу максимальної глибини.

The simulation of cold drawing from preformed workpiece made of steel 08kp was carried out by finite element method with application of DEFORM software package. Final dimensions of product, power conditions of process, mode of deformations of product during forming were determined. The optimal radius of punch for obtaining of maximum depth was found.

Стрімкий розвиток науки і техніки змушує створювати нові та вдосконалювати вже існуючі технології виробництва деталей холодним листовим штампуванням. Листове штампування широко застосовується для виготовлення деталей, які використовуються у системах вентиляції. Номенклатура виробів вентиляційних систем дуже широка, але найбільш складною деталлю з точки зору

виготовлення є виріб типу «сідло» для з'єднання тонкостінних оцинкованих труб однакових та різних діаметрів (рис. 1). В Україні деталі такого типу виготовляють формовкою двох половин із оцинкованих листових заготовок та з'єднують їх фальцевим швом. Виготовлення деталей за такою технологією досить складне і займає багато часу. Тому було розглянуто можливість виготовлення цільної заготовки з використанням операцій холодного листового штампування, зокрема гнуттям, витягуванням, пробиванням отвору в витягнутій частині та подальшим відбортуванням для отримання максимальної висоти деталі.

Визначення параметрів гнуття і відбортування листової заготовки не визивають складнощів. Самою складною операцією є витягування з попередньо зігнутої з відповідним радіусом вихідної круглої листової заготовки. Одним з визначальних параметрів цього процесу є радіус заокруглення пуансона. В літературі [1-2] практично відсутні дані по визначенню радіуса заокруглення пуансона при витягуванні з попередньо зігнутої заготовки.

Метою роботи є визначення оптимального радіусу заокруглення пуансона при витягуванні з листової заготовки, яка попередньо зігнута з відповідним радіусом. Вирішення такої задачі вимагає чіткого прогнозування впливу радіуса заокруглення пуансона на закономірність формозміни листового матеріалу під час подальшого витягування.

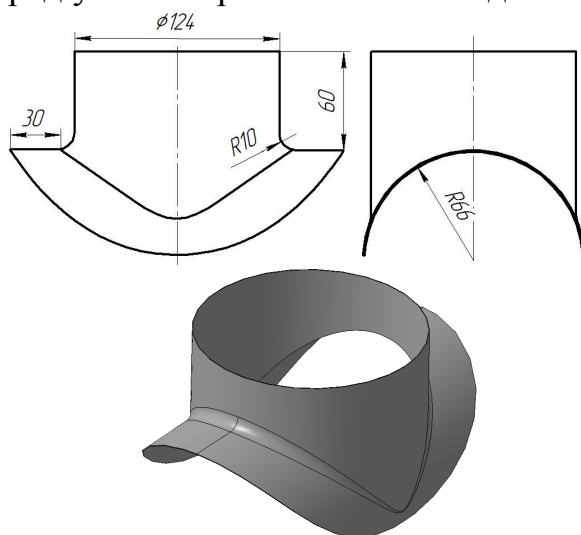


Рис.1 Деталь «сідло»

Для врахування конструктивних (геометрія пуансона, матриці, притискача), технологічних (геометрична форма заготовки, коефіцієнт витягування, швидкість деформування, тип змащення) і фізико-механічних (пружні властивості, діаграма істинних напружень, діаграма пластичності металу заготовки) параметрів було запропоновано створення скінченно-елементної моделі формоутворення

виробу гнуттям і подальшим витягуванням.

Рекомендований радіус заокруглення пуансона R для даної конфігурації заготовки знаходиться у межах від 6 мм до 12 мм [1]. Матеріал листової заготовки із сталі 08кп товщиною 0,7 міліметрів (мм) і діаметром 240 мм, який був визначений розрахунковим шляхом з умови постійності площ виробу і заготовки. Використовували пружно-пластичну модель для металу, що деформується. Модуль Юнга $2,1 \cdot 10^5$ МПа, коефіцієнт Пуассона 0,3. Діаграму істинних напружень апроксимували залежністю $\sigma_s = \sigma_{0,2} + k \cdot \varepsilon^n$ (тут $\sigma_{0,2}$ – умовна межа текучості, ε – ступінь деформації, k і n – коефіцієнти, які визначали по експериментальній діаграмі істинних напружень). Враховане тертя на контактуючих поверхнях по закону Кулона (коефіцієнт тертя $\mu=0,08$).

136

Швидкість деформування складала 2 мм/с. Процеси гнуття і подальше витягування розподіляли на певну кількість кроків навантаження, що дозволяє визначити початок руйнування при формоутворенні. Моделювання проводили з використанням програмного комплексу Deform 3D.

Кінцева геометрія заготовки після гнуття по радіусу 66 мм (див. рис. 1.) зображена на рис. 2. Після моделювання процесу гнуття, проводили розрахунковий аналіз процесу витягування до початку руйнування заготовки. Критерієм початку руйнування слугувало досягнення ступеня використання ресурсу пластичності ψ значення рівного одиниці. На рис. 3 зображена заготовка після витягування на початку руйнування при витягуванні.

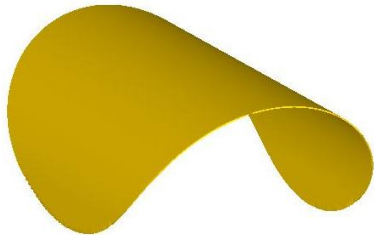


Рис. 2. Заготовка після гнуття

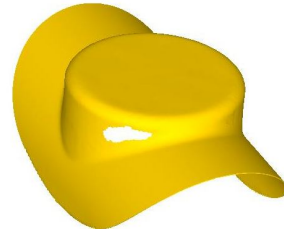


Рис. 3. Заготовка після витягування

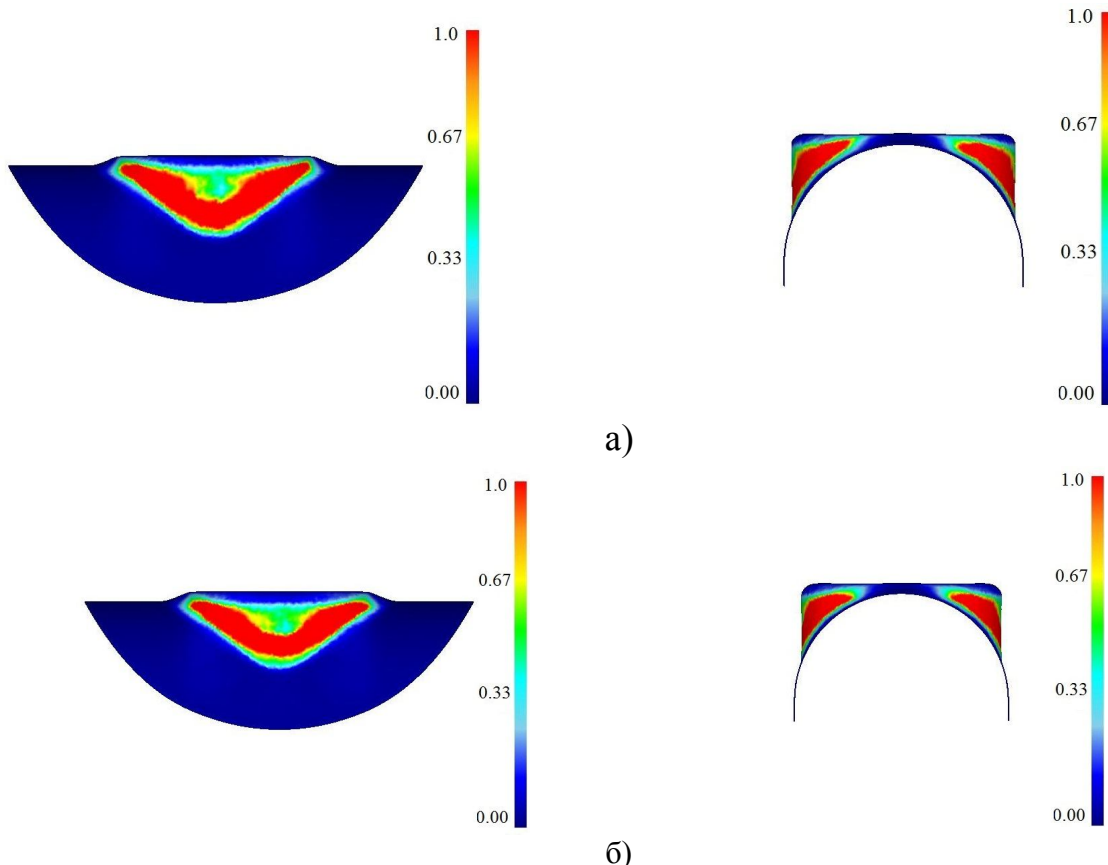


Рис. 4. Розподіл ступеня використання ресурсу пластичності при витягуванні пуансонами з радіусом заокруглення $R=6$ мм (а) і $R=8$ мм (б).

Руйнування починається в стінці зі сторони більшого фланця заготовки. Розподіл ступеня використання ресурсу пластичності по об'єму zdeформованої заготовки при витягуванні пуансонами з різним радіусом пуансона R показаний на рис. 4 і 5. На рисунках зображена zdeформована заготовка в двох проекціях.

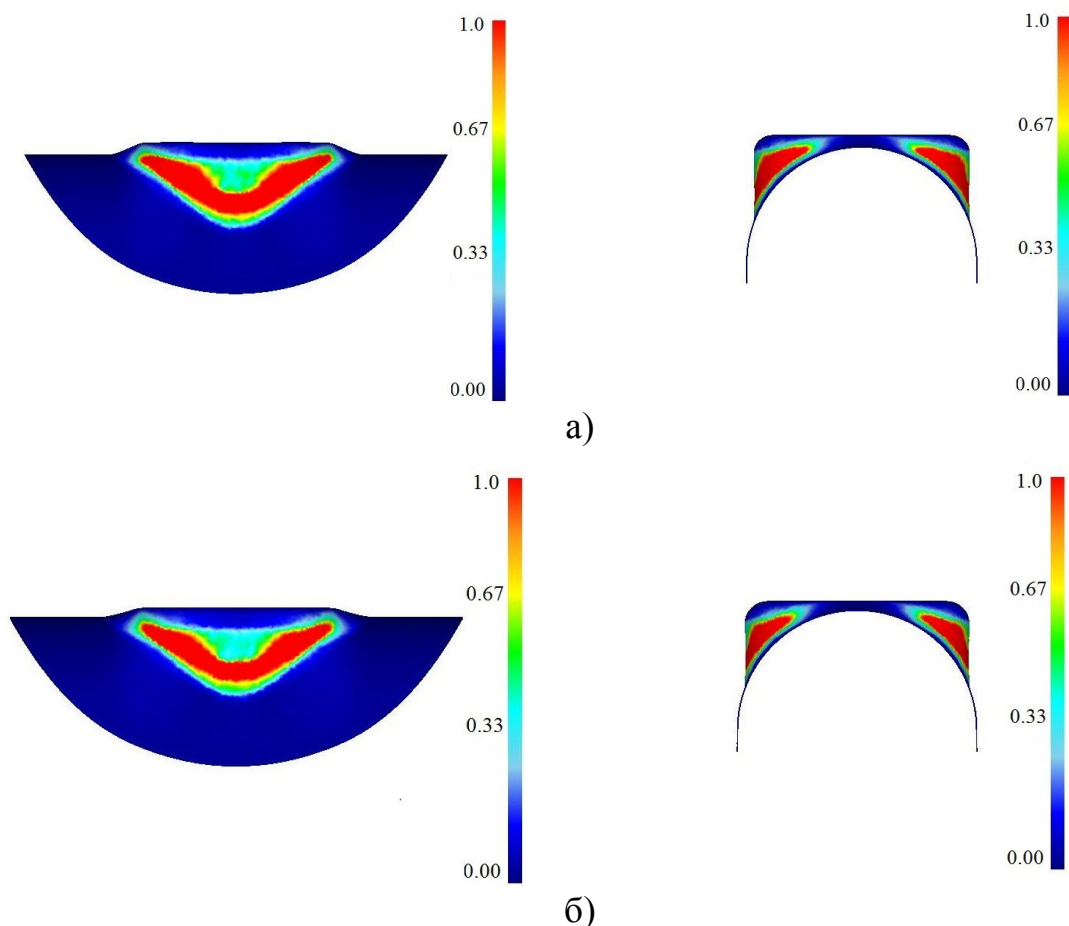


Рис. 5. Розподіл ступеня використання ресурсу пластичності при витягуванні пуансонами з радіусом заокруглення $R=10$ мм (а) і $R=12$ мм (б).

Середнє значення використання ресурсу пластичності у витягнутій частині заготовки знаходиться у межах $\psi = 0,38-0,5$. На границі переходу меншого фланця у більший спостерігається максимум використання ресурсу пластичності по заготовці і досягає величини $\psi = 1$, це пояснює початок руйнування заготовки саме у цьому місці. Вищенаведена картина спостерігається на заготовці, яка досягла максимально допустимого ступеню деформації.

Максимальна глибина виробу досягнута при використанні пуансона з радіусом заокруглення $R=10$ мм, тому аналіз розподілу інтенсивності напружень σ_i та інтенсивності деформацій ε_i проведемо саме для цього випадку.

В силу симетрії розглянемо четверту частину заготовки.

Розподіл інтенсивності напружень σ_i зображений на рис. 6. В донній частині деталі інтенсивність напружень в межах 150-290 МПа, в радіусній частині біля дна близько 340 МПа, в циліндричній частині σ_i змінюється від 450 МПа зі сторони більшого фланця до $\sigma_i=560$ МПа зі сторони меншого, на радіусі переходу циліндричної частини у фланець σ_i досягає максимальної величини 510 МПа біля меншого фланця, у більшому фланці $\sigma_i= 360-460$ МПа, у меншому $\sigma_i= 470-530$ МПа. Найбільша інтенсивність напружень спостерігається в

циліндричній частині витягнутої деталі і досягає величини 560 МПа, тут метал зміцнюється в 3,2 рази в порівнянні з вихідним станом.

Розподіл інтенсивності деформацій ε_i зображено на рис. 7. В донній частині витягнутої заготовки інтенсивність деформацій складає 0,008-0,013, на радіусі переходу донної частини в стінку $\varepsilon_i = 0,06-0,1$, в циліндричній частині ε_i від 0,26-0,45 зі сторони більшого фланця до 0,38-0,51 зі сторони меншого фланця, на радіусі переходу стінки і фланець $\varepsilon_i = 0,23-0,46$, в більшому фланці $\varepsilon_i = 0,08-0,29$ і у меншому $\varepsilon_i = 0,32-0,40$. Причому у більшому фланці ε_i розподілена нерівномірно, що може бути причиною складкоутворення при витягуванні. Максимальна величина інтенсивності деформацій складає 0,62 і спостерігається в циліндричній частині витягнутої деталі зі сторони меншого фланця.

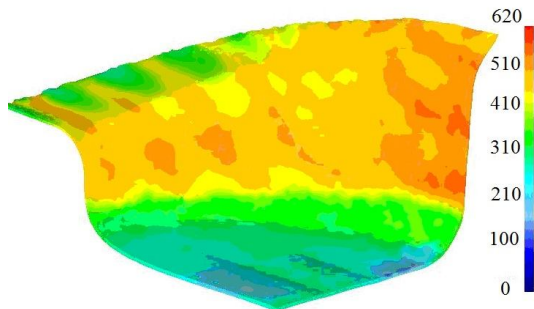


Рис. 6. Розподіл інтенсивності напружень σ_i

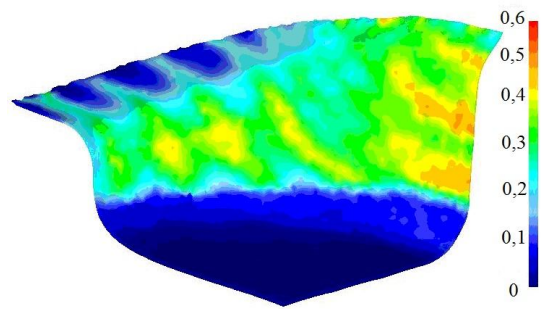


Рис. 7. Розподіл інтенсивності деформацій ε_i

Ступінь деформації може бути виражена через найбільшу відносну глибину витягування h/D [1]. Діаметр заготовки відомий з постановки задачі і складає 240 мм, значення глибин витягування візьмемо з результатів моделювання процесу холодного витягування з попередньо спрофільованої заготовки. Для характеристики глибини витягування h/D зведемо її складові до таблиці 1.

Таблиця 1 – Складові найбільшої відносної глибини витягування h/D .

Радіус заокруглення пуансона, мм	Глибина витягування, мм	Найбільша відносна глибини витягування h/D
6	27	0,113
8	27,5	0,115
10	28,75	0,12
12	26,25	0,109

Для кращої наглядності побудуємо графік залежності найбільшої відносної глибини витягування h/D від радіуса заокруглення витяжного пуансона для процесу холодного прямого витягування з попередньо спрофільованої заготовки, який наведено на рис. 8.

З аналізу залежності найбільшої відносної глибини витягування h/D від радіуса заокруглення витяжного пуансона для процесу холодного витягування з попередньо спрофільованої заготовки видно, що оптимальний радіус заокруглення витяжного пуансона складає 10 мм.

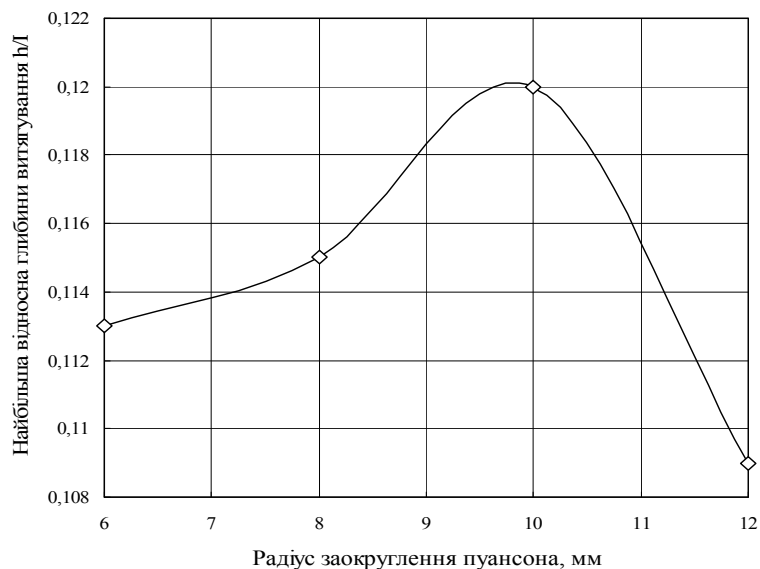


Рис. 8. Залежність найбільшої відносної глибини витягування h/D від радіуса заокруглення витяжного пуансона.

Використовуючи результати моделювання процесу холодного прямого витягування з попередньо зігнутої заготовки пуансонами з радіусами заокруглення 6 – 12 мм з попередньо спрофільованої заготовки були визначені максимальні величини зусилля деформування для даного процесу. На рис. 9. наведено залежність максимального зусилля витягування від радіуса заокруглення витяжного пуансона для процесу витягування з попередньо зігнутої заготовки.

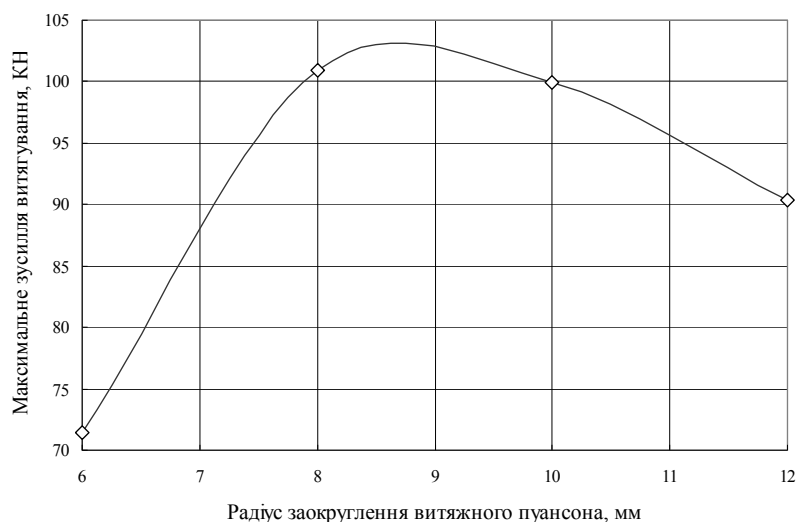


Рис. 9. Залежність максимального зусилля витягування від радіуса заокруглення витяжного пуансона

Мінімальне зусилля витягування спостерігається при використанні пуансона з радіусом заокруглення 6 мм, але цей пуансон продемонстрував незадовільну глибину втягування. Витяжний пуансон з радіусом заокруглення 10 мм показав середнє значення зусилля витягування та має найкращий показник найбільшої відносної глибини витягування h/D , яка в свою чергу характеризує ступінь деформації, тому використання пуансона з таким радіусом заокруглення є

оптимальним отримання деталі з заданими параметрами за допомогою процесу холодного витягування з попередньо спрофільованої заготовки.

З урахуванням отриманих даних моделюванням технологія виготовлення деталі „сідло” повинна включати наступні операції: вирубка циліндричної заготовки з листа; гнуття заготовки по відповідному радіусу; витягування; пробивання отвору в донній частині під відборткування; відборткування.

Висновки:

1. Створена скінченно-елементна модель операцій гнуття і подальшого витягування циліндричним пуансоном з урахуванням технологічної спадковості металу після гнуття.

2. Проведено моделювання процесів гнуття і подальшого витягування. Визначені максимальні розміри заготовок після витягування, які можливо отримати без руйнування. Встановлені зусилля витягування та розподіл використання ресурсу пластичності.

3. На основі результатів розрахункового аналізу обраний оптимальний радіус заокруглення витяжного пуансона для даної конфігурації деталі, який складає 10 мм.

Список літератури: 1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке // В.П.Романовский; – 6-е изд., переаб. и доп. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1979. – 520 с. 2. Кроха В.А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации // В.А. Кроха; М.: Машиностроение, 1980. – 158 с. 3. Рудман Л.И. Справочник конструкторов штампов: Листовая штамповка // Под общ. ред. Л.И.Рудман; – М.: Машиностроение. 1988. – 496 с. 4. Матвеев А.Д. 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. 5. Калюжний В.Л. Моделирование процесса вытяжки с утонением ступенчатым пуансоном заготовок из высокоуглеродистой стали. // В.Л. Калюжний, О.В. Калюжний, В.В. Піманов; Технологические системы. -2008.- №4 (44). - С. 75-79.

УДК 621.73(035)

КУХАРЬ В.В., канд. техн. наук, доц., ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь
БУРКО В.А., канд. техн. наук, доц., ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ШТАМПОВКИ ПОКОВКИ «СОПЛО» ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЙ ОСАДКОЙ ЗАГОТОВКИ СО СВОБОДНЫМ ФОРМОИЗМЕНЕНИЕМ БОКОВОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Выполнена количественная оценка и уточнена методика расчета бочкообразования при горячей осадке медных (М1) заготовок с диапазоном начальных отношений $D_0/H_0 = 0,511 \div 1,917$. На основе полученных данных усовершенствована технология штамповки поковки «Сопло», штампуемой из технической меди (М1), в результате чего масса исходной заготовки снижена на 5 %.

Виконана кількісна оцінка та уточнена методика розрахунку бочкоутворення при гарячому осаджуванні мідних заготовок (М1) із діапазоном початкових співвідношень $D_0/H_0 = 0,511 \div 1,917$. На підставі отриманих даних удосконалена технологія штампування поковки «Сопло», яка штампується з технічної міді (М1), у результаті маса вихідної заготовки знижена на 5 %.

A quantitative estimation is executed and methodology of calculation of barrelling is specified at the hot upsetting of copper (M1) billets with the range of initial relations $D_0/H_0 = 0,511 \div 1,917$. On the basis of the obtained data has improved technology of producing a forged part "Nozzle" stamped from a technical copper (M1), as a result weight of initial billet was reduced by 5 %.

Осадка является наиболее распространенной технологической операцией. При горячей штамповке осадку используют на предварительных переходах для сбива окалины и приближения формы заготовки к конфигурации поковки, при этом, в зависимости от сложности поковки, осадку могут совмещать с элементами формовки, выдавливания, прошивки и т.п., что требует некоторого усложнения штампового инструмента.

Инженерные расчеты процессов осадки связаны с определением конечной формы осаженой заготовки. Неравномерность деформации при осадке принято оценивать по коэффициенту бочкообразности (рис. 1 и рис. 2), обозначаемому λ_{δ} [1, 2]:

$$\lambda_{\delta} = (V_{\delta} / V_{\text{заг}}) \cdot 100\%, \quad (1)$$

где $V_{\text{заг}}$ – объём заготовки;

V_{δ} – объём, образующий бочку (см. рис. 1, а).

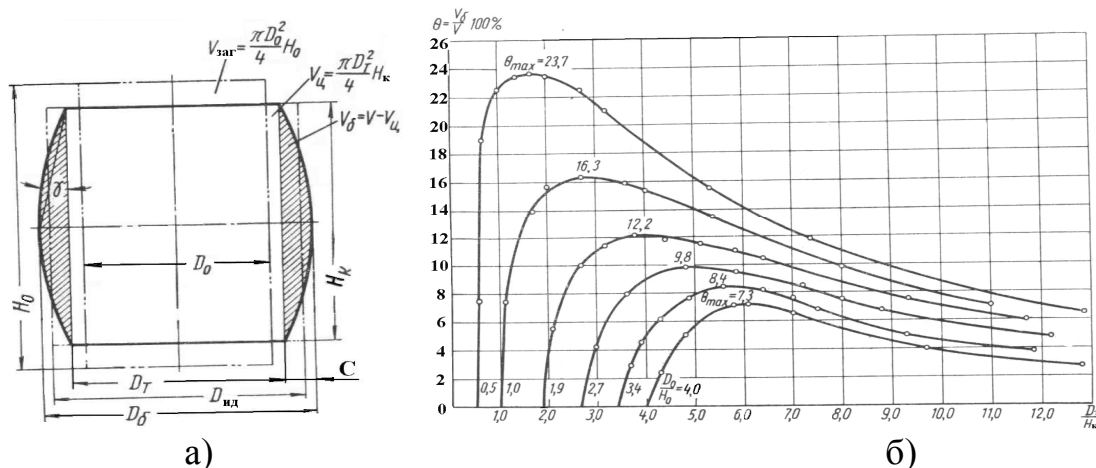


Рис. 1. Бочкообразность цилиндрической заготовки при осадке [1, 2]:

а – форма и размеры осаженой заготовки;

б – изменение коэффициента бочкообразности (здесь $\theta = \lambda_{\delta}$) в зависимости от увеличения текущего коэффициента контакта $D_{\text{т}}/H_{\text{к}}$

Закономерность бочкообразования при осадке (рис. 1, б) характеризуется возрастанием и последующим уменьшением в процессе обжатия и может быть описана выражением, предложенным Я.М. Охрименко [1, 2]. Для определения λ_{δ} авторы [1, 2] предлагают использовать экспериментальные графики (рис. 1, б), полученные для условий осадки свинцовых заготовок, или громоздкие приближенные эмпирические зависимости, описывающие полученное семейство кривых и действительные при $D_0/H_0 \leq 5$:

$$\lambda_{\delta} = \frac{5a \left(15 - \frac{D_0}{H_0} \right) \left[\left(1 - 0,1 \frac{D_0}{H_0} \right) + 0,06 \frac{D_0}{H_0} a \right]_{\leq 0,15}}{(a+1)^2 \sqrt{D_0 / H_0}}; \quad a = \frac{D_{\text{уд}}}{H_{\text{к}}} - \frac{D_0}{H_0}. \quad (2)$$

Данное аналитическое описание графической зависимости (см. рис. 1, б) не учитывает влияния температуры металла, его химического состава, сил трения на контактной поверхности, скорости деформации, что зачастую приводит к значительному перерасходу меди и затрудняет прогнозирование неравномерности деформации при осадке.

Авторами в работах [3, 4] предложена уточненная методика и программное обеспечение для прогнозирования бочкообразования при осадке заготовок из технической меди. Для функционального описания бочкообразования медных образцов были использованы подходы, предложенные в работе [5], где обращено внимание на типовое сходство экспериментальных кривых с кривыми, соответствующими известному из теплофизики закону излучения Планка, который описывают простым экспоненциальным выражением. Следовательно, громоздкое уравнение (2) может быть заменено более простой экспоненциальной функцией, которую, с учетом граничных условий, в общем виде записывают как [3, 4]:

$$\lambda_{\sigma} = a_0 \cdot \left(\frac{D_{уд}}{H_k} - \frac{D_0}{H_0} \right)^{a_1} \cdot e^{-a_2 \cdot \left(\frac{D_{уд}}{H_k} - \frac{D_0}{H_0} \right)}, \quad (3)$$

где $Y(x) = \lambda_{\sigma}(\%)$; $x = D_{уд} / H_k$; $x_0 = D_0 / H_0$;

a_0 , a_1 , a_2 – искомые коэффициенты, определяемые из условий эксперимента, т.е. учитывающие условия его проведения.

Выражение (3) с достаточной степенью точности соответствует закону нормального распределения с асимптотикой. Подбор коэффициентов a_0 , a_1 и a_2 и построение функций бочкообразности проводили при помощи специализированной компьютерной программы, написанной в среде Borland Delphi 7.0, на основе данных, полученных в результате эксперимента по осадке медных (М1) заготовок [3, 4].

Программа позволяет проводить графическое построение функций бочкообразности медных заготовок с различными начальными коэффициентами контакта (D_0/H_0) (см. рис. 2). [3, 4].

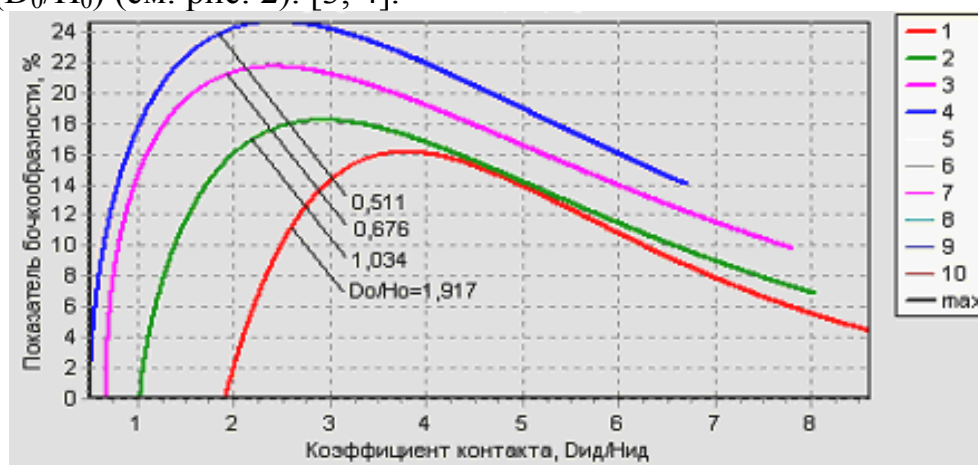


Рис. 2. Сводный график коэффициентов бочкообразности медных заготовок с различными начальными коэффициентами контакта (D_0/H_0)

Целью настоящей работы является совершенствование технологических процессов штамповки поковок круглых в плане на основе предварительной осадки медных заготовки со свободным формоизменением боковой поверхности.

В условиях кузнечно-прессового цеха ПАО «МК «Азовсталь», находящегося в структуре подразделений механической службы завода, изготавливают поковки «Сопло» (№ 041462-4, материал медь М1) для дутьевых воздушных водоохлаждаемых фурм доменного цеха. Фурмы сменные штамповарные. По одному из вариантов устаревшей технологии поковку «Сопло» изготавливали на гидравлическом прессе 25 МН из заготовки массой 8,85 кг, нагрев которой производили в камерной печи до температуры 850 °С. Штамповку проводили плашмя с расположением оси поковки в горизонтальной плоскости, из-за чего на отверстия назначали напуски. Для дальнейшей механообработки до размеров детали (рис. 3), масса которой составляет 4,8 кг, поковки передаются в ремонтно-механический цех.

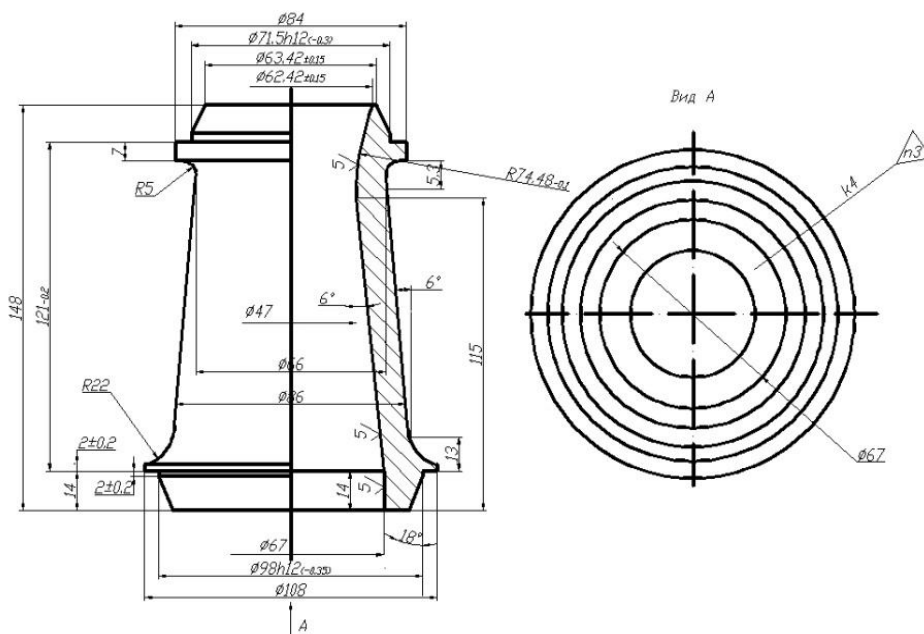


Рис. 3. Рабочий эскиз детали «Сопло 041462-4»

На основании предложенной в работах [3, 4] методики разработана новая технология штамповки медной поковки «Сопло» с изменением конструкции поковки (без изменения конструкции детали) и использованием в технологических переходах осадки со свободным формоизменением боковой поверхности с последующей прошивкой полости коническим пуансоном для формирования наметки под отверстие (рис. 4).

Чертеж поковки сопла условно разбивали на два участка: короткий стержневой с длиной 51 мм и диаметром 88 мм, а также конический с длиной 69 мм и максимальным диаметром 114 мм (см. рис. 3 и рис. 4).

Для обеспечения формирования конусной части поковки при прошивке коническим прошивником необходимо, чтобы диаметр бочки высаженной заготовки был не меньше $D_6 = (114 + 88) / 2 = 101$ мм. (см. рис. 4). Согласно формоизменению по предложенной схеме (см. рис. 4), объем поковки составляет

939590 мм³, т.е. при плотности меди 8940 кг/м³, доработанная поковка «Сопло» имеет массу 8,4 кг. При диаметре заготовки D = 87 мм длина исходной заготовки, вычисляемая из условия сохранения объема, составит L = 224 мм.

Тогда длина высаживаемой части H = (224-51) = 173 мм, т.е. начальный коэффициент контакта будет составлять D/H = 87/173 = 0,503.

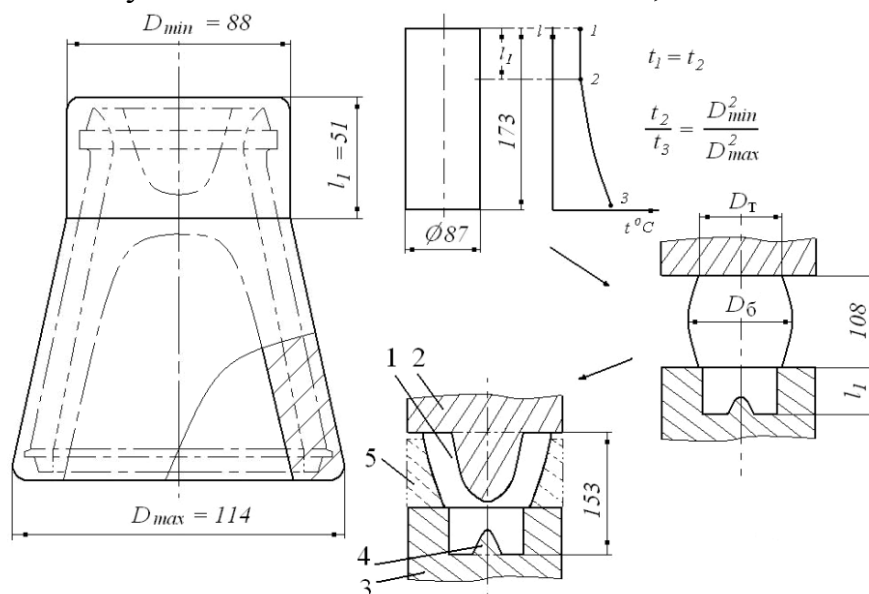


Рис. 4. Переходы штамповки поковки «Сопло»:

1 – поковка; 2 – верхний штамп с прошивником; 3 – нижний штамп; 4 – прошивник нижнего штампа (наличие не обязательно); 5 – полость нижнего штампа или съемная штамповая надставка для точной штамповки

Принимая размер D₆ = 102 мм и D_T = 88 мм, далее имеем [1, 2]:

$$102 = 88 + \frac{3}{2} 88 \left(\sqrt{1 + \frac{\lambda'_6}{1 - \lambda'_6}} - 1 \right), \quad (4)$$

откуда $\lambda'_6 = 0,1825$, т.е. коэффициент бочкообразности $\lambda_6 = 18,25 \%$.

Используя график (см. рис. 3), находим, что при $\lambda_6 = 18,25 \%$ и D/H = 0,503 значение текущего коэффициента контакта D_{ид}/H_к = 1,0.

Учитывая, что:

$$H_k = H_0(1 - \varepsilon), \quad (5)$$

получим:

$$\frac{D_{ид}}{H_k} = \frac{D_0}{H_0} \cdot \frac{1}{(1 - \varepsilon)^{3/2}}. \quad (6)$$

Тогда запишем:

$$1 = 0,503 \frac{1}{(1 - \varepsilon)^{3/2}}, \quad (7)$$

откуда $\varepsilon = 0,37$ или 37 %.

Соответственно, высота высаженной части заготовки перед прошивкой будет составлять H_к = H₀(1 - ε) = 173(1 - 0,37) = 108 мм.

Для расширения возможностей управления набором металла в области формирования входной части сопла с $\varnothing 114$ мм на уровне технологического предложения рекомендовано применение неравномерного нагрева (например, индукционным способом) или одностороннего подстуживания обратного торца заготовки перед осадкой при производстве данной продукции. При этом необходимо выполнение условия, согласно которому зональные температуры нагрева прямопропорциональны площадям поперечных сечений поковки, к которым они относятся [6, 7]. При равномерном нагреве заготовки нижняя её часть помещается в полость нижнего штампа глубиной 51 мм с целью оформления стержневого участка поковки. Исходный диаметр заготовки принят равным 87 мм для обеспечения её центрирования в полости нижнего штампа, имеющей диаметр 88 мм.

Формирование конической части поковки возможно как путем открытой прошивки с раздачей торцевой части за счет конусности прошивника верхнего штампа, так и формообразованием в полости нижнего штампа или полости штамповой надставки. Последний вариант повышает точность поковок и является предпочтительным. Выбор окончательного варианта определяется серийностью поковок.

Вывод: Разработана методика учета бочкообразования медных заготовок при предварительном профилировании осадкой перед штамповкой поковок круглых в плане. Усовершенствована технология, позволяющая в условиях кузнечно-прессового цеха ПАО «МК «Азовсталь» снизить массу заготовки при штамповке поковки «Сопло» с 8,85 кг до 8,4 кг. При этом экономия меди М1 составила 5,08 %, коэффициент использования металла при штамповке повышен с 0,542 до 0,571.

Список литературы: 1. Охрименко Я. М. Теория процессовковки / Я. М. Охрименко, В. А. Тюрин. – М.: Высш. школа, 1977. – 295 с. 2. Ребельский А. В. Основы проектирования процессов горячей объёмной штамповки / А. В. Ребельский. – М.: Машиностроение, 1965. – 248 с. 3. Кухарь В. В. Неравномерность деформации при свободном формоизменении заготовок из цветных металлов и сплавов / В. В. Кухарь, О. А. Лаврентик, В. А. Бурко // Вісник Приазовського державного технічного університету. – 2006. – Вип. 16. – С. 123–127. 4. Кухарь В. В. Бочкообразование при осадке черных и цветных металлов и сплавов / В. В. Кухарь, О. А. Лаврентик, В. А. Бурко // Труды международной научно-технической конференции «Современные достижения в теории и технологии пластической обработки металлов». 26-28 сентября 2007 г. – Санкт-Петербург: изд-во СПбГПУ, 2007. – С.347–351. 5. Новые подходы к исследованию бочкообразования при осадке / В.В. Кухарь [и др.] // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії: зб. наук. пр. – Краматорськ, 2005. – С. 241–246. 6. Кухарь В. В. Моделирование температурного поля неравномерно нагретой по длине заготовки при её остывании на штампе / В. В. Кухарь, О. А. Лаврентик, В. А. Бурко, М. В. Крестников // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наукових праць. – Маріуполь: ПДТУ, 2007. – Вип. 17. – С. 125–129. 7. Кухарь В. В. Математическая модель тепловых процессов в штампе и остывающей неравномерно нагретой заготовке // В. В. Кухарь, В. А. Бурко // Тезисы Международной научно-технической конференции «Машины и пластическая деформация металлов», посвященной 100-летию со дня рождения С. З. Юдовича, Запорожье, 20–23 ноября, 2007. – Запорожье: ЗНТУ, 2007. – С. 37–38.

МЕДВЕДЕВ В.С., докт. техн. наук, главный научный сотрудник,
РАЗИНЬКОВ Н.А., инженер
УкрГНТЦ «Энергосталь», Харьков

ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЛОПАСТЕЙ ШНЕКОВ ШТАМПОВКОЙ

Рассмотрена технология изготовления шнеков способом горячей формовки в штампе разрезных колец с последующей их сваркой. Даны зависимости для расчета размеров исходной заготовки и штампа. Определены параметры геликоидальной поверхности штампа, при которых отсутствует проворачивание верхней подвижной его части относительно нижней неподвижной.

Розглянуто технологію виготовлення шнеків засобом гарячого формування у штампі розрізного кільця з наступною зваркою. Представлено залежності до розрахунку розмірів вихідної заготовки і штампа. Визначено параметри гелікоїдальної поверхні штампа, за яких відсутній поворот верхньої рухомої його частини відносно нерухомої.

Technology for manufacture of screw conveyers using method of hot molding in die of split collars with their following welding is considered. Dependencies for size calculation of raw billet and die are given. Parameters of die helicoidal surface under which there is no turning of its upper mobile part relative to lower immovable are determined.

Производство машин горно-металлургического, сельскохозяйственного и химического назначения для добычи и транспортировки сыпучих продуктов, в частности полезных ископаемых (каменный уголь, руды различных металлов), зерна, сырья для химической промышленности, связано с изготовлением винтовых геликоидальных шнеков (рис. 1), являющихся одним из основных рабочих элементов данных машин.

Различают три принципиальных способа получения лопастей шнеков с геликоидальной поверхностью [1]. В поперечном сечении лопасть имеет вид прямоугольника.



Рис. 1. Шнек однозаходный (а) и двухзаходный (б)

По первому способу лопасть шнека прямоугольного сечения изготавливают прокаткой из трапецевидной заготовки [1, 2]. В результате не равномерной высотной деформации (по ширине раската) на выходе из валков полоса изгибается в горизонтальной плоскости с образованием геликоидальной поверхности. При этом в зависимости от степени неравномерности деформации по ширине можно получить лопасть шнека различного диаметра. При прокатке применяют как цилиндрические, так и конические валки. Данный способ высокопроизводителен, позволяет получать шнеки практически неограниченной

длины, но требует наличия оборудования, имеющего сложности в освоении, а также операций калибровки шага на выходе из прокатных клетей.

Второй способ предусматривает навивку полосы прямоугольного сечения на цилиндрическую оправку под углом 90° . Навивка производится сплошную (виток к витку) с последующей операцией калибровки шага.

Данный способ высокопроизводителен. Навивка производится на специальном оборудовании – навивочных станках. Недостатки данного способа – необходимость использования специального навивочного оборудования и дополнительной оснастки, ограничивающей степень свободы металла при навивке полос с отношением ширины к толщине больше 5. При еще больших отношениях высока вероятность появления гофров по внутреннему диаметру лопасти и разрывов по ее наружному диаметру.

По третьему способу лопасть шнека изготавливают из разрезанного кольца путем его растяжения до образования геликоидальной поверхности единичного шага (исходные кольцевые заготовки вырезаются из листа). Далее лопасти свариваются между собой в геликоидальную заготовку требуемой длины. Достоинство данного способа – относительная простота в изготовлении, не требующая использования сложного специального оборудования, недостатки – низкая производительность и большой расход металла.

В данной статье изложена технология изготовления лопастей шнеков штамповкой разрезных колец единичного шага, которая была использована при производстве шнеков угледобывающих комплексов «УД-БШК-2ДМ» на ГП «Завод им. Малышева» [3].

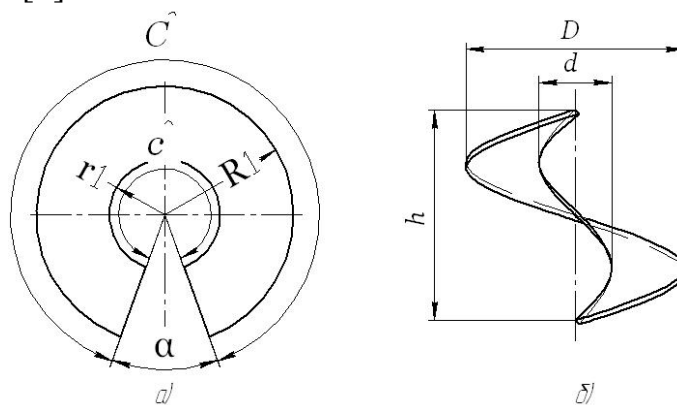


Рис. 2. Исходная заготовка (а) и отформованная лопасть (б)

Лопасть шнека (рис. 2) представляет собой однозаходный виток винтовой геликоидальной поверхности с наружным диаметром 480 мм и внутренним – 160 мм. Шаг витка – 460 мм. Материал – сталь 20 ГОСТ1050-88.

Лопасть формируется в штампе из разрезного кольца с сегментным вырезом (рис. 3,а), формовка осуществляется в горячем состоянии.

Размеры разрезного кольца определяются из геометрических соотношений [4].

Внутренний радиус кольца

$$r_1 = \frac{ac}{(C - c)},$$

где a – ширина геликоидальной поверхности лопасти

$$a = \frac{(D - d)}{2};$$

C – длина участка винтовой линии по наружному диаметру

$$C = \sqrt{(\pi^2 D^2 + h^2)};$$

c – длина участка винтовой линии по внутреннему диаметру

$$c = \sqrt{(\pi^2 d^2 + h^2)};$$

h – шаг винтовой поверхности.

Наружный радиус кольца

$$R_1 = r_1 + a.$$

Угол выреза сектора

$$\alpha = \frac{(2\pi R_1 - C)360^\circ}{2\pi R_1}.$$

Разрезное кольцо вырезается из листа толщиной 12 мм при помощи ацетилено-кислородного резака. Наплывы металла после резки по внутреннему и наружному контурам удаляются полой вырубкой и абразивной зачисткой.

Штамп (рис. 3) состоит из двух частей: верхней 1 – подвижной и нижней 2 – неподвижной. Обе части сопрягаются по винтовой поверхности (геликоиду). Штамп имеет направляющую колонку 3. Верхняя часть штампа крепится к ползуну пресса при помощи хвостовика типа «ласточкин хвост» со шпонкой и клином 4. Нижняя часть штампа крепится к столу пресса с помощью пробок 5.

Определяем размеры рабочей поверхности штампа.

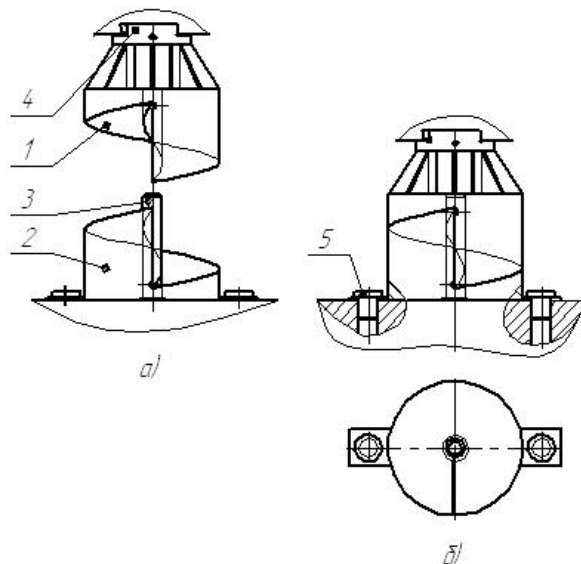


Рис. 3. Штамп для формовки лопасти шнека в раскрытом (а) и закрытом (б) состояниях

Основными параметрами геликоидальной поверхности являются: наружный диаметр, шаг и направление навивки. Рабочая поверхность штампа имеет форму однозаходного геликоида с правым направлением навивки. Геометрия геликоида определяется параметрическими уравнениями [5]

$$\begin{aligned}x &= U \cos V, \\y &= U \sin V, \\z &= HV,\end{aligned}\tag{1}$$

где U, V, H – параметры поверхности в полярной системе координат.

Здесь

$$H = \frac{h}{2\pi}.$$

Параметрические уравнения (1) полностью определяют геликоидальную поверхность в трехмерном Евклидовом пространстве.

Для единичного шага геликоидальной поверхности одного оборота с $D = 480 \text{ мм}$, $h = 460 \text{ мм}$ уравнения (1) будут иметь вид:

$$\begin{aligned}x &= R_B \cos \varphi, \\y &= R_B \sin \varphi, \\z &= \frac{\varphi}{\pi} 230,\end{aligned}\tag{2}$$

где R_B – радиус винтовой линии образующей геликоида, изменяющийся в пределах $0 \leq R_B \leq 240$;

φ – угол поворота радиус-вектора вокруг оси аппликат ($0 \leq \varphi \leq 2\pi$).

Наружный диаметр геликоида штампа выбирается на 100–150 мм большим, чем наружный диаметр исходного разрезного кольца. Диаметр колонки равен диаметру отверстия штампованной лопасти плюс гарантированный двусторонний зазор для обеспечения легкого съема и удаления ее из ручья штампа.

На ГП «Завод им. Малышева» в качестве технологического оборудования для штамповки лопастей шнеков использовался гидравлический ковочный пресс с номинальным усилием на ползуне 15МН.

Кольцевые заготовки (рис. 2,а) нагревались в камерной газовой печи до температуры 1000 °С и подавались на штамповку по одной. Заготовки устанавливались на направляющую колонку штампа 3 с совмещением кромки заготовки и нижней кромки ручья штампа. Штамповка лопасти производилась в 2 этапа.

На первом этапе осуществлялась предварительная формовка с фиксированным ходом пресса на 2/3 высоты шага готовой лопасти. Цель предварительной формовки – обеспечение правильной укладки заготовки в ручей по колонке и совмещение кромок перед операцией окончательной формовки. Далее верхняя часть штампа 1 возвращалась в исходное положение.

Предварительно отформованная лопасть поворачивалась вокруг оси до совмещения кромки заготовки и нижней кромки ручья штампа.

На втором этапе осуществлялась окончательная формовка лопасти с выдержкой под давлением в течение 1–2 минут. Температура конца штамповки составляла 650–700°С.

Окончательно отформованная лопасть извлекалась из ручья штампа и укладывалась на металлический пол, где охлаждалась на спокойном воздухе до температуры окружающей среды.

Рассмотрим силы, возникающие в штампе в процессе пластической деформации лопасти (рис. 3) – массу верхней части штампа не учитываем.

Имеем пару сил: $\vec{P}$ – усилие, необходимое для пластической деформации заготовки; $\vec{R}$ – реакция от силы $\vec{P}$ со стороны опоры (стола прессы), равная ей по величине и противоположная по направлению.

Введем плоскую прямоугольную систему координат XOY с началом в точке пересечения образующей винтовой поверхности с вертикальной осью (рис. 4).

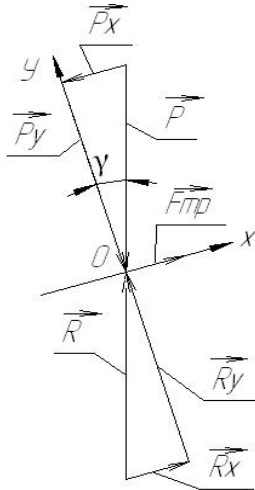


Рис. 4. Схема сил, действующих на рабочие части штампа (плоскость OX – плоскость разреза штампа)

Сначала качественно оценим влияние составляющих сил в процессе штамповки на рабочие части штампа. Для этого разложим действующие силы на нормальные составляющие и тангенциальные. На рис.4 представлено, что сила $\vec{P}_x$ вызывает появление крутящего момента, что неблагоприятно сказывается на элементах крепления штампа к ползуну прессы и на направляющих ползуна. Силе $\vec{P}_x$ противодействует сила трения скольжения $\vec{F}_{тр}$, которая выполняет положительную роль, так как противостоит крутящему моменту от силы $\vec{P}_x$. Сила $\vec{P}_y$ с ростом угла γ уменьшается.

Определим величину угла γ при разных коэффициентах трения μ (при условии равенства равнодействующей сил $\vec{F}_{тр}$ и $\vec{P}_x$ нулю).

Принятые допущения: взаимодействие верхней и нижней частей штампа происходит по всей площади винтовой поверхности (условие идеальности рабочих поверхностей); рабочие части штампа – абсолютно жесткие тела; схватывание металла заготовки и рабочей поверхности штампа отсутствует.

Имеем следующее уравнение равновесия

$$\vec{F}_{тр} - \vec{P}_x = 0. \quad (3)$$

Выразим компоненты, входящие уравнение (3), через силу $\vec{P}$

$$\mu \vec{P} \cos(\gamma) - \vec{P} \sin(\gamma) = 0. \quad (4)$$

После преобразований (4)

$$\mu = \operatorname{tg}(\gamma), \quad (5)$$

$$\gamma = \operatorname{arctg}(\mu) + \pi n, \quad n \in Z, \quad (6)$$

где Z – множество целых чисел.

Уравнение (6) выражает зависимость угла γ от коэффициента трения μ при равенстве равнодействующей сил $\vec{F}_{тр}$ и $\vec{P}_x$ нулю.

Значения углов γ , при которых равнодействующая сил $\vec{F}_{тр}$ и $\vec{P}_x$ равна нулю при значениях коэффициента трения μ от 0,1 до 0,5, приведены в табл. 1.

Таблица – Значения угла γ в зависимости от коэффициента трения μ при равенстве равнодействующей сил $\vec{F}_{mp}$ и $\vec{P}_x$ нулю

Коэффициент трения, μ	Угол γ , градус
0,1	5,71
0,2	11,30
0,3	16,69
0,4	21,80
0,5	26,56

Из табл. 1 следует, что критический угол γ , при котором отсутствует проворачивание верхней подвижной части штампа под воздействием крутящего момента от силы $\vec{P}_x$, возрастает по мере увеличения коэффициента трения μ . Из уравнения (5)

$$\frac{1}{\mu} = \frac{\pi D}{h}. \quad (7)$$

Выразим соотношение (7) в виде графика (рис. 5) – этим графиком удобно пользоваться на практике при расчете геометрических параметров штампа.

Среднее значение критического угла γ между касательной к геликоидальной поверхности и горизонталью

$$\gamma = \arccos \left\{ \cos \left(\frac{\arctg \left[\frac{\pi h (D + d)}{\pi^2 D d - h^2} \right]}{2} \right) \cos \left(\frac{\arctg \left[\frac{\pi h (D - d)}{\pi^2 D d + h^2} \right]}{2} \right) \right\}.$$

При расчете штампов значения соотношений геометрических параметров лопастей $\pi D/h$ и коэффициентов трения μ всегда должны находиться выше кривой графика (рис. 5). В этих случаях величины крутящих моментов от усилий штамповки меньше величин моментов от сил трения.

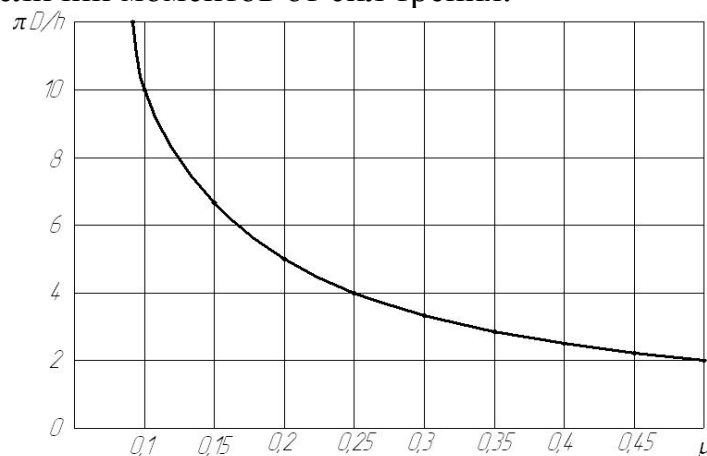


Рис. 5. Зависимость геометрического параметра лопасти $\pi D/h$ от коэффициента трения μ при критических значениях угла γ

При этом отсутствует проворачивание верхней подвижной части штампа относительно нижней неподвижной его части.

Усилие штамповки лопасти определяется по калибрующему усилию на второй стадии штамповки. В общем виде усилие, потребное для штамповки, определяется выражением [6] $P = qS$, где q – давление калибровки при температуре металла на заключительной стадии штамповки, S – площадь заготовки под пуансоном.

Выводы: рассмотрена технология изготовления шнеков способом горячей формовки в штампе разрезных колец с последующей их сваркой. Даны зависимости для расчета размеров исходной заготовки и штампа. Определены параметры геликоидальной поверхности штампа, при которых отсутствует проворачивание его верхней подвижной части относительно нижней неподвижной.

Список литературы: 1. Гевко Б.М. Технология изготовления спиралей шнеков.– Львов: Вища школа, 1986. – 128 с. 2. Антоненко А.Г. Инженерный метод определения радиуса кривизны клиновидных заготовок при прокатке / А.Г. Антоненко., Г.А. Сагитов // Сортопрокатное производство : сб. науч. тр. – Х. : УкрНИИМет, 1980. – С. 19–23. 3. Разиньков Н.А. Технология изготовления лопастей шнеков комплекса УД-БШК2ДМ / Н.А. Разиньков // Физические и компьютерные технологии : тр. 12-й Междунар. науч.-техн. конф., г. Харьков, 7–8 июля 2006 г. – Х. : ХНПК «ФЭД», 2006. – С. 208–209. 4. Гордон В.О., Семенцов-Огиевский М.А. Курс начертательной геометрии. – М. : Наука, 1968. – 368 с. 5. Куриной Г.Ч. Математика : справочник. – Х. : Фолио. – Ростов на Дону : Феникс, 1997. – 463 с. 6. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – 6-е изд., перераб. и доп. – Л. : Машиностроение. Ленингр. отд., 1979. – 520 с.

УДК 621.777.4

В.Л.КАЛЮЖНИЙ, докт. техн. наук, проф.; НТУУ "КПІ", Київ
С.Ф.САБОЛ, асист. НТУУ «КПІ», Київ

ВИЗНАЧЕННЯ ЧИННИКІВ, ЩО ЗАБЕЗПЕЧУЮТЬ ЗНИЖЕННЯ ПИТОМИХ ЗУСИЛЛЯ ХОЛОДНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ ПОРОЖНИСТИХ ВИРОБІВ З РОЗТЯГНЕННЯМ СТІНКИ ЗАГОТОВКИ

В результате разработки конечно- элементной математической модели и проведения численных экспериментов, установлено, что причинами, снижения удельного усилия на деформирующем инструменте в процессе холодного выдавливания полых осесимметричных изделий с растяжением стенки заготовки являются: изменение схемы напряженного состояния в очаге пластической деформации, локализация очага пластической деформации, а так же возникновение активных сил трения на поверхности контакта материала заготовки и матрицы.

В результаті розробки скінченно-елементної моделі та проведення чисельних експериментів, визначено, що до чинників які зумовлюють зниження питомих зусиль на деформуючому інструменті в процесі холодного видавлювання порожнистих вісесиметричних виробів з розтягненням стінки заготовки належить зміна схеми напруженого стану в осередку пластичної

деформації, локалізація осередку пластичної деформації та виникнення активних сил тертя на поверхні контакту матриці та заготовки.

As a result of developed finite element mathematical model and carried out numerical experiments it was determined that causes of decreasing of specific force on a deforming tool in the cold forging of hollow axially symmetrical products with stretching of workpiece's wall are: changing of mode of deformation in deformation zone, localizing of deformation zone, and also emergence of active friction forces on the contact surfaces between workpiece and die.

Завдяки ряду переваг холодного видавлювання (ХВ), порівняно з іншими способами обробки металів, вказаний процес можна віднести до числа прогресивних та перспективних технологій. Але необхідність створення високих питомих зусиль на інструменті, які в деяких випадках перевищують в 4 рази напруження текучості матеріалу що деформується, зумовлює низьку стійкість штампувального оснащення. Як відмічено в роботі [1], застосування ХВ рентабельне, якщо стійкість інструменту дозволяє забезпечити 10 000- 15000 штампувань.

Згідно [2] зниження питомих зусиль на третину підвищує стійкість оснащення на 15 000 штампувань. Таким чином, задача зниження питомих зусиль ХВ набуває особливої ваги з точки зору підвищення стійкості інструменту та розширення меж застосування процесу ХВ.

Поряд з такими способами зниження зусиль ХВ, як розробка технологічних процесів з проміжними операціями відпалу та застосування високоефективних змащень, особливе місце займають процеси з використанням технологічних схем деформування, реалізація яких можлива при прикладенні менших зусиль деформування. До таких процесів відноситься ХВ порожнистих виробів з активними силами тертя [3], диференційне видавлювання [4], видавлювання з незакріпленою матрицею та ін. Максимальне зниження зусиль ХВ порожнистих виробів забезпечує спосіб запропонований в роботі [5], згідно з яким, в процесі зворотного видавлювання порожнистих виробів, до стінки заготовки прикладалось розтягувальне зусилля завдяки зчепленню її фланця з рухомим контейнером. Недоліки запропонованого способу полягали в складності оснащення для його реалізації та необхідністю використання спеціалізованих пресів подвійної та потрійної дії.

На кафедрі МПМ та РП було розроблено та обґрунтовано нові технологічні схеми реалізації вказаного способу з використанням рідини високого тиску, які відзначалися простотою конструкції та могли встановлюватися на універсальне ковальсько-штампувальне обладнання. На рис. 1. представлена схема штампу для реалізації процесу холодного видавлювання вісесиметричних порожнистих виробів з розтягненням стінки заготовки, використовуючи рідину високого тиску.

Рухома матриця 1 встановлена на опорі 2 з ущільненнями 3. На опорі встановлений виштовхувач 4, який приводиться в дію штовхачем 5. В резервуар 10 заливається робоча рідина, яка з порожнини 6 вільно проходить в порожнину 8 через отвори 7. На виштовхувач встановлюється заготовка 9 з попередньо

виготовленим буртом. В вихідному стані перед видавлюванням, коли плунжер 12 з ущільненням 13 і пуансоном 11 заходить в матрицю 1, між торцем пуансона 1 і заготовкою 9 є зазор для стискання робочої рідини в верхній 6 та нижній 8 порожнинах штампу і створення розтягувального зусилля P_T за борт. При видавлюванні плунжер 12 витискує рідину з порожнини 6 в порожнину 8, що забезпечує постійне зчеплення матриці 1 при її русі вгору з буртом заготовки 9.

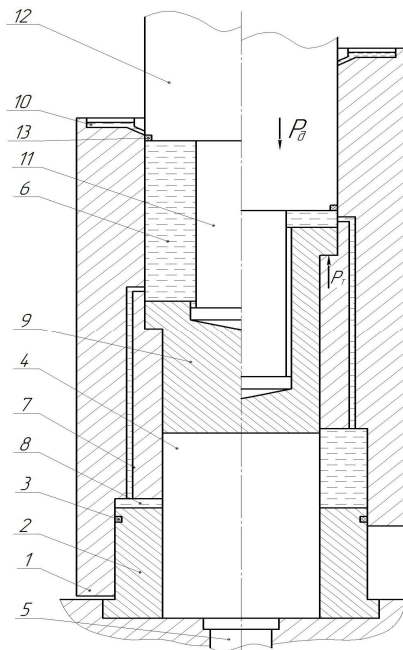


Рис. 1. Схема ХВ з розтягненням стінки заготовки.

Задача досліджень полягала в визначенні впливу розтягувальних напружень в стінці заготовки на чинники, які зумовлюють зниження питомих зусиль ХВ порожнистих виробів.

В результаті розроблення скінченно-елементної математичної моделі та проведення чисельних експериментів з врахуванням конструкторських, технологічних, фізико-механічних параметрів процесу, було отримано залежності зусилля ХВ на пуансоні від його переміщення. В заготовці із сталі 20 з межею текучості $\sigma_s = 260 \text{ МПа}$ та розмірами $D = 20 \text{ мм}$, $h = 73 \text{ мм}$, в холодному стані видавлювали порожнину, при цьому ступінь деформації ε становив 56%. Відносне значення розтягувальних напружень в стінці заготовки $\sigma_Z^P / \sigma_{0,2}$ приймало значення 0; 0,5 та 1. Характер залежності зусилля на пуансоні від його переміщення показано на рис. 2. Як свідчить наведена залежність, величина зменшення зусилля

холодного видавлювання з розтягненням стінки заготовки, порівняно з традиційним видавлюванням, при $\sigma_Z^P / \sigma_{0,2} = 0,5$ становить 12,5% та 26,8 %, при $\sigma_Z^P / \sigma_{0,2} = 1$.

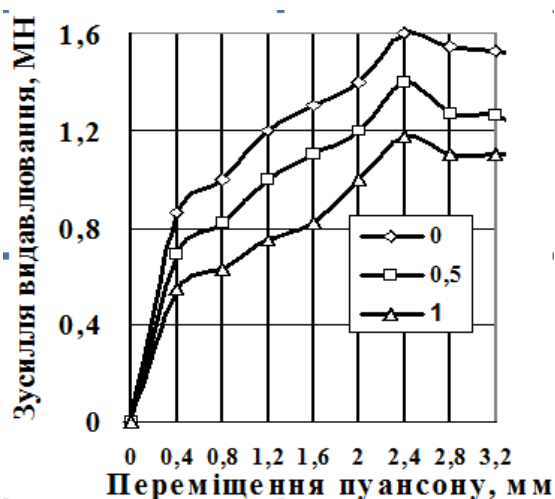


Рис. 2. Залежність зусилля видавлювання на пуансоні від переміщення

З характеру розподілу відносних осевих напружень $\sigma_Z / \sigma_{0,2}$ по об'єму заготовки представленого на рис. 3, для різних значень $\sigma_Z^P / \sigma_{0,2}$, видно, що вказана величина в стінці виробу становить, при традиційному видавлюванні -1,6, при значенні $\sigma_Z^P / \sigma_{0,2} = 0,5$ дорівнювала -0,2 при $\sigma_Z^P / \sigma_{0,2} = 1$, становила 1. Таким чином, прикладення розтягувальних зусиль до стінки заготовки змінювало механічну схему напружень від всебічно-стислої схеми до стисло-розтягнутої.

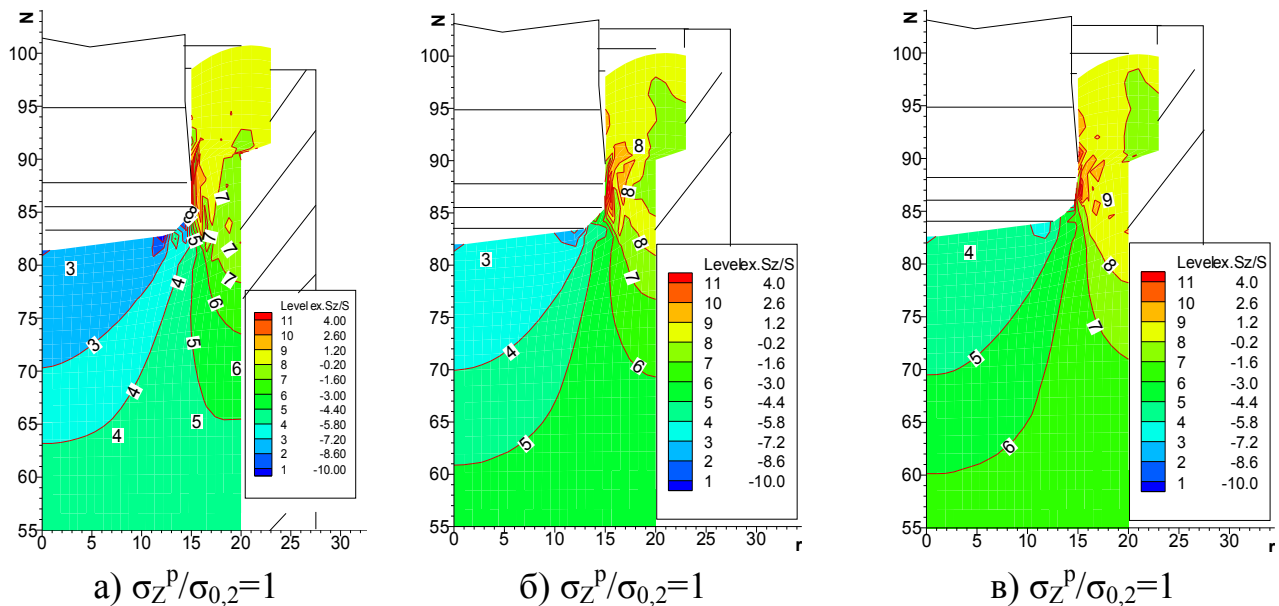


Рис. 3. Розподіл відносних осевих напружень $\sigma_z/\sigma_{0,2}$ в заготовці, для різних значень $\sigma_z^p/\sigma_{0,2}$

Величина гідростатичного тиску в осередку пластичної деформації оцінювалась показником $\sigma_{cp}/\sigma_{0,2}$. Розподілення вказаного показника по об'єму заготовки показано на рис. 4. для різних значень відносних розтягувальних напружень $\sigma_z^p/\sigma_{0,2}$. В осередку пластичної деформації (ОД) для традиційного процесу видавлювання $\sigma_{cp}/\sigma_{0,2}$ становить -6,7. При видавлюванні з максимальним значенням розтягувальних зусиль абсолютне значення відносної величини гідростатичного тиску зменшується до -4,1, що становить біля 40%.

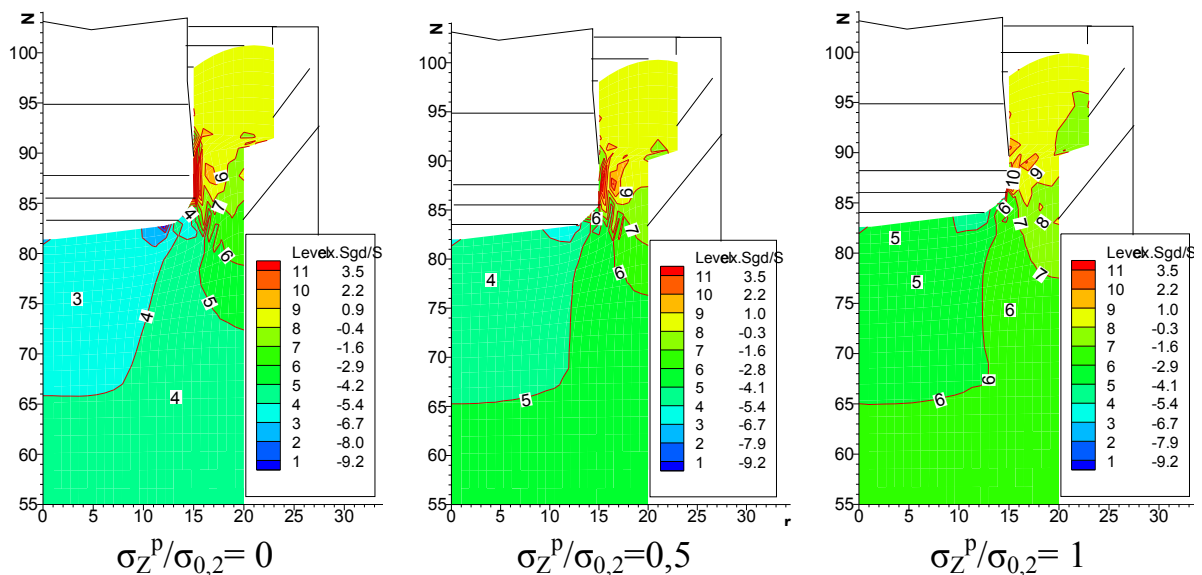
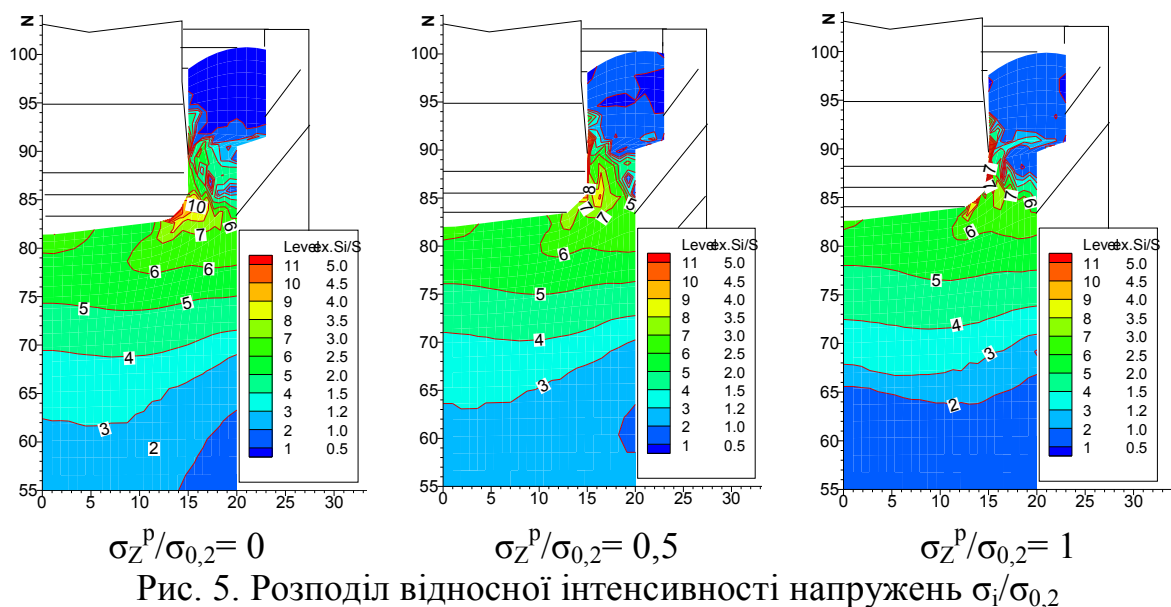


Рис. 4. Розподіл відносного гідростатичного тиску $\sigma_{cp}/\sigma_{0,2}$ в заготовці, для різних значень $\sigma_z^p/\sigma_{0,2}$

Форма та розміри осередку пластичної деформації, оцінювались відносною величиною інтенсивності напружень $\sigma_i/\sigma_{0,2}$. На рис. 5 представлено розподіл вказаної величини в залежності від відносних значень розтягувального напруження.



Висота осередку деформації по вісі заготовки змінювалась від 29,5 мм до 27,5 мм при значенні $\sigma_Z^p/\sigma_{0,2}=0,5$, та до 24 мм при значенні $\sigma_Z^p/\sigma_{0,2}=1$.

Поскільки швидкість переміщення рухомої матриці дорівнює швидкості видавлювання стінки заготовки, то в осередку пластичної деформації сили тертя між матрицею та матеріалом заготовки носять активний характер, чим сприяють течії останнього. В результаті проведення чисельних експериментів, було визначено величину сил тертя на матриці в осередку деформації та нижче осередку деформації. Результати наведено в таблиці.

Таблиця – Величина сили тертя в осередку деформації (ОД) та нижче осередку деформації

$\sigma_Z^p/\sigma_{0,2}=0$		$\sigma_Z^p/\sigma_{0,2}=0,5$		$\sigma_Z^p/\sigma_{0,2}=1$	
В ОД	Нижче ОД	В ОД	Нижче ОД	В ОД	Нижче ОД
160 КН	0	0	10 КН	0	6,75 КН

Таким чином, до причин які зумовлюють зниження питомих зусиль на деформуючому інструменті в процесі холодного видавлювання порожнистих вісесиметричних виробів з розтягненням стінки заготовки належить зміна схеми напруженого стану в осередку пластичної деформації, локалізація осередку пластичної деформації та виникнення активних сил тертя на поверхні контакту матриці та заготовки.

Список літератури: 1. Овчинников А.Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах/ А. Г. Овчинников.-М. : Машиностроение, 1983 .- 200с. 2. Охрименко Я.М. Холодное выдавливание / Я. М. Охрименко: Учебное пособие.-М.: Машиностроение, 1967. - 115с. 3. Овчинников А.Г. Холодное выдавливание полых цилиндрических изделий с активными силами трения/ А.Г. Овчинников, А.М. Дмитриев// Кузнечно- штамповочное производство.- 1981. - №6.- С.24-26. 4. Яшаев С.Ш. Основы дифференцированного выдавливания / С.Ш. Яшаев // Кузнечно-штамповочное производство.- 1966 .- №9. - С.4-7. 5. Кудо Х. Холодное выдавливание с растяжением/ Х. Кудо, М. Чинодзаки// Экспресс-информ.. Технология и оборудование кузнечно- штамповочного производства.- 1973.-№42. - С.18-30.

МИТИЧКИНА Н. Г. канд. техн. наук, доц., ДонГТУ, Алчевск
БУТ А. Ю. аспирант кафедры ОМД и М ДонГТУ, Алчевск

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ОТВЕРСТИЙ ПОД ОФОРМЛЕНИЕ ОТВЕТВЛЕНИЙ ТРУБ

Рассмотрены особенности процесса получения отверстий под оформление ответвлений труб в условиях однопереходной штамповки тройников путем совмещения в одном технологическом переходе операций формирования ответвления, пробивки его дна и выравнивания его стенки.

Розглянуті особливості процесу отримання отворів під оформлення відгалужень труб в умовах одноперехідного штампування трійників шляхом суміщення в одному технологічному переході операцій формування відгалуження пробивання його дна та вирівнювання стінки відгалуження.

Features of process of reception of bores under registration from-branching tubes in the conditions of one-transitive punching of T-connectors by combination in one technological transition of operations of formation of branch, a punched hole of its bottom and alignment of a wall of branch are considered.

В различных отраслях промышленности широко применяются соединительные элементы трубопроводов. Изготовление таких изделий сопряжено с определенными трудностями, связанными с низкой производительностью процессов и ограниченной высотой отводов. Одним из этапов изготовления полых цельноштампованных изделий типа тройников, крестовин и прочих, является получение ответвления на стенке трубной заготовки. Он включает такие обязательные операции, как непосредственно формирование отвода и оформление его торца путем образования отверстия.

Существуют две основные схемы получения ответвления, различающиеся порядком выполнения вышеуказанных операций. Первая схема включает формирование отвода на стенке трубной заготовки и последующее «раскрытие» его торца путём пробивки либо обрезки [1, 2]. Вторая - предусматривает обратный порядок операций: сначала в стенке заготовки сверлением или пробивкой образуют отверстие, а затем путём его отбортовки получают ответвление на изделии [3]. Каждая из схем обладает своими преимуществами и недостатками. Вместе с тем, любая из них малопроизводительна, так как включает несколько технологических переходов. Известны также устройства, позволяющие получать готовое ответвление на стенке трубы за один переход [4, 5], однако высота ответвлений, получаемых подобным способом, сильно ограничена.

Таким образом, существующие способы изготовления деталей типа тройников методами листовой штамповки имеют резервы интенсификации. Сокращение количества переходов ведет к уменьшению энергозатрат, снижению трудоемкости процесса, что связано с приоритетными направлениями развития науки и техники. Поэтому совмещение всех операций оформления готового

фитинга в одном переходе с получением при этом ответвления с высотой, регламентированной стандартами для этих изделий, является актуальной задачей.

Для повышения высоты отвода при однопереходной штамповке тройников авторами было предложено решение о преобразовании некоторой части донной поверхности получаемого вытяжкой отвода в стенку готового ответвления тройника. Это может быть достигнуто путём пробивки в дне отвода отверстия диаметром, меньшим диаметра отвода и последующей отгибки его стенок. Данная операция по своей схеме и механизму сходна с операцией отбортовки, которая характеризуется высокими тангенциальными деформациями растяжения, поэтому качество получаемого отверстия в данном процессе играет немаловажную роль.

Для получения отверстий под отбортовку используют следующие процессы: сверление, резка, пробивка жёстким инструментом либо эластичной средой. Предпочтение отдаётся сверленным отверстиям, так как они имеют высокую чистоту поверхности [6]. Однако в условиях штамповки внутренним давлением эластичной среды сверление тяжело совместить с операцией отбортовки в одном переходе, поэтому для совмещения был выбран процесс пробивки. Классический срез пробитого эластичной средой отверстия некачественный и может послужить причиной возникновения дефектов при дальнейшей отбортовке [7], поэтому в данных условиях важной задачей представляется повышение качества поверхности среза отверстия под отбортовку.

Авторами разработан новый способ изготовления цельноштампованных фитингов, который позволяет получать готовый тройник за один технологический переход с высотой отводов в среднем $H/D = 0,9$ [8, 9]. Он основан на совмещении операции вытяжки отвода и окончательного оформления торца ответвления путём пробивки дна отвода и отгибки пробитого контура. Экспериментальное опробование способа выявило ряд характерных особенностей его протекания, которые требуют более детального изучения с целью дальнейшего совершенствования.

В новом способе изготовления фитингов пробивка осуществляется эластичным инструментом по пустотелому пробивному элементу с режущей кромкой конической формы. Такой элемент оснастки предложен в работах [10 - 13], а также [14]. Однако подобный способ пробивки не применялся ранее для изготовления отверстия эластичной средой, поэтому требует исследования для уточнения технологических параметров (оптимального угла, необходимости подпора и т. д.).

Целью данной работы является экспериментальное исследование процесса пробивки отверстия эластичным наполнителем по жесткому пробивному элементу для определения оптимального угла конусности пробивного инструмента, наиболее благоприятного для дальнейшего оформления стенки готового ответвления.

Для достижения цели была проведена серия экспериментов по выбору оптимальной формы пробивного элемента.

Как известно, разделение материала при классической пробивке включает три основных стадии: упругую деформацию, пластическую деформацию и стадию скалывания [6]. Пробивка эластичной средой существенно отличается.

Достижение условий пробивки эластичной средой классическим способом осуществлялось за счет применения плоского пробивного элемента и отсутствия подпора дна отвода (рис. 1). Под действием эластичного наполнителя происходило втягивание металла в отверстие пробивного элемента с последующим обрывом отхода.

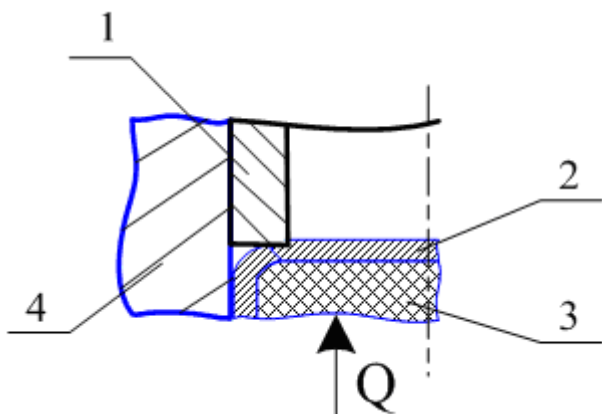


Рис. 1. Схема разделения металла классическим способом при пробивке эластичной средой, начало процесса:

1. Пробивной элемент; 2. Отход;
3. Эластичный наполнитель;
4. Контейнер

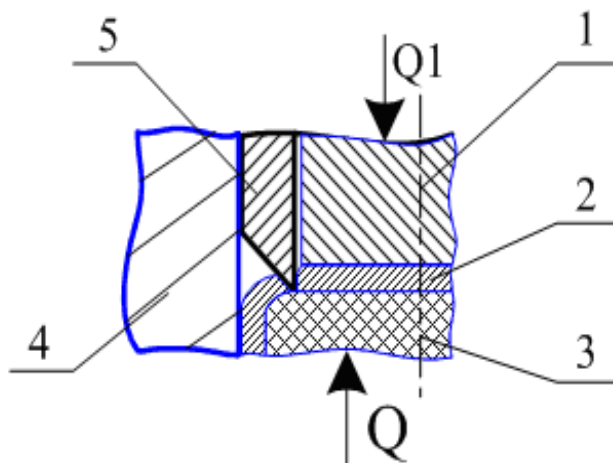


Рис. 2. Схема процесса разделения материала при пробивке клиновым пробивным элементом: 1. Подпор; 2. Отход; 3. Эластичный наполнитель; 4. Контейнер; 5. Пробивной элемент

При пробивке по способу [8, 9] (рис. 2) на дно отвода одновременно действуют подпор с одной стороны и эластичный наполнитель с другой, а пустотелый пробивной элемент с режущей кромкой конической формы внедряется в металл, надвигающийся под действием эластичной среды, до полного отделения отхода.

В начальный момент пробивки отвода по новому способу [8, 9] под действием давления эластичного наполнителя и подпора заготовка сжимается, не прогибаясь под действием момента, как в классическом случае пробивки. Вблизи режущих кромок пробивного элемента происходит утонение поперечного сечения заготовки за счет внедрения пробивного элемента. Эластичный наполнитель вызывает некоторую утяжку материала в отверстие подпора, так как он подвижен, но создает противодействие Q_1 . В случае классической пробивки эластичной средой такая утяжка развивается вплоть до напряжений, вызывающих образование локальной шейки и обрыва.

В рассматриваемом случае подпор внутри пробивного элемента сдерживает растягивающие напряжения и меняет схему напряженно-деформированного состояния. Растягивающие меридиональные напряжения снижаются, увеличиваются нормальные сжимающие. В зоне пробивного элемента, играющего роль концентратора напряжений, интенсивность деформаций растет,

вызывая отделение материала. Процесс отделения сходен с процессом резки ножом или лезвием замкнутого контура [15]

В результате проведенных экспериментальных исследований на трубных заготовках с наружным диаметром 20 мм из алюминия толщиной стенки 1 мм было выявлено, что полученное классическим способом (рис. 1) отверстие имеет утяжины, неровный срез, из-за отсутствия подпора отход получается вогнутый, с протянутыми заусенцами. Как результат, торец ответвления характеризуется некачественной поверхностью, а последующая отбортовка ведет к трещинообразованию. Кроме того, при использовании подобной схемы пробивки, выравнивание стенки ответвления в рамках одного перехода становится невозможным из-за препятствования плоской поверхности пробивного элемента отгибанию кольцевой части, идущей на образование отвода.

На рис. 3 представлены снимки отходных частей дна отвода, полученных в штампе за один технологический переход по новому способу.

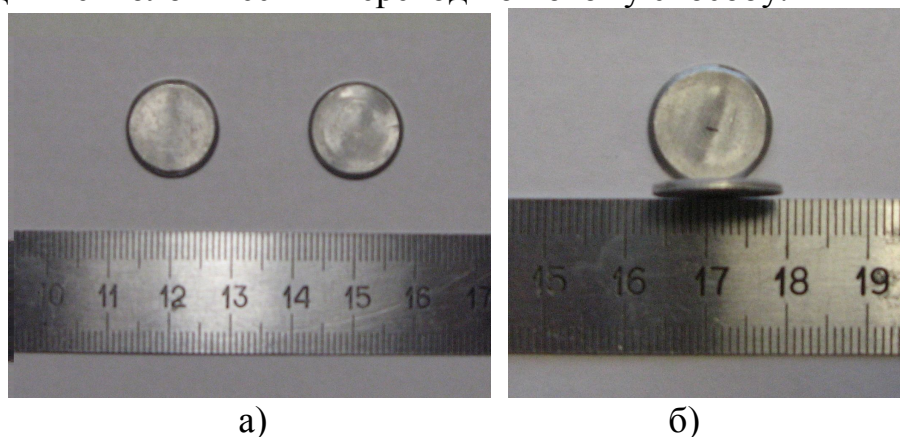


Рис. 3. Отходные части дна отвода, полученные по новому способу:
а - вид сверху; б - вид боковой поверхности

Боковая поверхность отхода, изображенная на рис. 4, имеет две характерные зоны.

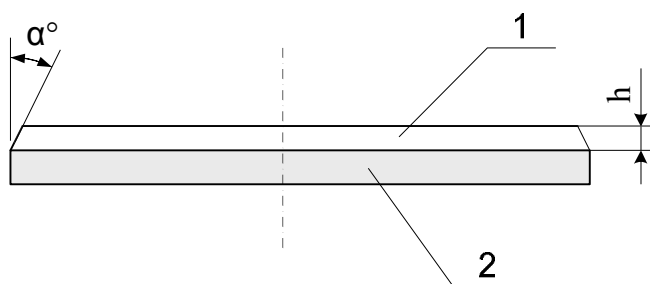


Рис. 4. Схема боковой поверхности отходной части дна отвода при пробивке клиновым пробивным элементом:
1. Зона утяжки; 2. Зона резания

Зона 1 – это так называемая зона утяжки. Она образуется в результате вытягивания поверхностного слоя металла в полость пробивного элемента, когда подпор перемещается вглубь его. При этом величина угла α зависит от характера действия усилия противодействия, создаваемого торцевым подпором, а также от

пластических свойств материала заготовки. Высота этой зоны зависит от угла заточки пробивного элемента: чем меньше этот угол и, соответственно, острее пробивной инструмент, тем раньше контактное напряжение под режущей кромкой достигает критического значения, при котором начинается непосредственно процесс резания и тем меньший объем металла успевает перейти в зону утяжки.

Зона 2 – это непосредственно зона резания, периметр которой представляет собой поверхность среза – характерный блестящий пояс.

С помощью инструментального микроскопа были выполнены замеры ширины блестящего пояса отходов дна отвода, полученных в результате пробивки при однопереходной штамповке тройников, с точностью 0,01 мм. Его ширина по окружности может несколько изменяться, поэтому замеры производилось в четырех точках по периметру каждого образца на четырех образцах, затем получили среднее значение.

При использовании пробивного элемента с углом 30° средняя ширина зоны резания составила 0,693 % от общей толщины отхода. Однако режущая кромка такого элемента быстро затуплялась.

Использование пробивного элемента с углом 60° оказалось неэффективным из-за большой утяжки материала. Ширина зоны резания составила в среднем 0,57 %.

Наиболее оптимальным из трёх рассматриваемых оказался пробивной элемент с углом 45° . Он обладал высокой стойкостью и образцы, полученные с его использованием, имели среднюю ширину блестящего пояса 0,685 %, что практически соответствует показателям элемента с углом 30° .

Выводы: в рамках данной работы изучены особенности процесса пробивки дна отвода в условиях получения тройников в штампе за один технологический переход с целью определения геометрии пробивного инструмента и наиболее благоприятной схемы пробивки дна для дальнейшего оформления стенки готового ответвления.

В результате проведенных исследований было выявлено следующее.

Классическая пробивка эластичной средой в случае однопереходной штамповки тройников не уместна, так как дает неровную поверхность среза с утяжинами, зоной скола и микротрещинами, которые служат концентраторами напряжений при дальнейшей отгибке, а также не позволяет производить саму однопереходную штамповку.

Срез отхода после пробивки по новому способу состоит из 2 зон: зоны утяжки и зоны пластической деформации (резания), причем утяжка характеризует растягивающие деформации в зоне реза и зависит от угла заточки инструмента и усилия подпора.

Зоны скола на поверхности среза не наблюдается, получаемая поверхность среза является ровной и достаточно гладкой, что создает благоприятные условия для последующего процесса отгибки.

Для практического применения в условиях однопереходной штамповки фитингов по описанному способу может быть рекомендован угол заточки

пробивного элемента 45° . Инструмент с такой заточкой имеет больший срок службы, чем с углом 30° и позволяет получать ответвления с $H/D = 0,9$ (где H – высота ответвления, D – диаметр магистрали) и значительной высотой зоны среза – 68 %.

Список литературы: 1. Эрбейгель С. А. Исследование, разработка и внедрение процессов формообразования унифицированных элементов трубопроводных систем летательных аппаратов эластичной средой на универсальных гидропрессах. Диссертация на соискание учёной степени кандидат технических наук. Харьков, 1986. 2. Устройство для формообразования тройников. Пат. 67486, Россия, МПК В21С 37/29 (2006.01). / Попов И. Н., Маслов В. Д., Антропов В. В. Заявлено 21.05.2007., опубликовано 27.10.2007. – 2 с. 3. *Bezeichnung:* Verfahren und Vorrichtung zum Ausbilden eines Kragenabschnitts an einem Werkstück. Заявка 10 2004 028 078.9. Германия, МПК В21D 26/02(2006.01), В21D 31/02(2006.01), В21С 37/29(2006.01). Заявлено 09.06.2004. Опубликовано 05.01.2006. 4. Аверкиев Ю. А., Аверкиев А. Ю. Технология холодной штамповки. – М.: Машиностроение, 1989. – 304 с. (с. 191-192). 5. Сайт компании T-Drill. [электронный ресурс] URL: <http://www.t-drill.fi> . 6. Зубцов М. Е. Листовая штамповка, изд. 2-ое, доп. и перераб. / Зубцов М. Е. – Л.: Машиностроение, 1967. – 504 с.: ил. 7. Попов Е. А. Технология и автоматизация листовой штамповки / Попов Е. А., Ковалев В. Г., Шубин И. Н. – М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2003.-480 с.: ил. 8. Митичкина Н. Г., Бут А. Ю. Совершенствование процесса формообразования элементов трубопроводов // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. – Алчевск 2010. вып. № 30. – С. 194 – 201. 9. Митичкина Н. Г., Бут А. Ю. Совершенствование процесса формообразования тройников эластичной средой // Обработка материалов давлением. Сборник научных трудов. – Краматорск 2010. – вып. № 3 (24). – С. 112 – 117. 10. Штамп совмещенного действия для образования отверстия и отбортовки. А. с. 1074632, СССР, В 21 D 37/00, В 21 D 35/00. / В. Ф. Шевченко, № 709218. Заявлено 29.10.82, опубликовано 23.02.84. Бюл. № 7. – 3 с. 11. Штамп совмещенного действия для пробивки и отбортовки. А. с. 1258566, СССР, В 21 D 37/00, В 21 D 35/00. / В. Ф. Шевченко, № 1074632. Заявлено 10.04.85, опубликовано 23.09.86. Бюл. № 35. – 3 с. 12. Штамп совмещенного действия. А. с. 1260072, СССР, В 21 D 37/00, В 21 D 35/00. / В. Ф. Шевченко, № 1074632. Заявлено 15.03.85, опубликовано 30.09.86. Бюл. № 36. – 2 с. 13. Штамп совмещенного действия. А. с. 1423230, СССР, В 21 D 37/00, В 21 D 35/00. / В. Ф. Шевченко, № 1074632. Заявлено 16.02.87, опубликовано 15.09.88. Бюл. № 34. – 3 с. 14. Митичкина Н. Г. Совершенствование процесса отбортовки внутреннего контура расширенного диапазона высот. Диссертация на соискание учёной степени кандидат технических наук. Краматорск, 2001. 15. Резник Н. Е. Теория резания и основы расчета режущих аппаратов. – М.: Машиностроение, 1975. – 311 с.

МОВШОВИЧ А.Я., докт. техн. наук, проф., УИПА, Харьков

РЕЗНИЧЕНКО Н.К., докт. техн. наук, проф., УИПА, Харьков

БУДЁННЫЙ М.М., канд. техн. наук, ген. директор, ТП
Харьковстандартметрология

КОЧЕГРИН Ю.А., инженер, ТП Харьковстандартметрология

ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ МЕТОДОМ ПЛАСТИЧЕСКОГО ИЗГИБА

Рассмотрены схемы деформации при гибке и возникающие при этом изгибающие напряжения в зависимости от угла и внутреннего радиуса изгиба, а также упругих свойств материала заготовки.

Розглянуті схеми деформації при гнутті та напрузі, що виникає при цьому, залежно від кута і внутрішнього радіусу вигину, а також пружних властивостей матеріалу заготовки.

The charts of deformation are considered at flexible and arising up here flexion tensions depending on a corner and internal radius of bend, and also resilient properties of material of purveyance.

Введение

Одним из прогрессивных методов изготовления листовых деталей является холодная штамповка, основанная на получении формы деталей путем необратимо пластической деформации заготовки.

Холодная штамповка позволяет широко использовать механизацию и автоматизацию процесса формообразования, благодаря чему достигается высокая производительность труда и низкая себестоимость изделий. Кроме того при штамповке повышается коэффициент использования металла по сравнению с обработкой резанием.

При определенном сочетании механических свойств материала, кривизны изгиба и геометрических параметров частей детали пластического элемента произойти местная потеря устойчивости последнего [1].

В связи с этим особое внимание следует уделять исследованию изгибающих напряжений, соответствующих началу момента потери устойчивости сжатой полки или стенки профиля.

Стабильная форма детали характеризуется взаимно уравновешенным состоянием остаточных напряжений [2].

Исследование напряженного состояния заготовки при гибке.

Гибкой получают большое количество деталей. И несмотря на это, процессы, происходящие в металле при гибочных операциях, не всем хорошо известны.

Гибка любого металла или неметалла сопровождается неравномерной деформацией отдельных его частей. Если изгибать металлический стержень (рис.1, а), то наружные его слои примерно до середины растягиваются, а внутренние

сжимаются. Следовательно, в наружных слоях возникают напряжения растяжения, а во внутренних — сжатия. И очевидно, имеется слой, где нет никаких напряжений, т. е. нейтральный слой. Если для изгиба стержня было приложено незначительное усилие, то после его снятия стержень примет первоначальную форму. Следовательно, деформация была *упругой*. Деформация будет *остаточной*, если стержень после снятия усилия останется изогнутым. Это происходит при больших усилиях, или нагрузках, когда возникшие в металле напряжения значительно превышают предельные. Так, если испытаниями в лаборатории установлено, что у стали марки 45 остаточные деформации появляются при напряжениях, равных 40 кг/мм^2 , то это и есть предельное для нее напряжение, называемое пределом текучести. Предел текучести обозначается через $\sigma_{\text{т}}$. При еще большей нагрузке в наружных слоях могут появиться трещины, а во внутренних складки. Напряжения, при которых металл разрушается, называются пределом прочности, или временным сопротивлением. Предел прочности обозначается через $\sigma_{\text{в}}$ [4].

Возникновение изгибающих напряжений при гибке зависит не столько от усилий гибки, сколько от угла или внутреннего радиуса изгиба. Углом изгиба называется угол между осью или стороной прямолинейной заготовки в ее исходном положении и осью или стороной заготовки после гибки. На рис.1, а угол гибки обозначен через α . При малом угле α , т. е. при большом радиусе R_1 (рис 1, б), в сечении изгибаемого стержня имеются только упругие деформации. Если величину напряжений, соответствующих этим деформациям, мы захотели бы изобразить отрезками линий со стрелкой, то они распределились бы в месте изгиба так, как показано на рис. 1, б. Такое же распределение напряжений произойдет и по сечению стержня. При увеличении угла α_2 и соответственно при уменьшении радиуса изгиба R_2 появляются остаточные деформации в наружных слоях стержня, а во внутренних еще сохраняются упругие деформации (рис. 1, в). Может быть такой малый угол изгиба, при котором по всему сечению стержня деформации будут только остаточные (рис. 1, г). Особенно это относится к гибке нагретых заготовок. Здесь внутренние напряжения искажают форму поперечного сечения стержня — круглая форма становится эллиптической, а квадратная — трапециевидной (рис.1, д). Поэтому распределение этих напряжений получается примерно таким, как указано на рис. 1 и 2, т. е. со смещением нейтральной линии в сторону сжатых слоев [3].

Каким же должен быть допустимый радиус изгиба R , при котором не происходило бы разрушения верхних слоев металла? Установлено, что величина радиуса зависит от толщины изгибаемой заготовки и от величины относительного поперечного сужения ψ для соответствующей марки металла. Величина относительного сужения показывает, насколько сузился образец по площади сечения при разрыве его по отношению к первоначальному размеру. Например, если первоначальная площадь поперечного сечения образца была 100 мм^2 , а после разрыва она стала 50 мм^2 , то относительное сужение будет

$$\psi = \frac{100 - 50}{100} = 0,5 \quad \text{или } 50\%$$

Относительное сужение определяется при испытаниях образцов металла на растяжение. Для стали марки 30 со средним содержанием углерода 0,3% оно равно 50%, или $\psi = 0,5$. Чем пластичнее металл, тем больше величина ψ .

Для определения минимальных радиусов изгиба используется формула (1).

$$R = \frac{S(1 - 2\psi)}{2\psi}$$

где S — толщина заготовки;
 ψ — относительное сужение.

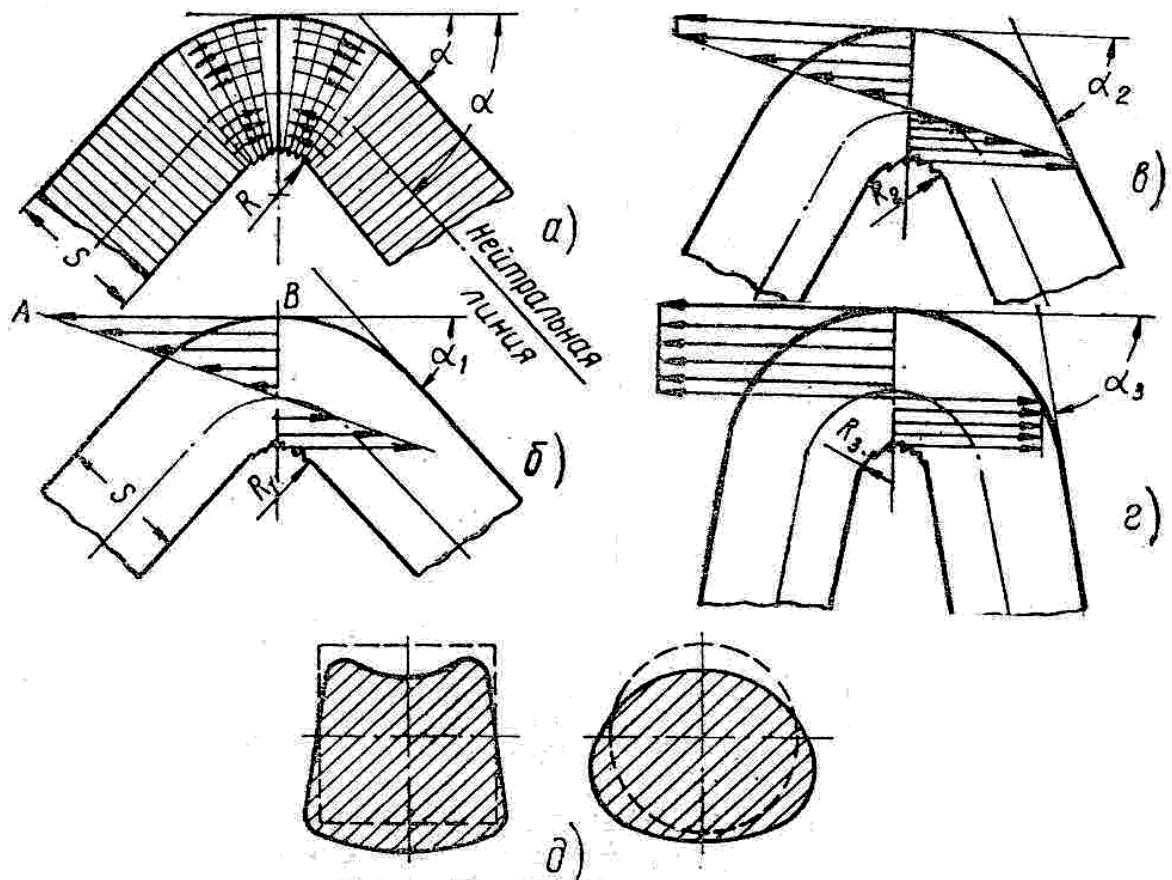


Рис.1. Схемы деформации при гибке.

Допустим, необходимо согнуть заготовку на 90° , т. е. перегнуть т.е. пополам до соприкосновения концов, при этом радиус изгиба будет равен нулю ($R=0$). Какое же получится относительное сужение и, следовательно, какую сталь надо взять, чтобы ее можно было подвергать такому изгибу? Подставим в формулу (1) значение $R=0$; тогда

$$0 = \frac{S(1 - 2\psi)}{2\psi}; \quad S(1 - 2\psi) = 0; \quad \psi = 0,5 \quad (2)$$

Таким образом, сталь марки 30 как раз подойдет для этой цели. Подойдут также стали марок 10; 20; 25; 20Г, имеющие относительное сужение, равное 50% и больше.

Для многих других марок стали такой изгиб в холодном состоянии опасен, поэтому потребуется заготовку нагревать. При нагреве до температуры даже не более 900—1000° с увеличением относительного сужения резко увеличивается пластичность стали, поэтому в нагретом состоянии заготовку можно изгибать на любой угол с любым радиусом [3].

Выводы.

На гибку в холодном состоянии значительно влияют упругие свойства металла. Особенно это относится к малопластичным высокоуглеродистым и легированным сталям, которые при гибке сильно пружинят и не позволяют

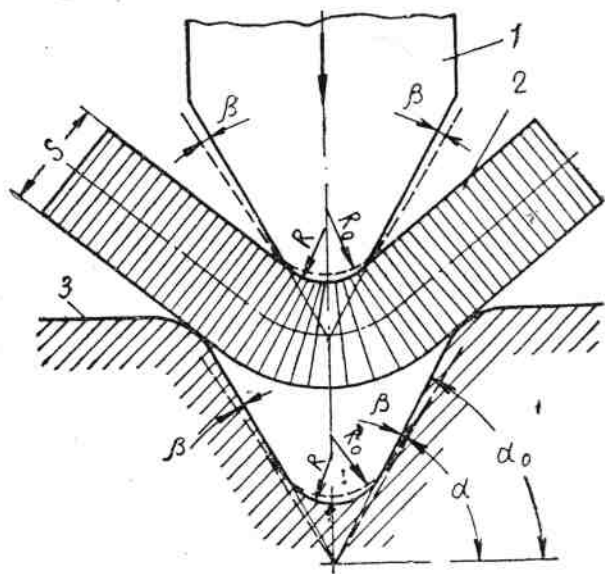


Рис.2. Схема образования формы пуансона и матрицы

получить заданный радиус изгиба без поправок в конструкции инструмента. Если нужно получить при гибке стержня 2 (Рис. 2) какой-то угол, например 60°, и определенный радиус закругления, то, очевидно, матрицу 3 и пуансон 1 нельзя изготавливать, как показано пунктиром, под углом 60°. Углы их нужно взять более острыми, а радиусы закругления должны быть взяты меньшими. Угол, на который нужно сделать поправку в гибочном инструменте, называется *углом пружинения*. Величина его в значительной степени зависит от соотношения между радиусом гибки R и толщиной S материала $\frac{R}{S}$. Чем больше

это соотношение, тем больше угол пружинения. Так, например, для стали средней твердости, изгибаемой под углом 90°, при отношении $\frac{R}{S} \geq 1,5$ угол пружинения составляет $\beta = \alpha_0 - \alpha = 1^\circ$, при большем соотношении $\beta = 3$. Величина изменения радиуса пружинения R_0 от этого отношения зависит в меньшей степени [3,4].

Список литературы: 1. Ганаго О.А. Элементы теории пластичности в обработке металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1982.-55с. 2. Мовинович А.Я., Морин В.Л. Заярненко Е.И. Напряженное состояние переналаживаемых гибочных штампов с наклонным основанием. Сб. Вопросы оборонной техники.- серия II, выпуск 7, 1984. – С. 18-22. 3. Беляков В.И. Штамповка на специальном оборудовании. М.: Машгиз, 1961 – С.78. 4. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – М.-Л.: Машиностроение, 1978.-591с.

НОСУЛЕНКО В.І., докт. техн. наук, проф., КНТУ, Кіровоград
ШМЕЛЬОВ В.М., магістр, КНТУ, Кіровоград

ОПТИМІЗАЦІЯ КОНСТРУКТИВНИХ ЕЛЕМЕНТІВ ТА ЯКОСТІ ПОВЕРХНІ СПРЯЖЕНИХ ПАР РОБОЧИХ ДЕТАЛЕЙ РОЗДІЛОВИХ ШТАМПІВ ЗА УМОВ РОЗМІРНОЇ ОБРОБКИ ЕЛЕКТРИЧНОЮ ДУГОЮ

Описано особливості і можливості оптимізації конструктивних елементів та якості поверхні робочих деталей розділових штампів за умов їх виготовлення способом розмірної обробки електричною дугою в сукупності зі способом керованого зносу електрод-інструменту. Показано переваги виготовлення спряжених пар робочих деталей зазначеним способом, що дозволяє знизити собівартість виготовлення та підвищити стійкість розділових штампів.

Описано особенности и возможности оптимизации конструктивных элементов и качества поверхности рабочих деталей разделительных штампов при условии их изготовления способом размерной обработки электрической дугой в совокупности со способом управляемого износа электрод инструмента. Показано преимущества изготовления сопряженных пар рабочих деталей указанным способом, что позволяет снизить себестоимость изготовления и повысить стойкость разделительных штампов.

Features and possibilities of optimization of structural elements and quality of surface of workings details of dividing stamps are described on condition of their making of size treatment a voltaic arc a method in an aggregate with the method of the guided wear electrode of instrument. Advantages of making of the attended pair of workings details are rotined by the indicated method, that allows cutting prime cost making and promoting firmness of dividing stamps.

В сучасному машинобудуванні переважну більшість листових деталей отримують з використанням розділових штампів. Тому важливим є підвищення стійкості та зниження собівартості виготовлення таких штампів.

Зазвичай робочі деталі розділових штампів виготовляють способами механічної обробки з подальшою слюсарною доводкою або способами електроерозійної обробки (ЕЕО), зокрема способами електроімпульсної обробки, наприклад, вирізанням електрод-дротиною, що дозволяє при застосуванні відповідних технологічних прийомів отримувати спряжені пари пуансонів і матриць без слюсарної доводки.

Знизити собівартість виготовлення розділових штампів та підвищити їх стійкість можна за умов виготовлення їх спряжених пар робочих деталей способом розмірної обробки електричною дугою (РОД) [1], який порівняно з відомими способами електроерозійної обробки відрізняється значно більш високою продуктивністю, а в сукупності зі запропонованим нами способом керованого зносу електрод-інструменту (СКЗ ЕІ) [2] забезпечує підвищення продуктивності обробки та зниження собівартості виготовлення в 2...3 рази. Спосіб РОД СКЗ ЕІ дозволяє одержувати спряжені пари пуансонів і матриць розділових штампів необхідних розмірів, з рівномірними зазорами, з необхідною

шорсткістю робочої поверхні та зоною термічного впливу (зміцненою зоною) [3]. Спосіб РОД СКЗ ЕІ за умов використання тільки одного графітового ЕІ дозволяє одержати комплект робочих спряжених пар розділових штампів суміщеної дії, а саме: пуансони, матриці, пуансон-матриці, матриці-пуансони, знімачи, виштовхувачи [3]. При цьому при забезпеченні шорсткості поверхні в межах $Ra=1...3,2\text{мкм}$ є можливим в три-п'ять разів підвищити зносостійкість цих штампів [4]. Це пов'язано зі структурою робочої поверхні після ЕЕО, яка за наявності зони термічного впливу, що забезпечує її поверхневе зміцнення, до того ж добре утримує змащувальні речовини.

Конструктивні елементи матриць і пуансонів, такі як робочий поясok матриці і його нахил, шорсткість поверхні та рівномірність зазору між спряженими парами робочих деталей розділових штампів значною мірою впливають на величину зусилля і знос штампу. Застосовують робочі пояски матриць двох типів [5]:

- матриці у яких робочі отвори виконані у вигляді пояску h визначеної висоти (3–12мм), який переходить потім в конус з нахилом вихідних стінок під кутом $\alpha_1=3-5^\circ$ (рис. 1, а), а також з вертикальними стінками провального отвору (рис. 1, б);
- матриці з робочим отвором у вигляді конуса від верхньої дзеркальної їх площини (рис. 1, в). Величина кута α_2 в цьому випадку коливається в залежності від товщини матеріалу в межах від $10'$ до 1° . Для спрощення виготовлення таких матриць робочий отвір в них з точними розмірами і кутом $\alpha_3=\alpha_2$ витримують тільки на висоті пояску h_3 (рис.1, г). Провальне вікно виготовляють з кутом β беруть в межах від 3 до 5° .

Стійкість матриць другого типу порівняно з матрицями першого типу в 1,5...2 рази вище.

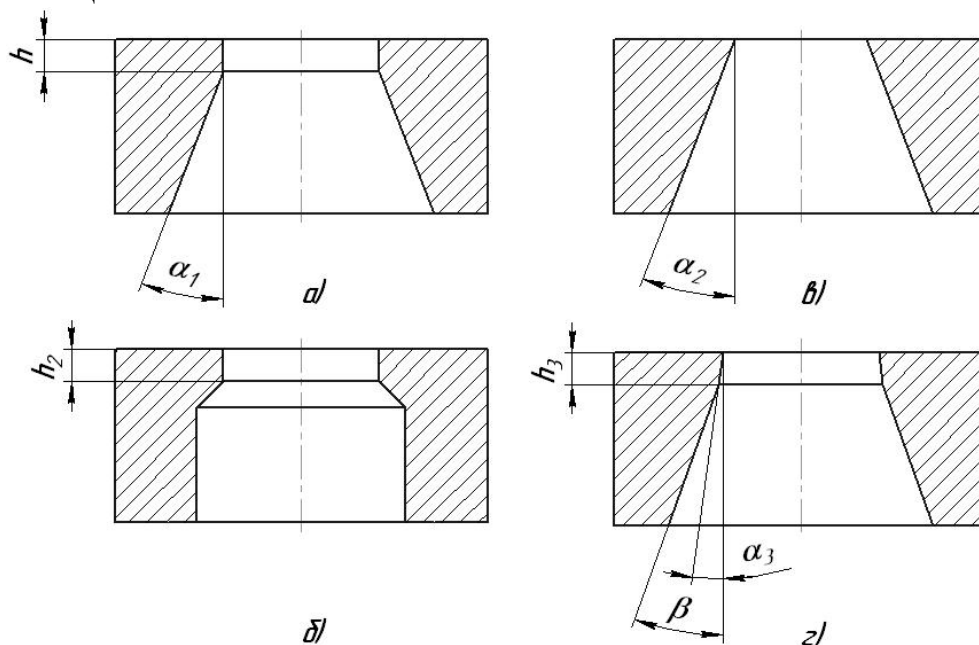


Рис. 1. Профіль робочої частини матриці: а – з циліндричним пояском; б – з двома циліндричними ділянками; в – з конусом від робочої (дзеркальної) поверхні; г – з двома конусами

Виготовлення способом РОД СКЗ ЕІ спряжених пари пуансонів і матриць зазначених типів починається з виготовлення провального вікна в матриці і надалі відбувається в такій послідовності за три переходи:

- для матриць першого типу:

1 перехід – за допомогою графітового ЕІ 1 виготовляють безступеневий пуансон 2 (рис. 2, а);

2 перехід – за допомогою графітового ЕІ 1 виготовляють металевий ЕІ 3 для виготовлення матриці 4 (рис. 2, б);

3 перехід – допомогою металевого ЕІ 3 виготовляють робочий поясок матриці 4 (рис. 2, в).

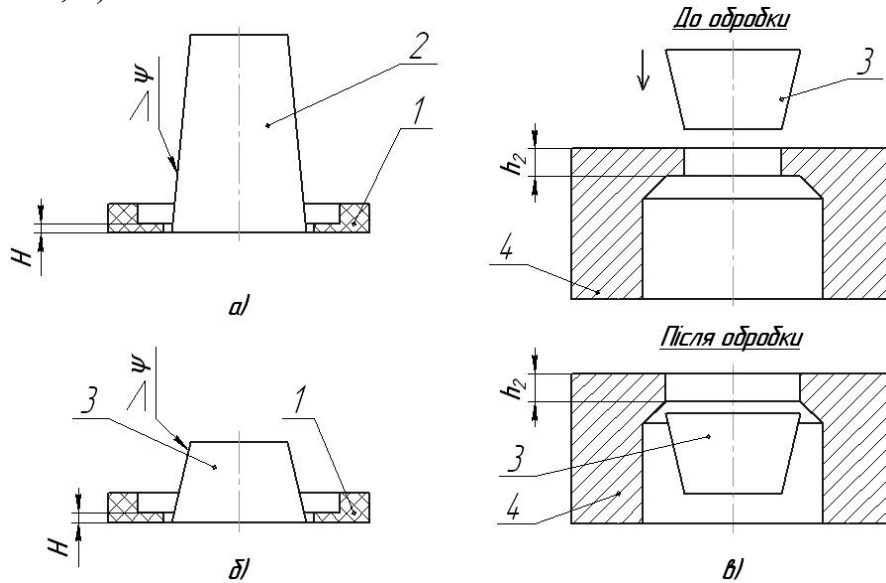


Рис. 2. Виготовлення способом РОД СКЗ ЕІ спряженої пари пуансона і матриці першого типу

- для матриць другого типу перший і другий перехід виконують аналогічно як і для спряжених пар з матрицями першого типу; на третьому переході металевий ЕІ 3 та матрицю 4 розташовують в зворотному положенні (рис. 3, в).

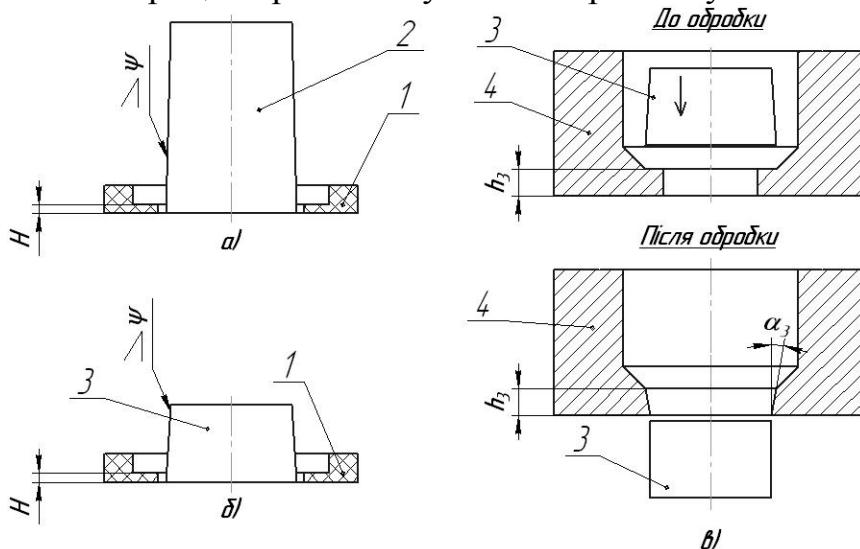


Рис. 3. Виготовлення способом РОД СКЗ ЕІ спряженої пари пуансона і матриці другого типу

При цьому, для забезпечення необхідного зазору і величину кута α_3 необхідно попередньо забезпечити необхідну величину уклону ψ бічної поверхні металевго ЕІ. Уклон ψ забезпечується зміною висоти робочого пояса H (рис. 2, а) графітового ЕІ та основних технологічних характеристик процесу РОД: сили технологічного струму I та статичного тиску робочої рідини P_S і визначається за формулою:

$$\psi = 0,0057I^{-0,042}P_S^{2,474}H^{-0,826}. \quad (1)$$

При виготовленні комплекту спряжених пар робочих деталей розділових штампів суміщеної дії приймаємо до уваги наступне: за технологічними вимогами процес виготовлення спряжених пар робочих деталей розділових штампів є одним з найбільш складних з відомих технологій, бо, по-перше, водночас, треба забезпечити високу і регульовану якість обробки (шорсткість обробленої поверхні та зону термічного впливу) та точні і регульовані значення зазору поміж спряженими парами (починаючи від його нульових значень), а, по-друге, є багатофункціональним, коли, наприклад, для штампів суміщеної дії для вирубування-пробивання, є необхідним забезпечити спряження чотирьох взаємопов'язаних деталей (пуансон-матриці, матриці-пуансона, знімача та виштовхувача) по семи спряжених поверхнях і все це, за умови застосування процесу РОД СКЗ ЕІ, з використанням лише одного графітового ЕІ.

За цих умов розрахунок виконавчих розмірів графітового ЕІ для РОД СКЗ ЕІ розділового штампів суміщеної дії здійснюють з урахуванням сумарного зносу висоти робочого пояса ЕІ по сукупності переходів обробки та за умови формування необхідного уклону ψ , який забезпечить необхідні значення зазору по між спряженими парами. При цьому є можливість об'єднати матрицю і пуансон в одну деталь – матрицю-пуансон, яка конструктивно являє собою суцільне металеве тіло з контурами, що повторюють контури та взаємне розташування зазначених деталей в їх сукупності. Це дозволяє позбавитись двох деталей (пуансонотримача і підкладної плитки), спростити штамп, зменшити його металоємність, зменшити висоту та збільшити жорсткість штампа за рахунок меншої висоти напрямних колонок і як наслідок підвищити його стійкість та стає можливим використання обладнання меншого за розмірами і з оптимальними зусиллями.

Висновки: спосіб РОД СКЗ ЕІ з використанням лише одного графітового ЕІ забезпечує одержання спряжених пар робочих деталей розділових штампів, зокрема суміщеної дії, із необхідним рівномірним зазором поміж ними, необхідною шорсткістю робочої поверхні, величиною зміцненої зони та розмірами і формою робочого поясу матриці. Це забезпечує оптимальні геометрію та розміри конструктивних елементів і якість обробленої поверхні та дозволяє знизити собівартість виготовлення таких штампів і підвищити їх стійкість. Застосування способу РОД СКЗ ЕІ при отримання спряжених пар робочих деталей розділових штампів суміщеної дії дозволяє зменшити кількість їх деталей та спростити конструкцію, зменшити їх висоту та металоємність,

поліпшити базування спряжених пар робочих деталей і, в кінцевому підсумку, знизити собівартість та підвищити стійкості розділових штампів суміщеної дії.

Список літератури: 1. Носуленко В.І. Розмірна обробка металів електричною дугою: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук: спец. 05.03.07 “Процеси фізико-технічної обробки” /В.І. Носуленко. – К., 1998. – 32 с. 2. Пат. 29603 Україна, МПК (2006) B23H1/00. Спосіб електроерозійної обробки робочих спряжених пар штампів суміщеної дії. / Носуленко В.І., Шмельов В.М., Великий П.М., Чумаченко О.С.; заявник і патентовласник Кіровоградський національний технічний університет. - № u200704716; Заявл. 27.04.2007; Опубл. 25.01.2008. 3. Носуленко В.І. Розмірна обробка електричною дугою робочих деталей розділових штампів як високоефективна альтернатива традиційним технологіям/ В.І. Носуленко, В.М. Шмельов // Вісник національного технічного України «ХП». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ«ХП» – 2010. – №43. – С. 17-21. 4. Фотеев Н.К. Технология электроэрозионной обработки/ Фотеев Н.К. – М.: Машиностроение, 1980, 184 с. ил. – (Библиотека технолога). 5. Зубцов М.Е. Стойкость штампов/ М.Е. Зубцов, В.Д. Корсаков. – Л., Машиностроение, 1971г., 200 ст.

СОДЕРЖАНИЕ

Середа Б.П., Явтушенко А.В., Васильченко Т.А. Рациональные конструкции планетарных механизмов, используемых в приводах кривошипных прессов	3
Добровлянський С.М., Холявік О.В., Шевчук Д.В. Прес вирубний з дезаксіальним кривошипно шатунним механізмом	9
Дьоміна Н.А., Євстратов В. О., Ткачук М.А. Наукове обґрунтування конструювання робочих деталей розділових штампів	13
Мовшович А.Я., Черная Ю.А., Ищенко Г.И. Исследование влияния физико-механических характеристик детонационных покрытий на износостойкость режущих элементов переналаживаемых штампов	22
Обухов А.Н., Паламарчук В.А., Тарасов А.Ф., Середа В.Г., Горбач Е.В. Оценка точности проектирования рабочей поверхности инструмента трения для тангенциальной обкатки труб	29
Титов В.А., Борис Р.С., Богодист Е.И. Влияние особенностей конструкции рабочей поверхности матрицы оснастки на параметры процесса вытяжки с утонением биметаллических трубчатых элементов	34
Елисеев Р.В. Исследование механизма взрывной штамповки в закрытой камере с воздушной полостью	42
Скворчевський О.Є. Математичне моделювання статичних робочих процесів електрогідравлічних перетворювачів нормально-закритого типу	48
Каргин С.Б. Построение полей линий скольжения при протяжке круглой заготовки в вырезных профилированных бойках	55
Бондарева Е.Н., Алиева Л.И., Гарифулина А.Р. Формоизменение при сквозной прошивке	62
Артес А.Э., Сосенушкин Е.Н. Проблемы развития отечественного кузнечно-штамповочного производства	66

Жбанков Я. Г., Периг А. В., Жукова О. А.	76
Численное моделирование пластического течения материала при равноканальном угловом прессовании через штамп с подвижным дном	
Кухарь В.В., Балалаева Е.Ю., Никитченко А.А., Тузенко О.А.	84
Конечно-элементное моделирование напряженно-деформированного состояния станины кривошипного пресса при работе с упругими компенсаторами погрешностей направления ползуна	
Савелов Д.В., Драгобецкий В.В.	91
Теоретические основы вибрационного формования изделий из металлических порошков	
Тараненко М.Е., Маковецкий А.В.	98
Моделирование ресурсосберегающих технологических процессов горячей объемной штамповки поковок из авиационных сплавов в условиях изотермического и приближенных к нему деформирования	
Михалевич В. М., Добрانیк Ю. В., Трач Є. А.	104
Визначення граничних деформацій бічної поверхні циліндричних зразків під час вісесиметричного осадження за допомогою імітаційного моделювання	
Хоменко О.І., Баглюк Г.А., Хоменко А.О.	108
Вплив схеми пресування на розподіл густини порошкової заготовки при ущільненні в закритій матриці	
Гожий С.П., Клиско А.В., Носенко А.И.	113
Интенсификация формообразования конструктивных элементов при штамповке обкатыванием с активными силами трения	
Грушко А.В.	119
Определение параметров скоростного упрочнения материала по его твердости	
Калюжний О. В., Вихованець І.В., Ніколенко М.С., Мельник О.В.	124
Розрахунковий аналіз ресурсозберігаючої технології інтенсивного зміцнення металу навколо отворів у профілях і листових заготовках	
Щербаков В.П.	131
Удосконалення технології виготовлення сухаря фрикційного гасника коливальних пасажирського вагона	
Калюжний В. Л., Запорожченко А. С.	135
Вибір оптимального радіусу заокруглення пуансона для процесу холодного витягування з попередньо спрофільованих листових заготовок	

Кухарь В.В., Бурко В.А.	141
Совершенствование технологии штамповки поковки «СОПЛО» предварительной осадкой заготовки со свободным формоизменением боковой поверхности	
Медведев В.С., Разиньков Н.А.	147
Технология изготовления лопастей шнеков штамповкой	
Калюжный В.Л., Сабол С.Ф.	153
Визначення чинників, що забезпечують зниження питомих зусилля холодного видавлювання порожнистих виробів з розтягненням стінки заготовки	
Митичкина Н. Г., Бут А. Ю.	158
Экспериментальные исследования процесса получения отверстий под оформление ответвлений труб	
Мовшович А.Я., Резниченко Н.К., Будённый М.М., Кочегрин Ю.А.	164
Формообразования деталей методом пластического изгиба	
Носуленко В.І., Шмельов В.М.	168
Оптимізація конструктивних елементів та якості поверхні спряжених пар робочих деталей розділових штампів за умов розмірної обробки електричною дугою	

Наукове видання

**ВІСНИК НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО
УНІВЕРСИТЕТУ "ХПІ"**

Збірник наукових праць

Тематичний випуск

"Нові рішення в сучасних технологіях"

Випуск № 45

Науковий редактор докт. техн. наук, проф. Є. І. Сокол

Технічний редактор Т.Л. Коворотний

Відповідальний за випуск канд. техн. наук І. Б. Обухова

Обл.-вид. № 151-11

Підписано до друку 10.11.2011. Формат 60x84/16. Надруковано на різнографі

Gestetner 6123CP. Ум.-друк. арк. 9,4. Облік.вид.арк. 10,0.

Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №45. Ціна договірна

Видавничий центр НТУ «ХПІ»

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК33657 від 24.12.2009р.

61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Типографія "Технологічний центр"

вул. Новгородська, 3а, м. Харків, 61145