

**ВЕСТНИК
НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА "ХПИ"**

Сборник научных трудов

43'2010

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.нук, 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. Епифанов, 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. Луников, 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 энон. 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.

В.И. Кравченко, д-р техн. наук, проф.

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

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Ответственный редактор

Е.И. Сокол, д-р техн. наук, проф.

Ответственный секретарь

О.В. Саввова, канд. техн. наук

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 энон. наук, проф.

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

АДРЕС РЕДКОЛЛЕГИИ

61002, Харьков, ул. Фрунзе. 21 НТУ

«ХПИ», СМУС Тел. (057) 707-60-40

e-mail: kovtima@rambler.ru

Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць.
Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях.- Харків: НТУ „ХПІ-
2010. - №43. - 172 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 №7 від 01.10.2010

Національний технічний університет „ХПІ” 2010

КУЗНЕЧНО-ШТАМПОВОЧНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

УДК 666.97.033.16

САВЕЛОВ Д.В., канд. техн. наук, доцент, КНТУ, г. Кременчуг
ДРАГОБЕЦКИЙ В.В., докт. техн. наук, проф., КНТУ, г. Кременчуг
ТЕРЕЩЕНКО Д.В., студент, КНТУ, г. Кременчуг

РАЗРАБОТКА ВИБРАЦИОННОГО ПРЕССА ДЛЯ ФОРМОВАНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОРОШКОВ

Описується конструкція, принцип дії та співвідношення основних параметрів вібраційного преса для формування виробів з металевих порошків.

Ключові слова: конструкція, вібраційний прес, принцип дії, основні параметри.

Описывается конструкция, принцип действия и соотношение основных параметров вибрационного пресса для формования изделий из металлических порошков.

Ключевые слова: конструкция, вибрационный пресс, принцип действия, основные параметры.

The article deals with the description of a construction, mode of functioning and basic parameters ratio of the vibration press in order to form a wall block of ultra hard cement concrete mix.

Key words: construction, vibration press, mode of function, basic parameters.

Введение. Создание вибрационного пресса для формования из металлических порошков, сочетающего в себе наряду с простотой конструкции и сравнительно малыми значениями металлоемкости и энергоемкости высокие показатели производительности и качества формируемого изделия, является важной народнохозяйственной задачей.

Анализ предыдущих исследований. Для изготовления заготовок и деталей из металлических порошков разработаны и применяются вибрационные прессы, в которых процесс формования осуществляется за счет комплексного воздействия вибрации и статического давления на весь объем уплотняемой смеси. Зарубежными фирмами, такими как «МИСИ-КБ» (Россия), МНИПТИ «Стройиндустрия» (Россия), «ХЕСС» (Германия) были разработаны конструкции прессов, в которых осуществляется не только одновременное, но и последовательное воздействие вибрации и давления с применением двухстадийного вибропрессования [1-4]. Такие решения позволяют повысить эффективность процесса уплотнения и автоматизировать процесс формования. Однако существующие вибропрессы достаточно металлоемки и энергоемки, а современное производство требует создания надежного вибропрессового оборудования с малой энергоемкостью, обеспечивающего высокие показатели производительности и качества формируемых изделий. Дости-

жение этих показателей обеспечивается за счет использования новых конструктивных решений, позволяющих создавать новые эффекты в уплотняемом порошковом материале при его формовании.

Цель работы. Разработка вибрационного пресса для формования изделий из конструкционных металлических порошков, обладающего малой энергоемкостью и обеспечивающего качественное формование изделий из конструкционных металлических порошков.

Для решения поставленной задачи на кафедре «Технология машиностроения» Кременчугского национального университета имени Михаила Остроградского был разработан вибропресс для формования изделий из конструкционных металлических порошков, конструктивные особенности которого представлены на рис. 1-4.

Предлагаемый вибропресс содержит станину 1 с направляющими 2, жестко соединенными между собой в верхней части поперечиной 3, виброплиту 4 с вибровозбудителем направленных колебаний 5, съёмную пресс-форму 6. Вибропресс дополнительно снабжен реактивной плитой 7, установленной в направляющих 2 во втулках скольжения 8 и связанной шарнирно при помощи тяги 9 с гидравлическим прижимным устройством, при этом виброплита 4

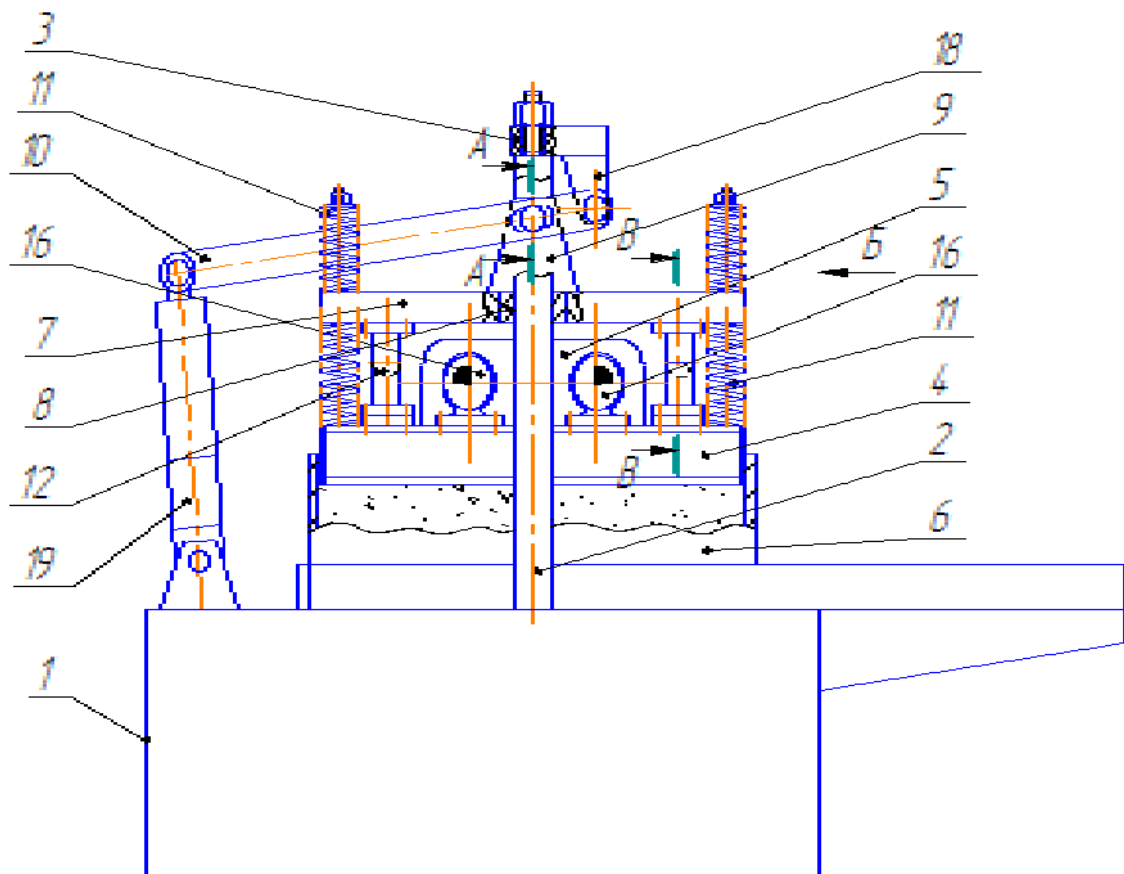


Рисунок 1 – Общий вид вибропресса для формования изделий из конструкционных порошковых материалов с жестко-упругими ограничителями

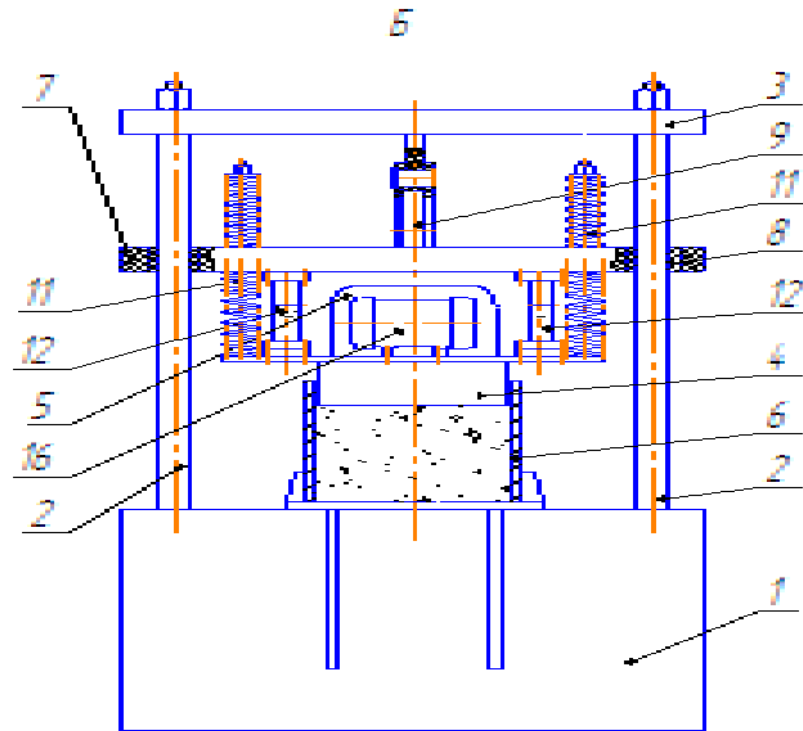


Рисунок 2 – Вид по стрелке Б на рис. 1

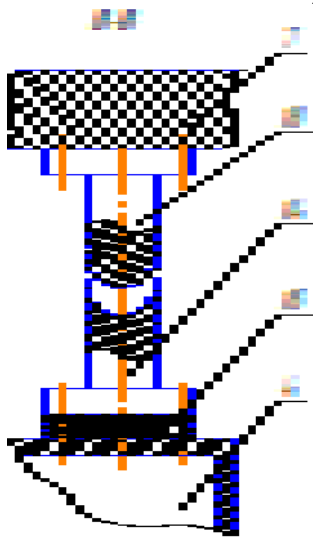


Рисунок 3 – Разрез В-В на рис. 1

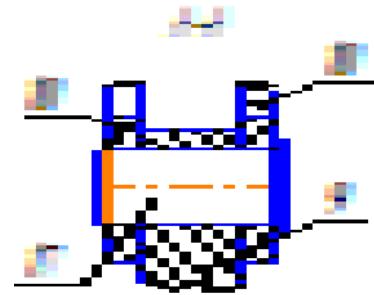


Рисунок 4 – Разрез А-А на рис. 1

повешена на упругих амортизаторах 11 к реактивной плите 7. Упругие амортизаторы 11 выполнены из цилиндрических пружин, установленных по дифференциальной схеме. При этом упругие амортизаторы 11 установлены симметрично относительно центра тяжести виброплиты 4 как в продольном, так и в поперечном направлениях. Между реактивной плитой 7 и виброплитой 4 установлены жестко-упругие ограничители 12, каждый из которых состоит из закрепленного на реактивной плите 7 жесткого ударного элемента 13, контактирующего с закрепленной на виброплите 4 упруго металлической опорой, выполненной в виде жесткого стакана 14 и упругой прокладки 15, расположенной между опорой стакана 14 и виброплитой 4 (рис. 3). При этом в неподвижном состоянии вибрационного пресса зазор между контактирующими поверхностями жестко-упругого ограничите-

ля 12 составляет 0,1...0,25 высоты упругих амортизаторов 11, а жестко-упругие ограничители 12 расположены симметрично относительно центра тяжести виброплиты 4 как в продольном, так и в поперечном направлениях. Контактующие поверхности жестко-упругих ограничителей 12 имеют сферическую поверхность. Вибровозбудитель направленных колебаний 5 выполнен в виде смещенных на одинаковом расстоянии от центра тяжести виброплиты 4 двух вибровозбудителей круговых колебаний 16 с противоположным направлением вращения.

Гидромеханическое прижимное устройство выполнено в виде двулучевого рычага 10 относительно шарнира тяги 9, причем отношение длины первого конца рычага к длине второго конца рычага составляет $\frac{1}{5} \dots \frac{1}{8}$. Рычаг состоит из двух параллельных пластин, в которых выполнены сквозные пазы, через которые он соединяется с тягой 9 посредством оси 17 (рис. 4).

Работа вибропресса для формования изделий из конструкционных металлических порошков осуществляется следующим образом. Вибропресс находится в исходном положении, при котором шток гидроцилиндра 19 полностью выдвинут, реактивная плита 7 вместе с виброплитой 4 подняты вверх, а закрепленные на реактивной плите 7 жесткие ударные элементы 13 выведены из контакта с упругими металлическими опорами 15, закрепленными на виброплите 4. Далее в рабочую зону вибропресса подается пресс-форма 6, заполненная заранее отдозированной и тщательно перемешанной порошковой смесью. После этого насосная станция (на схеме не показана) подает рабочую жидкость в штоковую полость гидроцилиндра 19, в результате чего рычаг 10 гидравлического прижимного устройства перемещает реактивную плиту 7 посредством тяги 9 по направляющим 2 вниз и опускает виброплиту 4 на поверхность смеси в пресс-форме 6. Плавающая подвеска позволяет виброплите 4 точно опираться на смесь, что обеспечивает требуемую ровность поверхности формуемого изделия. В момент контакта виброплиты 4 со смесью включается вибровозбудитель колебаний 5, под действием которого виброплита 4 совершает направленные колебания с угловой частотой колебаний 293 рад/с и амплитудой 1,5...1,6 мм, оказывая тем самым на смесь виброударное воздействие, под действием которого смесь переходит в состояние повышенной текучести, в результате чего из неё удаляется часть воздуха и происходит более компактная укладка заполнителя. При этом реактивная плита 7 продолжает перемещаться вниз по направляющим 2, в результате чего пружины 11 в подвеске виброплиты 4 сжимаются, а контактирующие поверхности жестких ударных элементов 13 сближаются с контактирующими поверхностями упругих металлических опор 14 на виброплите 4. В тот момент, когда жесткие ударные элементы 13 соударяются контактирующими поверхностями с упругими металлическими опорами 14, виброплита 4 переходит в виброударный асимметричный режим работы и, при движении вниз, оказывает на смесь более интенсивное вибрационное воздействие. В момент полного взаимодействия контактирующих поверхностей жестко-упругих ограничителей 12 вибрационная нагрузка гасится, и амплитуда колебаний виброплиты 4 становится равной нулю. При этом виброплита 4 продолжает перемещаться вниз вместе с реактивной плитой 7, оказывая статическое уплотнение смеси с усилием, которое превышает 500 кг/см². Когда гидропривод вибропресса развивает наибольшее статическое усилие прессования,

движение реактивной плиты 7 вниз прекращается. Рабочая жидкость подаётся в поршневую камеру гидроцилиндра 19, в результате чего поршень движется вверх, перемещая, тем самым, рычаг гидромеханического прижимного устройства 10 вместе с реактивной плитой 7 по направляющим 2 вверх. Пружины 11 в подвеске виброплиты 4 разжимаются, жесткие ударные элементы 13 выходят из контакта с упругими металлическими опорами 15, а виброплита 4, отрываясь от поверхности формуемого изделия, поднимается вверх вместе с реактивной плитой 7. В этот момент вибровозбудитель направленных колебаний 5 отключается, а пресс-форма 6 вместе с отформованным изделием выдвигается из рабочей зоны. После извлечения изделия пресс-форма 6 заполняется смесью и рабочий цикл повторяется.

Предлагаемый вибропресс обладает низкой энергоёмкостью (комплектуется двумя электромеханическими вибраторами суммарной мощностью 0,5 кВт, а мощность двигателя насосной станции не превышает 5 кВт). Использование в конструкции вибрационного пресса упругих элементов, выполненных из цилиндрических пружин и установленных по дифференциальной схеме, является достаточным и надежным для изготовления различных изделий, позволяет амортизировать вибрационную нагрузку от вибровозбудителя колебаний. Увеличивается интенсивность вибрации на заключительной стадии процесса формования за счет ударного взаимодействия жестких ударных элементов с упругими металлическими опорами (при этом исключается масса пригрузочной плиты). В противопоставляемых установках вибрация передавалась всей конструкции, что снижало срок эксплуатации. Предлагаемый вибропресс позволит производить формование изделий из различных конструкционных металлических порошков, что позволит улучшить основные физико-механические характеристики материала и эксплуатационные свойства изделия, в 1,5–2 раза сокращается время формования, а, следовательно, увеличивается производительность.

Выводы. Предложена новая конструкция вибропресса для формования изделий из конструкционных металлических порошков, применение которого позволяет создавать новые эффекты в уплотняемой порошковой смеси, интенсифицировать процесс формования и повысить качество изделия.

Список литературы: 1. Назаренко І.І. *Машины Для Виробництва Будівельних Матеріалів: Підручник.* – К.: Клуба, 1999. – 488 С. 2. Мартынов В.Д., Алешин Н.И., Морозов Б.П. *Строительные Машины И Монтажное Оборудование.* – М.: Машиностроение, 1990. – 351 С. 3. Морозов М.К. *Механическое Оборудование Заводов Сборного Железобетона.* – К.: Выща Школа, 1986. – 311 С. 4. Раковский В.С., Саклинский В.В. *Порошковая Металлургия В Машиностроении.* – М.: Машиностроение, 1972. – 126 С.

УДК 621.43(035).

АРТЕС А.Э. д.т.н., проф. кафедры СПД, МГТУ «Станкин», г. Москва

СОСЕНУШКИН Е.Н. д.т.н., проф., зав. кафедрой СПД, МГТУ «Станкин», г. Москва

ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ КАФЕДРЫ «СИСТЕМЫ ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ» (СПД) МГТУ «СТАНКИН»

Представлены новые технологические процессы объемной штамповки, разработанные на кафедре «Системы пластического деформирования» МГТУ «Станкин».

There are developed novel forging technological process by MSTU "Stankin", chair "The system of plastic deformation".

Кафедра СПД, на которой трудятся 16 преподавателей в составе 5 докторов и 8 кандидатов технических наук, за последние 5 лет значительно интенсифицировала исследовательскую работу, направленную на разработку совместно с ОАО «Тяжпрессмаш», «Тяжмехпресс» и другими предприятиями новых ресурсо- и энергосберегающих технологических процессов, новых конструкций прессов и штамповой оснастки. Только за 2009г. на этих направлениях получены 11 патентов на изобретения и полезные модели.

Ниже представлена часть их них, касающихся разработки и совершенствования технологических процессов объемной штамповки. Так, например, разработаны оригинальные процессы штамповки воротниковых фланцев из кольцевых трубных заготовок, в том числе из центробежнолитых стальных труб [1,2,3].

В арматуростроении корпуса различных механизмов (затвора, клапаны, дроссельные устройства) изготавливают в основном методами литья из сталей 20, 20ГСЛ, 20ХМФЛ, 12Х18Н10Т. Как правило, эти детали по своей конфигурации относятся к тройникам.

Для деталей типа крупногабаритных тройников, изготавливаемых из дорогостоящих труднодеформируемых сталей и титановых сплавов, нами предлагается ресурсосберегающая технология комбинированного выдавливания поковок в штампах с вертикальным разъемом полуматриц с использованием составного пуансона [4].

На рис.1 представлена номенклатура поковок типа фланцев и тройников, которые могут быть изготовлены на прессах двойного действия либо на универсальных прессах. В связи с тем, что в настоящее время прессы двойного действия представлены в отечественном прессостроении единичными экземплярами, для указанной номенклатуры поковок целесообразно создание штампов с противодействием от гидроблока или блока с тарельчатыми пружинами.

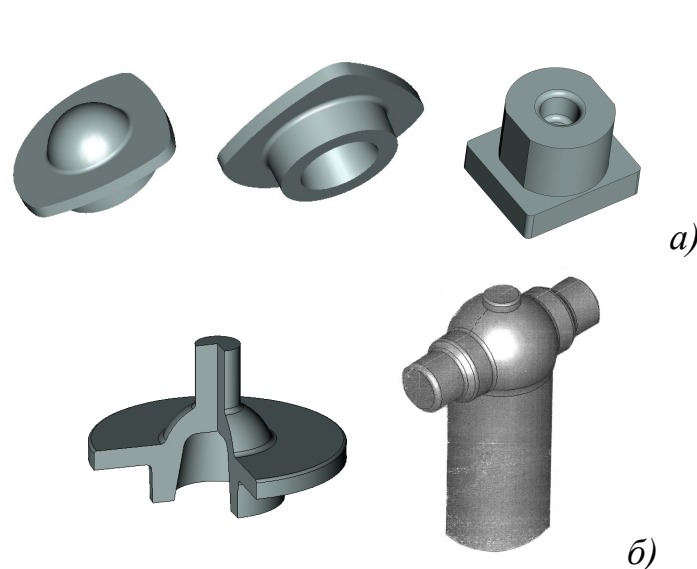


Рис. 1. Поковка типа фланцев (а) и типа тройников (б)

Штамп с гидроблоком противодействия для закрытой объемной штамповки изготовлен ОАО «Тяжпрессмаш» и установлен на кривошипно-коленном прессе мод. К0032 в лаборатории кафедры [5].

Штампы с гидроблоком противодействия могут найти применение при закрытой штамповке деталей сложной формы на кривошипно-коленных прессах для холодного выдавливания (КБ0030...КБ0038) и на гидравлических прессах типа П2940 и др.

При этом штамповка может осуществляться в холодном, полугорячем и горячем состоянии. Экономический эффект обеспечивается за счет экономии металла (вследствие исключения облоя и уменьшения напусков и припусков), а также за счет снижения затрат при механической обработке. Так, например, при штамповке детали типа тройника с диаметром стержневой части 38 мм (см. рис.1,б) из стали 12Х18Н10Т в количестве 15 тыс. штук (годовая программа) экономический эффект составит 1,5 млн. руб.

Таким образом, применение штампа с гидроблоком противодействия дает возможность использовать универсальные прессы как прессы двойного действия.

В настоящее время кафедра приступила к отработке технологии изготовления новой конструкции насосных штанг. Эта работа связана с проблемой интенсификации нефтедобычи путем применения новых насосных штанг наряду со штангами сплошного сечения, изготавливаемых на горизонтально-ковочных машинах (ГКМ) с горизонтальным разъемом полуматрицы конструкции ОАО «Тяжпрессмаш» [5].

Одним из возможных вариантов новой технологии штамповки полых насосных штанг из трубных заготовок является штамповка с использованием технологического кольца, обеспечивающего устойчивость процесса формообразования бурта [6,7].

Новый способ изготовления головки полый насосной штанги состоит из двух этапов горячей штамповки трубной заготовки диаметром 36 мм (с толщиной стенки 5 мм) на ГКМ (рис.2).

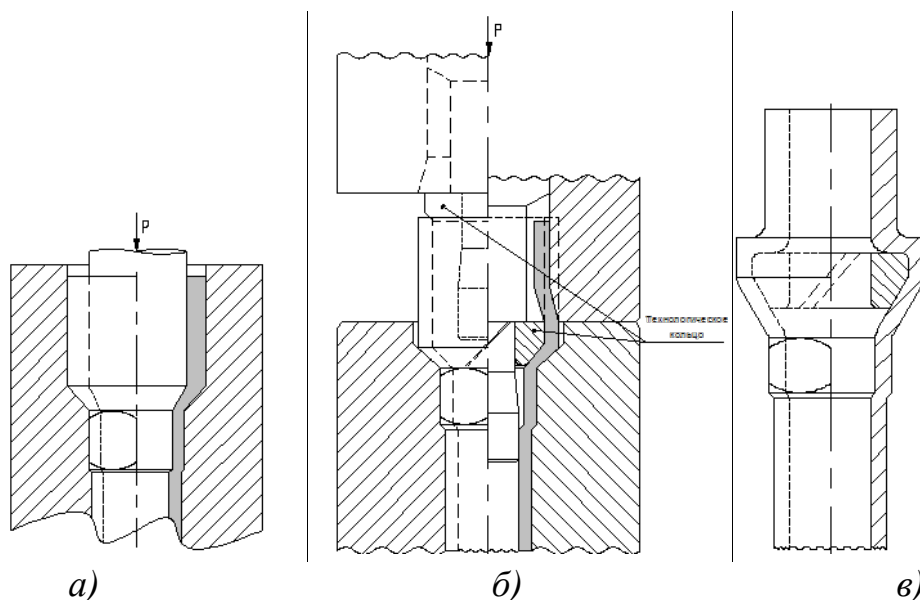


Рис. 2. Схема формообразования полуфабриката на четвертом переходе штамповки (а), схема установки технологического кольца А в полуфабрикат (б) и головка насосной штанги после последнего перехода штамповки (в)

На первом этапе за четыре перехода штампуются полуфабрикат с оформлением «места под ключ». При этом применяется известная технология получения утолщения на конце трубной заготовки последовательным набором металла высадкой в сочетании с операциями обжима и раздачи (рис.2,а). На втором этапе в трех окончательных ручьях полуматриц с использованием технологического кольца (рис.2,б) формируется контур головки (рис.2,в).

Проводимые предпроектные исследования по предлагаемой технологии позволят сформулировать требования к ГКМ.

Одним из направлений научных исследований кафедры является проблема использования полуфабрикатов из высокопрочного чугуна с шаровидным графитом (ВЧШГ) для штамповки определенной номенклатуры деталей общемашиностроительного применения.

Нами экспериментально установлены большие технологические возможности использования трубных заготовок, изготавливаемых металлургическим заводом «Свободный сокол» (Липецк) диаметром от 118 до 300 мм и с толщиной стенки от 6 до 8 мм.

В лаборатории кафедры получены из труб шары и переходы конической формы; фланцы и др.

Плющением трубы мы получаем листовые заготовки, из которых с помощью разделительных и формоизменяющих операций можно получать различные детали.

Эта же марка чугуна может быть использована и в производстве мелющих тел типа шаров. Как известно мелющие шары диаметром от 30 до 120 мм, предназначенные для измельчения руд металлов и угля для пылеугольных электростанций, перемалывания клинкера в цемент, для перемалывания удобрений и др., производятся в мировой практике из стали на шаропрокатных станках методом поперечно-винтовой прокатки (66%). Оставшуюся долю де-

лят мелющие стержни диаметром 20÷30 мм (цельбепсы - 13%, чугунные шары и цельбепсы – 16%, прочее – 5%).

Шары из белого чугуна осваивает Людиновский чугунолитейный завод («Кронтиф»). Твердость чугунных шаров достигает на поверхности -50...52 HRC. Ударостойкость таких шаров низкая. Поэтому представляется актуальной реализация альтернативного метода - кокильное литье в сочетании с последующим деформированием литых полуфабрикатов из чугуна.

Одним из таких методов производства шаров является технология жидкой штамповки полуфабриката с пластическим деформированием его на последней стадии [8]. Предлагаемая технология штамповки кристаллизующегося чугуна с последующим его деформированием при температуре 950°C по схеме неравномерного всестороннего сжатия позволяет получать мелющие шары практически без рыхлот с повышенной ударостойкостью по сравнению с кокильным литьем.

Однако в производстве цемента в основном используются шары из шарикоподшипниковой стали ШХ15.

Шары диаметром до 90 мм, в частности производят на подшипниковых заводах (г.Курск, Вологда и др.).

В целях увеличения диапазона диаметров штампуемых шаров до 100 и 120 мм нами отрабатывается технология штамповки этих шаров полой конструкции. Штамповка более «упругих» шаров повысит их ударостойкость. Автоматические линии мод. 324.32.100 с прессом-автоматом силой 15000 кН конструкции ОАО «Тяжпрессмаш» позволяют вести штамповку шаров до 70 шт. в мин. [8].

Список литературы: 1. Пат.2245211 РФ, МПК В21К21/00. Способ горячей штамповки фланца со втулкой. / А.Э. Артеc, О.П. Вечеринин, П.А. Рогозников, Е.И. Лыжников, В.В. Николаев. 2. Артеc А.Э. Новые технологии производства штампованных поковок. «Вестник национального технического университета «ХПИ». Сборник научных трудов. Тематический выпуск: Новые решения в современных технологиях.- Харьков: НТУ «ХПИ»-2009. №32. – С.72-78. 3. Пат. на полезную модель 58964 РФ, МПК В21К21/00. Конструкция биметаллического воротникового фланца и инструмент для штамповки его на прессе двойного действия. / А.М. Володин, А.Э. Артеc, В.А. Сорокин, Е.Н. Сосенушкин, В.В. Третьюхин. 4. Пат. на полезную модель 86510 РФ, МПК В21К1/76. Пуансон для горячего деформирования с наконечником одноразового использования. / А.Э. Артеc, Е.Н. Сосенушкин, Т.В. Гуреева, В.В. Третьюхин, К.М. Мячин, В.В. Тимофеев. 5. А.М. Володин, В.А. Сорокин, Н.П. Петров (ОАО «Тяжпрессмаш» г.Рязань); А.Э. Артеc, Е.Н. Сосенушкин, В.В. Третьюхин (ГОУ ВПО МГТУ «Станкин» г.Москва). Разработка инновационных технологий горячей объемной штамповки. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2010. №7. С.11-15. 6. Пат. 2384384 РФ, МПК В21К21/12, E213 17/01. Способ изготовления полой насосной штанги для газонефтяных скважин. / А.М. Володин, А.Э. Артеc, В.А. Сорокин, Е.Н. Сосенушкин, Н.П. Петров, В.В. Третьюхин, К.М. Шарапов. 7. Пат. 2391558 РФ, МПК F04B 47/00, E21B 17/00 В21К21/12. Головка полой насосной штанги. / А.М. Володин, А.Э. Артеc, В.А. Сорокин, Е.Н. Сосенушкин, Н.П. Петров, В.В. Третьюхин, К.М. Шарапов. 8. Володин А.М., Сорокин В.А., Петров Н.П., Артеc А.Э., Сосенушкин Е.Н., Третьюхин В.В. Проблема совершенствования производства мелющих шаров. Состояние, проблемы и перспективы развития кузнечно-прессового машиностроения и кузнечно-штамповочных производств: Сборник докладов и материалов X Конгресса «Кузнец-2010». С.159-163.

ТЕЛЕГИН В.В., канд. техн. наук, доц., ЛГТУ, г. Липецк

КРИВОШИПНО-ПОЛЗУННЫЙ МЕХАНИЗМ КАК ОБЪЕКТ СИСТЕМЫ *dam*

Рассматривается методика разработки одного из базовых объектов системы динамического анализа механизмов (*dam*) на примере кривошипно-ползунного механизма штамповочного пресса.

Ключевые слова: механизм, динамическая модель, нагрузка, жёсткость, масса, момент инерции, зазор.

For example of crank-slider mechanism of the forming press, the method of developing one of the basic objects of the system dynamic analysis of mechanisms (*dam*) is considered.

Key words: Mechanism, dynamic model, load, rigidity, mass, moment of inertia, clearance.

Система динамического анализа механизмов (*dam*), разрабатываемая автором, является компьютерной реализацией методов компонентного моделирования и объектно-ориентированных технологий, используемых в задачах исследования динамики механизмов и машин различного назначения [1 – 4]. В её основе лежит идея полной автоматизации построения динамической, математической моделей исследуемого механизма на основе его твёрдотельной модели. Базовыми элементами системы *dam* являются объекты – программные модули, из которых пользователь строит модель механизма и выполняет динамические расчёты [3, 4]. Очевидно, что достоверность полученных в системе *dam* результатов во многом определяются качеством моделей объектов и достоверностью их параметров.

В предлагаемой работе рассматривается методика создания базовых элементов системы *dam* на примере объекта “Кривошипно-ползунный механизм” [5] горячештамповочного пресса К8544 (см. рис. 1).

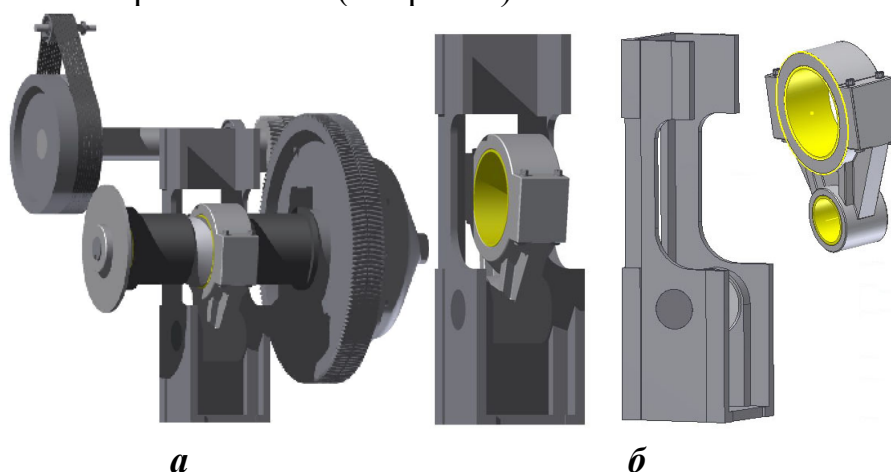


Рис. 1. Твёрдотельные модели: горячештамповочного пресса (*a*), объекта “Кривошипно-ползунный механизм” в сборе и его звеньев (*б*)

Динамическая модель объекта [1, 2] показана на рис. 2. Количество масс модели может варьироваться для звена шатун от одной до трёх, для звена ползун – от одной до двух.

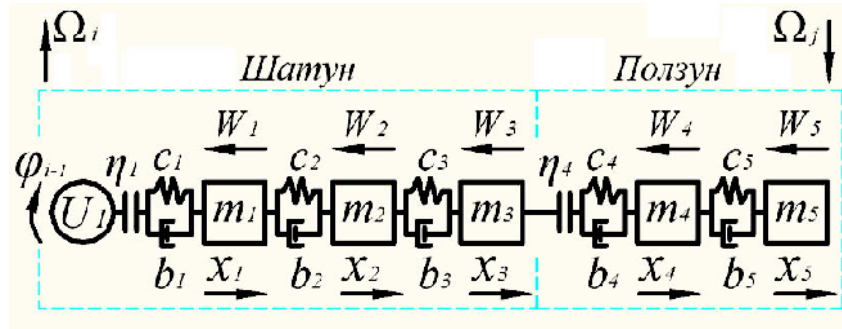


Рис. 2. Динамическая модель объекта “Кривошипно-ползунный механизм”

При разработке динамической модели объекта приняты следующие предположения:

- Входное звено объекта – шатун, моделируется системами масс количеством от одной до трёх и работает только на растяжение и сжатие. Жёсткость первой массы шатуна на растяжение и сжатие может быть различной.
- Второе звено объекта – ползун, моделируется системами масс количеством от одной до двух и также работает только на растяжение и сжатие. Жёсткость первой массы ползуна на растяжение и сжатие может быть различной.
- В соединениях кривошип – шатун и шатун – ползун могут присутствовать зазоры [6].
- Любая из масс модели может быть нагружена силами трения, расчёт которых осуществляется в соответствии с законом Кулона, конструкционными (например, в данном случае, усилие уравнивателей прессы) и технологическими нагрузками (в данном случае, усилие штамповки). Вид зависимостей конструкционной и технологической нагрузок определяется полиномами различной степени. Количество конструкционных нагрузок для каждой массы только одна, технологических – пять (например, одновременная штамповка пяти технологических переходов).

Уравнение движения масс динамической модели (см. рис. 2) запишем в виде [1, 2]:

$$\begin{cases} m_2 \ddot{x}_2 = -c_2(x_2 - x_1) - b_2(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) + c_3(x_3 - x_2) + b_3(\dot{x}_3 - \dot{x}_2) + W_2 \\ m_3 \ddot{x}_3 = -c_3(x_3 - x_2) - b_3(\dot{x}_3 - \dot{x}_2) + c_4(x_4 - x_3) + b_4(\dot{x}_4 - \dot{x}_3) + W_3 \\ m_4 \ddot{x}_4 = -c_4(x_4 - x_3) - b_4(\dot{x}_4 - \dot{x}_3) + c_5(x_5 - x_4) + b_5(\dot{x}_5 - \dot{x}_4) + W_4 \\ m_5 \ddot{x}_5 = -c_5(x_5 - x_4) - b_5(\dot{x}_5 - \dot{x}_4) + W_5 + \Omega_j \end{cases} \quad (1)$$

Входные параметры:

- $\varphi_k, \dot{\varphi}_k$ – перемещение и скорость предшествующего ему k -го объекта (кривошип);
- Ω_j – возмущение со стороны j -го объекта, следующего за

рассматриваемым;

W_m – внешние нагрузки ($m = [1, 2, \dots, 5]$). Это сила, приложенная к m -ой массе модели.

■ Выходные параметры:

x_i, \dot{x}_i – перемещение и скорость объекта;

Ω_i – отклик на возмущение предшествующего объекта, равный:

$$\Omega_i = [c_1 (x_1 - U_i(\varphi_k)) + b_1 (\dot{x}_1 - U'_i(\varphi_k)\dot{\varphi}_k)] \cdot U'_i(\varphi_k); \quad (2)$$

Критерии надёжности [2]. Их по десять для каждой массы модели объекта:

1. Максимальное ускорение.
2. Максимальное отклонение ускорения от идеального значения.
3. Среднее значение ускорения.
4. Максимальное отклонение перемещения от идеального значения (точность позиционирования).
5. Среднее отклонение перемещения.
6. Максимальная нагрузка.
7. Средняя нагрузка.
8. Среднеквадратичная нагрузка.
9. Максимальное отклонение нагрузки от её статического значения.
10. Среднее отклонение нагрузки от её статического значения.

■ Свойства:

n – число масс (или сложность) динамической модели (см. рис. 2).

m_m – массы фрагментов звеньев механизма ($m_m = const$).

c_m, ψ – упруго-инерционные характеристики связей, соединяющих фрагменты звеньев ($c_m \neq const$).

η_i – зазор в соединениях рассматриваемого объекта с предыдущим (кривошипом) и в соединении шатун - ползун.

$U_i(\varphi_k), U'_i(\varphi_k)$ – функция положения шатуна и её производная.

Для определения величин c_m, b_m , а также функций $U_1(\varphi_k), U'_1(\varphi_k)$ используются зависимости, приведённые в работах [1, 2].

Программная реализация любого объекта системы **dam** представляет две **dll**-библиотеки. Одна из которых содержит расчёт параметров конечно-разностных схем интегрирования уравнений вида (1), вторая – библиотеку ввода и тестирования данных соответствующего объекта.

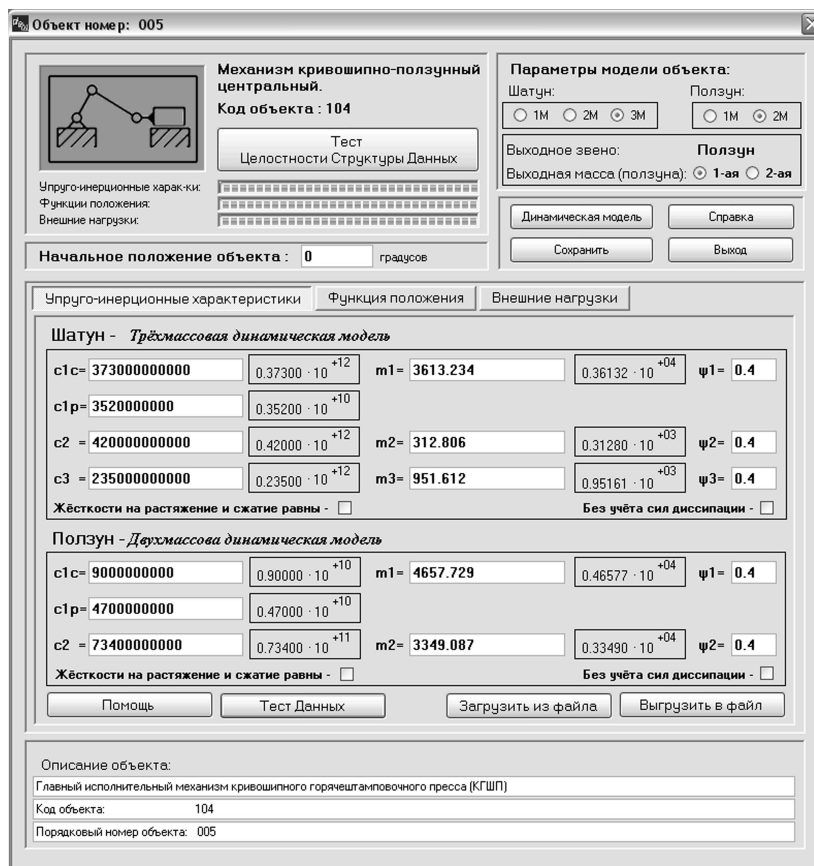


Рис. 3. Окно определения параметров модели и ввода упруго-инерционных и диссипативных характеристик

Следующие из возможностей определяют типовую структуру интерфейса ввода (см. рис. 3) и тестирования данных (см. рис. 4) объектов системы *dam*:

- Определение числа масс и выходной массы объекта, начального положения входного звена и численных параметров упруго-инерционных и диссипативных характеристик. Тест введённых данных.
- Ввод и тестирование кинематических характеристик объекта и зазоров.
- Ввод и тестирование данных о внешних нагрузках для каждой из масс объекта.
- Возможность сохранения данных по каждому из трёх перечисленных блоков в отдельных файлах и загрузка их при необходимости.

Пригодность любой модели, в том числе и рассматриваемого объекта, должна проверяться по следующим показателям: *физическая адекватность реальному звену или механизму, границы применимости и устойчивость в их пределах*. В первом случае предполагается наличие тестов, позволяющих отследить ошибки при вводе всех параметров модели: кинематических (радиус кривошипа, длина шатуна, характеристики зазоров), данных по нагрузкам (построить графики суммарных нагрузок всех видов и их составляющих), жёсткостей и масс модели (оценить размеры звеньев соответствующие введённым значениям их упруго-инерционных характеристик). Во втором случае должна существовать возможность оценки влияния значения различных параметров (в первую очередь, упруго-инерционных, характеристик зазоров и скорости работы механизма) на величины значений различных типов результатов, получаемых с помощью данной

модели объекта. Другими словами, модель следует считать устойчивой и пригодной к использованию, если незначительные изменения её параметров (например, жёсткости или скорости работы) не приводят к непредсказуемо резкому увеличению каких-то выходных данных (например, значений нагрузок, ускорений). На этапе тестирования объекта это реализовано возможностью построения восемнадцати зависимостей вида *критерий (параметр 1, параметр 2)*. В частности, на рис. 4 приведён результат построения графиков максимальных значений отклонений ускорения 1-ой массы ползуна от значений идеальных, определяемых только кинематикой механизма, при различной скорости его работы и степени износа кинематической пары [2, 6] в соединении *шатун – ползун*.

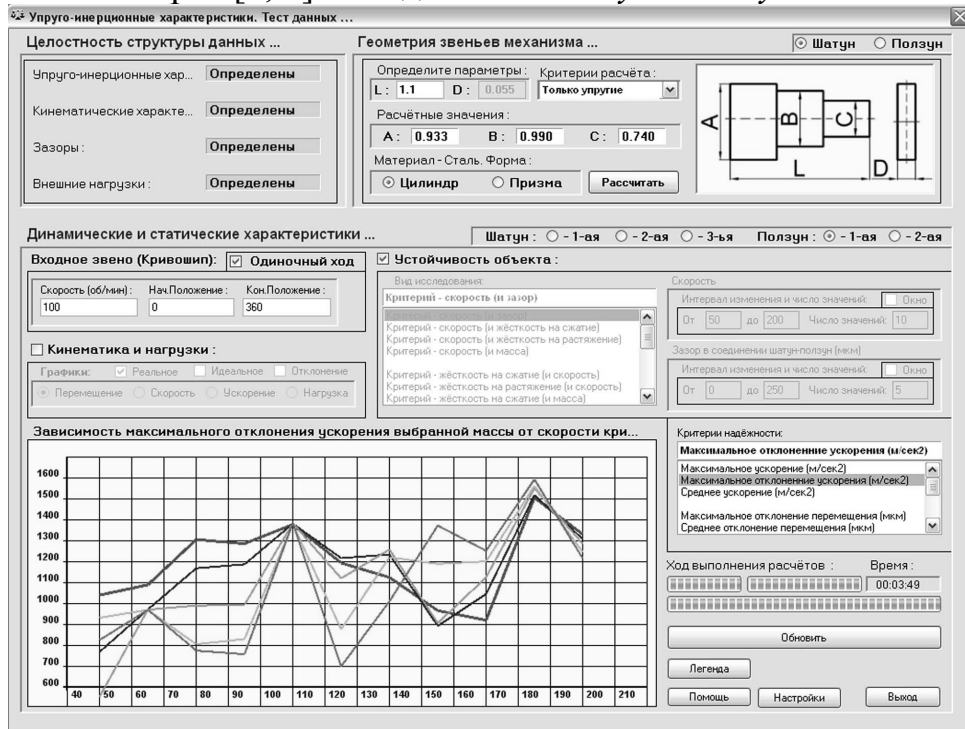


Рис.4. Окно итогового тестирования параметров объекта “Центральный кривошипно-ползунный механизм”

Список литературы: 1. Вульфсон, И.И. Динамические расчеты цикловых механизмов [Текст] / И.И. Вульфсон. – Л.: Машиностроение, 1976, – 328 с. 2. Телегин, В.В. Динамика механизмов многопозиционных холодноштамповочных автоматов [Текст]: монография / В.В. Телегин. – Липецк: ЛГТУ, 2006. – 204 с. 3. Телегин, В.В. Использование методов компонентного моделирования при решении задач автоматизации динамических исследований механизмов штамповочных автоматов [Текст] / В.В. Телегин. – Вісник Національного технічного університету “ХПІ”. Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ „ХПІ-2009. -№31. С. 42 – 45. 4. Телегин, В.В. Исследование динамики кривошипного горячештамповочного пресса в системе dam / В. В. Телегин, М. Н. Абдуллах // Естественные и технические науки. – 2010. №4, С. 252 – 257. 5. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ №2010612833 от 31.08.2010. Ввод и тестирование данных объекта "Кривошипно-ползунный механизм" / В. В. Телегин, М. Н. Абдуллах 6. Телегин, В.В., Абдуллах М.Н. Об учёте зазоров в кинематических парах при разработке динамических и математических моделей механизмов быстроходных машин-автоматов [Текст] / В.В. Телегин, М.Н. Абдуллах. // Проблемы исследования и проектирования машин: сборник статей V Международной научно-технической конференции. – Пенза: Приволжский дом знаний, 2009. С. 78 – 80.

УДК 621.9.048.4

В.І.НОСУЛЕНКО, проф., докт.техн. наук, КНТУ, г. Кіровоград
В.М.ШМЕЛЬОВ, асист., КНТУ, г. Кіровоград

РОЗМІРНА ОБРОБКА ЕЛЕКТРИЧНОЮ ДУГОЮ РОБОЧИХ ДЕТАЛЕЙ РОЗДІЛОВИХ ШТАМПІВ ЯК ВИСОКОЕФЕКТИВНА АЛЬТЕРНАТИВА ТРАДИЦІЙНИМ ТЕХНОЛОГІЯМ

Описано розмірну обробку електричною дугою спряжених пар робочих деталей розділових штампів в сукупності зі способом керованого зносу електрод-інструменту як високоєфективну альтернативу традиційним способам електроерозійної обробки за принципом об'ємного копіювання профільованим електродом та вирізання дротом, що забезпечує підвищення продуктивності обробки та зниження собівартості виготовлення в 2...3 рази.

Описана размерная обработка электрической дугой сопрягающихся пар рабочих деталей раздельных штампов в совокупности со способом управляемого износа электрода-инструмента как высокоэффективную альтернативу традиционным способам электроэрозионной обработки по принципу объемного копирования профилируемым электродом и вырезка проволокой, который обеспечивает увеличение производительности обработки и снижения себестоимости изготовления в 2...3 разы.

Dimensional processing by an electric arch of conjugated pairs working details of dividing stamps in aggregate with way of operated deterioration of an electrode-instrument as highly effective alternative to traditional ways of electroerosive processing by a principle of volume copying the profiled an electrode and a cutting a wire which provides increase in productivity of processing and decrease in the cost price of making in 2...3 times.

Сучасним способом виготовлення робочих деталей розділових штампів є електроерозійна обробка (ЕЕО) за принципом об'ємного копіювання профільованим електродом та вирізання дротом. Отримані таким чином спряжені робочі деталі розділових штампів для вирубування та пробивання використовують без якої-небудь наступної доробки, що зменшує собівартість і знижує трудомісткість їх виготовлення. При цьому є можливим в три-п'ять разів підвищити зносостійкість цих штампів. Так наприклад стійкість розділових штампів для деталей з сталі 35 товщиною 3мм, пуансони і матриці яких були виготовлені ЕЕО на режимах, що забезпечують шорсткість поверхні в межах $Ra=1...3,2\text{мкм}$, не нижче стійкості штампів, шорсткість робочих поверхонь котрих доведена слюсарно-механічним методом до $Ra=0,2...0,5\text{мкм}$ [1].

Проте є можливість помітно підвищити ефективність зазначеного процесу, якщо реалізувати для виготовлення спряжених пар робочих деталей розділових штампів розроблений нами спосіб розмірної обробки електричною дугою (РОД) [2], що порівняно з відомими методами електроерозійної обробки відрізняється значно більш високою продуктивністю, а також в сукупності з РОД використати запропонований нами спосіб керованого зносу електрод-інструменту (СКЗ ЕІ) [3], який дозволяє отримувати рівномірний зазор між спряженими парами робочих деталей розділових штампів, і забезпечує підвищення продуктивності обробки та зниження собівартості виготовлення в 2...3 рази.

Виготовлення робочих спряжених пар, наприклад, для штампів суміщеної дії способом РОД в сукупності з СКЗ ЕІ здійснюють за декілька переходів з використанням лише одного точно виготовленого графітового електрод-інструмента, що не потребує для його виготовлення надмічних інструментів, адже має невелику твердість, і виконують в такій послідовності:

1 перехід: Графітовим електрод-інструментом ЕІ виготовляють знімач.

2 перехід: Графітовим ЕІ виготовляють металевий електрод-інструмент та матрицю-пуансон.

3 перехід: Графітовим ЕІ виготовляють металевий електрод-інструмент для виготовлення виштовхувача.

4 перехід: Металевим ЕІ, закріпленим на матриці-пуансоні, виготовляють пуансон-матрицю.

5 перехід: Металевим ЕІ, закріпленим на матриці-пуансоні виготовляють виштовхувач.

Виготовлені за такою технологією робочі спряжені пари штампа суміщеної дії дозволяють до того ж удосконалити конструкцію розділового штампа суміщеної дії [4]. В цьому штампі взамін традиційно виготовлених робочих спряжених пар розділових штампів встановлюють робочі спряжені пари, виготовлені за допомогою способу СКЗ ЕІ. При цьому взамін пуансона, пуансонотримача, матриці і підкладної плитки встановлюють моноблочну матрицю-пуансон 22, яка конструктивно являє собою суцільне металеве тіло з контурами, що повторюють контури та взаємне розташування зазначених деталей в їх сукупності (рис.1).

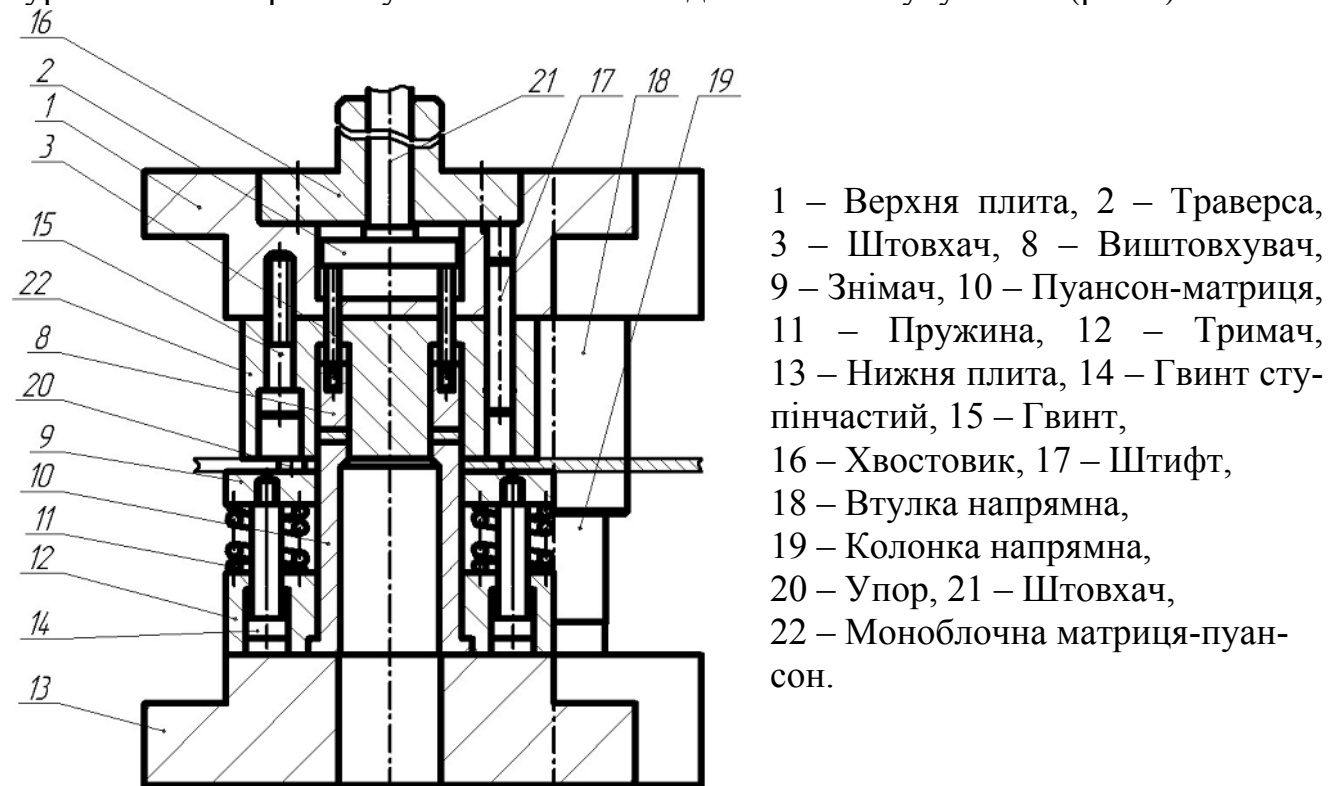


Рис. 1 – Принципова схема штампа суміщеної дії з робочими деталями (7,8,9,10), отриманими за допомогою РОД в сукупності з СКЗ ЕІ .

Запропонована технологія виготовлення штампів суміщеної дії з моноблочними матрице-пуансонами покращує співвісність половинок штампа порівняно з традиційними конструкціями і технологіями виготовлення суміщених штампів і забезпечує такі переваги:

- зниження в 2..3 рази собівартості виготовлення спряжених пар робочих деталей розділових штампів суміщеної дії, а саме: матриць-пуансонів, пуансон-матриць, знімачів, виштовхувачів, при умові забезпечення необхідних зазорів поміж ними, за рахунок їх виготовлення лише одним точно виготовленим графітовим електрод-інструмент. Відсутня слюсарна доводка;

- менша кількість деталей штампа (відсутні пуансонотримач, підкладна плитка), як наслідок зменшується висота штампа і з'являється можливість використання штампувального обладнання меншого за розмірами та зусиллям, а отже таке обладнання дешевше, необхідна менша площа під нього, менші витрати на виготовлення штампа;

- зменшення висоти штампа дозволяє зменшити висоту напрямних колонок, що сприяє підвищенню точності і стійкості штампа. При однаковому бічному зусиллі і різній довжині напрямних колонок зміщення верхньої плити штампа відносно нижньої зменшується.

Зазначений процес, зокрема, розроблено і впроваджено у виробництво для виготовлення спряжених пар робочих деталей (пуансона і матриці) розділового штампа простої дії (рис.2).

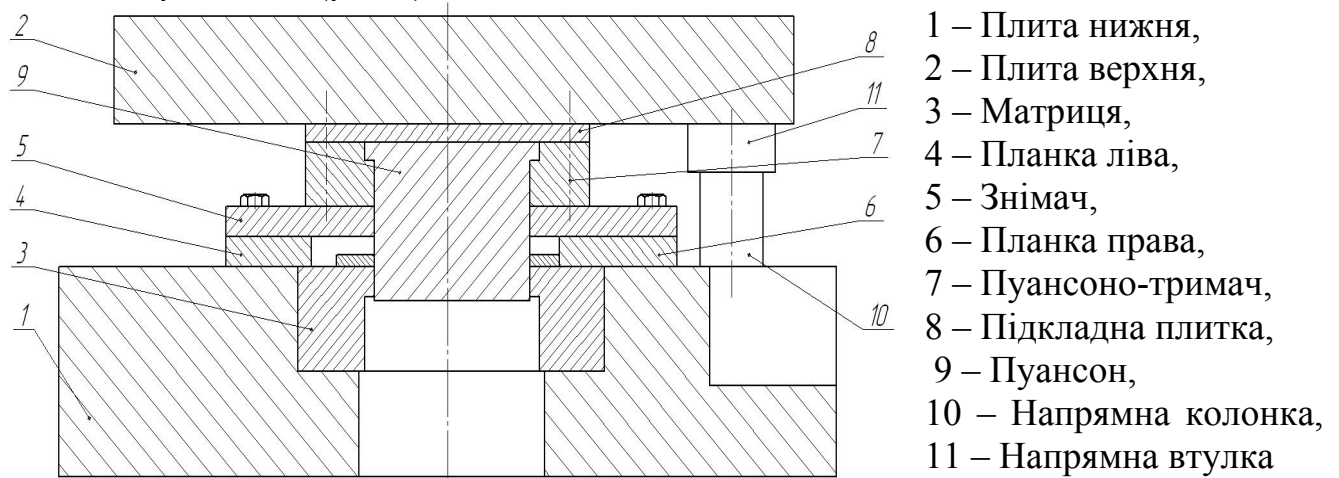


Рис. 2 – Конструкція розділового штампа простої з пуансоном і матрицею виготовленими способом РОД в сукупності зі СКЗ ЕІ

При цьому виготовлення спряженої пари пуансона і матриці виконують в такій послідовності:

1 перехід: Графітовим ЕІ 1 виготовляють пуансон 2 (рис.3).

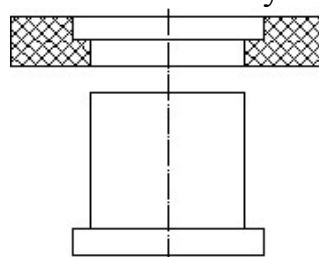


Рис.3 – Виготовлення пуансона.

2 перехід: Графітовим ЕІ 2 виготовляють металевий ЕІ 3 (рис.4).

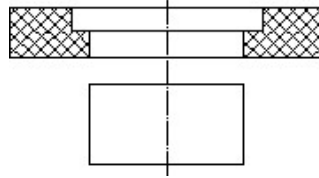


Рис.4 – Виготовлення металевого ЕІ.

3 перехід: металевим ЕІ виготовляють матрицю (рис.5).

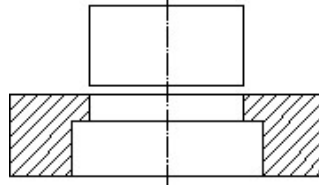
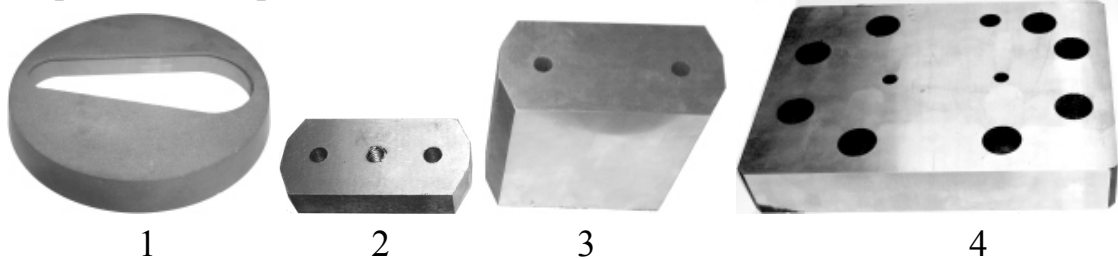


Рис.5 – Виготовлення матриці металевим ЕІ .

На рис.6 показані фото графітового ЕІ 1, металевий ЕІ 2, заготовок пуансона 3 і матриці 4, що призначені для виготовлення зазначених спряжених пар.



1 – графітовий ЕІ, 2 – металевий ЕІ, 3 – заготовка пуансона, 4 – заготовка матриці

Рис.6 – ЕІ та заготовки пуансона і матриці.

В умовах зазначеного процесу при виготовленні пуансона із сталі У8 і матриці із сталі Х12М в якості робочої рідини використано суміш 50% масло “Індустріальне-12” і 50% освітлювальний гас, металевий ЕІ з сталі 35 при зворотній полярності електродів, силі струму $I=50\text{А}$, статичному тиску робочої рідини $P_s=1,2\text{МПа}$. При цьому шорсткість спряжених робочих поверхонь пуансона і матриці $Ra=2,5...4\text{ мкм}$, величина зони термічного впливу, наприклад, для пуансона знаходиться в межах сотих часток міліметра (рис.7).

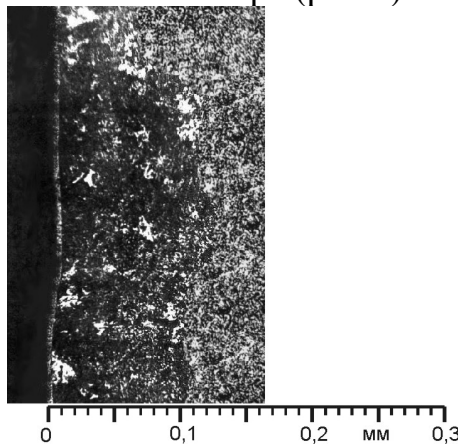
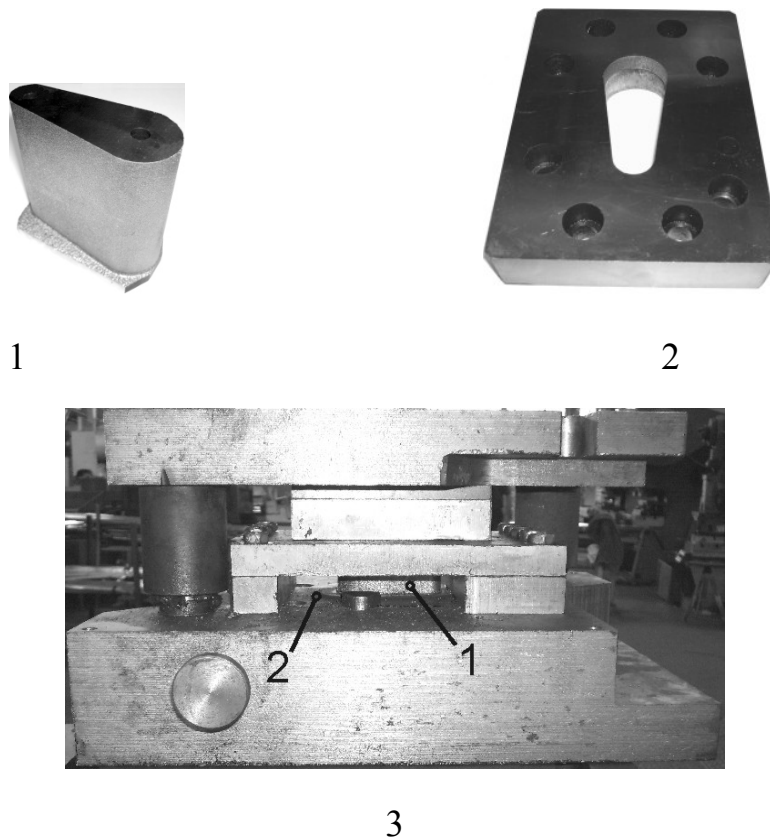


Рис.7 – Структура поверхні загартованого пуансона зі сталі У8.

На рис.8 показано фото виготовленого пуансона 1, матриці 2 та описаного штампа 3.



1 – Пуансон, 2 – Матриця, 3 – Штмп

Рис.8 – Розділовий штмп простої дії з пуансоном і матрицею виготовленими способом РОД в сукупності зі СКЗ ЕІ

Таким чином розроблений і впроваджений у виробництво спосіб РОД в сукупності з СКЗ ЕІ дозволяє отримувати спряжені пари робочих деталей розділових штампів з необхідною якістю робочих поверхонь та рівномірним зазором між ними, підвищити продуктивність та знизити собівартість їх виготовлення в 2...3 рази порівняно з відомими процесами ЕЕО, що здійснюються за принципом об'ємного копіювання профільованим електродом та вирізання дротом, і отже, являє собою високоефективну альтернативу зазначеним процесам.

Список літератури: 1. Фотеев Н. К. Технология электроэрозионной обработки. – М.: Машиностроение, 1980, 184 с. ил. – (Б-ка технолога). 2. Носуленко В. І. Розмірна обробка металів електричною дугою: Автореф. дис. д-ра техн. наук: 05.03.07. /Кіровоградський держ. техн. ун-т. – К., 1999. – 32 с. 3. Пат. №29603 Україна, МПК (2006) В23Н 1/00. Спосіб електроерозійної обробки робочих спряжених пар штампів суміщеної дії / В. І. Носуленко, В. М. Шмельов, П. М. Великий, О. С. Чумаченко (Україна), - №u200704716; Заявл. 27.04.2007; Зареєст. 25.01.2008. 4. Носуленко В. І., Шмельов В. М. Розділовий штмп суміщеної дії з моноблочною матрицею-пуансоном. Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету /техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація. / - Вип. 23 – Кіровоград: КНТУ, 2010. 399 с.

SEREDA B.P., head of “Metal Forming” ZSEA, prof., Academician ANVSH
Ukraine

YAVTUSHENKO A.V., PhD, associate professor of “Metal Forming” ZNTU

VASILCHENKO T.A., postgraduate student " Metal Forming " ZSEA

KALANTAIEVA O.A., assistant of “Foreign languages”

APPROXIMATE CALCULATION OF THE BASIC PARAMETERS OF ENERGODINAMIC PROCESSES STARTING AND STOPPING PLANE- TARY DRIVE

The paper presents a simplified engineering method, which at the stage of conceptual design allows you to define the parameters of the preliminary processes starting and stopping of the planetary drive. Introduction of the proposed simplifications, gives an opportunity to solve a differential equation of motion of the inertial elements of the dynamic model of the drive.

Key words: Planetary drive, press-forging machine, mathematical model of a drive, power dynamic parameters.

В статті представлена упрощена інженерна методика, яка на стадії ескізного проектування дозволяє визначати попередні параметри процесів включення та зупинки планетарного приводу. Введення запропонованих спрощень дає змогу розв'язати диференціальне рівняння руху інерційних елементів динамічної моделі приводу.
Ключові слова: Планетарний привод, кузнечно-пресова машина, математична модель приводу, енергодинамічні параметри.

У статті представлена спрощена інженерна методика, яка на стадії ескізного проектування дозволяє визначати попередні параметри процесів включення та зупинки планетарного приводу. Введення запропонованих спрощень дає змогу розв'язати диференціальне рівняння руху інерційних елементів динамічної моделі приводу

Ключові слова: Планетарний привід, ковальсько-пресова машина, математична модель приводу, енергодинамічні параметри.

Starting systems that include various schemes planetary reducers have been developed recently. However, theoretical foundations of design and analysis of such a drive almost completely lack in the literature.

Works [1, 2] developed a dynamic and mathematical models of the planetary gear, which determine the basic laws of the drive units motion when started and stopped. However, at the stage of conceptual design, a full analysis of the dynamic system is irrational and often impossible, due to lack of exact original data values. The need for such indicators also arises when evaluating the effectiveness of the chosen gear scheme and its parameters. In such cases, you can use the results of an approximate calculation of the basic energodynamic parameters of the starting and stopping processes.

The aim is to develop an approximate engineering method of calculating the drive with a simplified design.

An approximate calculation is based upon the drive mathematical model analytical solutions, additional assumptions and prerequisites being assumed. The validity of such assumptions is defined by means of the results of the dynamic system theoretical analysis and experimental studies of various planetary gear drive mechanisms.

Works [1] presented a mathematical model of the planetary drive:

$$\left. \begin{aligned} \varphi_a'' &= a_a(M_d - M_{ca}) + a_b(M_{cb} + M_{tb}) + a_h(M_{ch} + M_{th}); \\ \varphi_b'' &= b_a(M_d - M_{ca}) + b_b(M_{cb} + M_{tb}) + b_h(M_{ch} + M_{th}); \\ \varphi_h'' &= h_a(M_d - M_{ca}) + h_b(M_{cb} + M_{tb}) + h_h(M_{ch} + M_{th}); \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

where $\varphi_a, \varphi_b, \varphi_h$ – rotary angles to their own axes;

M_{ca}, M_{cb}, M_{ch} -moments of resistance to rotation of the corresponding links;

M_{tb}, M_{th} - braking torque, which provides b or h link stopping;

M_d - the motor torque.

All the quantities a_i, b_i are constants and their determination is given in [1].

The inertial elements motion equations of the planetary drive dynamic model is a second order differential equation (with respect to angular displacement φ_i) with a complex nonlinear right side. Analytic solution of these equations is possible only with a special method for nonlinear equations solving, or after the introduction of additional assumptions.

It was established that during the starting or stopping period, continuing up to the complete stop of one of the gear links due to its small length, the elastic slip of the V-belt transmission and electrodynamic inertia of the induction motor, with no change of its torque. Kinetic energy needed to accelerate the driven masses is transmitted by the energy of the flywheel and the retarded masses. Consequently, during the starting and stopping process with an error less than 3..6% suppose $M_d = M_{ca}$. Such an assumption is accepted and the calculation process for integrating the drive with a clutch (before the speed leveling of driven and driving masses). [3]

Experimental and theoretical studies show that for most drives with tape and disc brakes time t_l , the mass movement to a full stop is less than the time t_b of the full brake [3]. The actual behavior of the brake torque while braking can be approximated by a power law

$$M_{ii} = M_{il} \left(\frac{t}{t_1} \right)^z, \quad (2)$$

where M_{il} - braking torque developed by a brake at the end of the braked mass stop,

$$M_{il} = M_{ip} \left(\frac{t_1}{t_b} \right)^z; z < 1$$

M_{ip} - calculated braking torque;

z - index of the braking intensity, determined by formulas and graphs in [3]. Mean values of the exponent z equal to 0,2..1,2.

Change in the braking torque when you turn off the brake can be neglected, ie we believe that the brake is turned off instantly.

Taking the above assumptions, the system of equations (1) can be represented as admitting its analytical solution

$$\left. \begin{aligned} \varphi_a'' &= a_b(M_{cb} + M_{tb}) + a_h(M_{ch} + M_{th}); \\ \varphi_b'' &= b_b(M_{cb} + M_{tb}) + b_h(M_{ch} + M_{th}); \\ \varphi_h'' &= h_b(M_{cb} + M_{tb}) + h_h(M_{ch} + M_{th}). \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Thus, while the braking moment M_{tb} is determined by the formula (2), and $M_{th} = 0$, and vice versa, when you turn off $M_{tb} = 0$, and the M_{th} - according to the formula (2).

As already mentioned in [3], to determine the nature of the motion units it is sufficient to solve two of the three system equations (3), because angular velocity and displacement of the third link can be determined by the equation of the kinematic connection, knowing the speed and movement of the other two

$$\varphi_a = \varphi_b i_{ab}^h + \varphi_h i_{ah}^b, \quad (4)$$

where i_{ab}^h, i_{ah}^b - gear ratio between the two links listed in the subscript at stopped third link from the top index.

When turning on the initial conditions are indicated in [1], the moments of $M_{th} = 0$, M_{tb} is determined by the formula (2). The activation period ends at $t=t_{1n}$, when $\omega_b = 0$, $\omega_a = \omega_{amn}$, $\omega_h = \omega_{hmn}$, $\varphi_b = \varphi_{bm}$.

Integrating the first two equations (3), we obtain

$$\left. \begin{aligned} \omega_a - \omega_{an} &= (a_b M_{cb} + a_h M_{ch})t + \frac{a_b M_{bp} t^{z+1}}{[(1+z)t_{1n}^z]} \\ \omega_b - \omega_{bn} &= (b_b M_{cb} + b_h M_{ch})t + \frac{b_b M_{bp} t^{z+1}}{[(1+z)t_{1n}^z]} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Because at $t = t_{1n}$, $\omega_b = 0$, $\omega_a = \omega_{amn}$, from the second equation (5)

$$t_{1n} = \frac{\omega_{bn}}{b_b M_{cb} + b_h M_{ch} + \frac{b_b M_{bp}}{1+z}} \quad (6)$$

Substituting the value t_{1n} in the first equation (5), we find the minimum angular velocity a of the driving link during the starting period

$$\omega_{amn} = \omega_{an} \frac{\left(\psi_{1n} + \frac{1}{1+z} \right) (b_b p - a_b) + \psi_{2n} (b_h p - a_h)}{p \left[b_b \left(\psi_{1n} + \frac{1}{1+z} \right) + b_h \psi_{2n} \right]} \quad (7)$$

$$\text{where } \psi_{1n} = \frac{M_{cb}}{M_{bp}}; \psi_{2n} = \frac{M_{ch}}{M_{bp}}.$$

Exposing the value of the ratios a_i and b_i for dependencies [1], after transformations we obtain the final dependence for determining the duration of the starting period t_{1n} and minimum angular velocity of the driving link during a starting period ω_{amn}

$$t_{1n} = \frac{J_a \gamma \omega_{an}}{M_{bp} Q_n}; \quad (8)$$

$$\omega_{amn} = \omega_{an} \frac{\left(\frac{1}{1+z} + \psi_{1n}\right) \frac{1}{p} - (1+\gamma_0) \psi_{2n} \frac{1}{1+p}}{Q_n} . \quad (9)$$

When turning on the drive dependencies are defined t_{10} and ω_{amo} in a similar way

$$t_{1n} = \frac{J_a \gamma \omega_{a0}}{M_{hp} Q_0} ; \quad (10)$$

$$\omega_{amo} = \omega_{ao} \frac{\left(\frac{1}{1+z} + \psi_{2n}\right) \frac{1}{1+p} - (1+\gamma_n) \frac{\psi_{10}}{p}}{Q_o} \quad (11)$$

where $\psi_{10} = \frac{M_{cb}}{M_{hp}}$, $\psi_{20} = \frac{M_{ch}}{M_{hp}}$.

In formulas (8)..(11) indicated:

$$Q_n = \frac{1+\gamma_n}{p} \left(\frac{1}{1+z} + \psi_n\right) - \frac{\psi_{2n}}{1+p} ; \quad Q_0 = \frac{1+\gamma_0}{1+p} \left(\frac{1}{1+z} + \psi_{20}\right) - \frac{\psi_{10}}{p} .$$

The dependencies for defining the required braking torques M_{bp} and M_{hp} , providing lockup of units b and h , respectively, at given angles φ_{bt} and φ_{ht} can be set from the system of equations (5).

Integrating the second equation, we obtain

$$\varphi_b = \omega_{bnt} + (b_b M_{cb} + b_h M_{ch}) \frac{t^2}{2} + \frac{b_b M_{bp} t_{1n}^{2+z}}{t_{1n}^z (1+z)(2+z)} .$$

At $t = t_{1n}$, $\varphi_b = \varphi_{bt}$ so

$$\varphi_{bt} = \left(\omega_{bn} + (b_b M_{cb} + b_h M_{ch}) \frac{t_{1n}}{2} + \frac{b_b M_{bp} t_{1n}}{(1+z)(2+z)} \right) t_{1n} .$$

Substituting the values t_{1n} of formula (6), we find

$$\varphi_{bt} = -\frac{\omega_{bn}^2}{2M_{bp}} \cdot \frac{b_b \psi_{1n} + b_h \psi_{2n} + \frac{2b_b}{2+z}}{\left(b_b \psi_{1n} + b_h \psi_{2n} + \frac{b_b}{1+z}\right)^2} ,$$

which, after conversion of the following

$$M_{bp} \geq \frac{J_a \gamma \omega_{an}^2}{2p \varphi_{bt}} \cdot \frac{1+\gamma_n}{p} \left(\psi_{1n} + \frac{2}{2+z}\right) - \frac{\psi_{2n}}{1+p} . \quad (12)$$

The brake moment M_{hp} value is determined by a formula derivable in a similar way

$$M_{hp} \geq \frac{J_a \gamma \omega_{ao}^2}{2(1+p) \varphi_{ht}} \cdot \frac{1+\gamma_n}{1+p} \left(\psi_{2o} + \frac{2}{2+z}\right) - \frac{\psi_{10}}{p} . \quad (13)$$

During the working stroke of the CPM loads are applied to the links of the planetary mechanism due to technological strain of the main actuator. In particular the link b is acted by the torque M_{bt} , tending to rotate in the direction of the carrier rotation. As link b must remain stationary, the magnitude of braking torque M_{bp} must be greater than the moment of M_{bt} , determined by the formula

$$M_{bt} = \frac{M_{ai} p}{(1+p)iz}. \quad (14)$$

Typically, the value of M_{bt} is more than torque M_{bp} determined by the formula (12), so the brake is designed to include the estimated time equal to M_{bt} . As a result brake application is much faster, corner braking φ_{bt} decreases (M_{bt}/M_{bp}) times, and dynamic loads, shock and wear increases. To reduce the negative consequences of this circumstance, we recommend the use of a combined braking system. The starting process must occur at a reduced braking torque that can be achieved by decreasing air pressure or the discharge coefficient of pipe filling. By the beginning of the stroke brake must engage fully and to provide braking torque equal M_{bt} (formula (14)).

If the friction in the bearings parts of the planetary mechanism and main actuator are small (ψ_1 and ψ_2 less than 0.02 ... 0,004), or can be ignored, then calculated dependencies are simplified to the form

$$t_{1n} = \frac{J_a \gamma \omega_{an} p (1+z)}{M_{bp} (1+\gamma_n)}; \quad (15)$$

$$\omega_{amn} + \frac{\omega_{an}}{1+\gamma_n}; \quad (16)$$

$$M_{bp} \geq \frac{J_a \gamma \omega_{an}^2 (1+z)^2}{\varphi_{bt} (1+\gamma_n)(2+z)}; \quad (17)$$

$$t_{1o} = \frac{J_a \gamma \omega_{ao} 1+(p)(1+z)}{M_{hp} (1+\gamma_o)}; \quad (18)$$

$$\omega_{amo} = \frac{\omega_{ao}}{1+\gamma_o}; \quad (19)$$

$$M_{hp} \geq \frac{J_a \gamma \omega_{ao}^2 (1+z)^2}{\varphi_{ht} (1+\gamma_o)(2+z)}. \quad (20)$$

Formulae (15)...(20) show that the intensity of brakes actuation (decrease of z value) does not affect the reduction of the angular velocity of the driving member by the end of a period on or stop. Starting or stopping period, as well as the necessary braking torque with increasing braking intensity decreases.

CONCLUSIONS

1. The paper presents the developed simplified engineering method which allows to determine the preliminary parameters of the planetary drive.

2. All the obtained dependences for calculating the parameters of the starting and stopping process are similar formulae for the drive with a friction clutch, which shows

the validity of the assumptions made and the identity of the physical and mechanical phenomena that occur when started and stopped drives with these systems included.

References: 1. Явтушенко А.В., Серета Б.П., Васильченко Т.А., Глебенко А.В. Математическая модель планетарного привода кривошипных прессов. Вісник національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут». - Київ, 2010. - Вип. №60. С.200-203. 2. Явтушенко А.В., Глебенко А.В., Васильченко Т.А., Видмич С.С. Динамическая модель планетарного привода кривошипных прессов. Вісник Кременчуцького державного технічного університету ім. М.Остроградського. – Кременчук, КДТУ, 2009. - Вип.6/2009(59, частина 1). С.44-48. 3. Власов В.И. Системы включения кривошипных прессов. - М.: Машиностроение. - 1969-272с.

УДК 621.771

АЛИЕВ И.С., докт. техн. наук, проф., ДГМА, г. Краматорск
ЖБАНКОВ Я.Г., ассистент кафедры ОМД, ДГМА, г. Краматорск

УЧЕТ ТРЕНИЯ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ МЕТОДАМИ ВЕРХНЕЙ ОЦЕНКИ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ С НИЗКИМ КОЭФФИЦИЕНТОМ ПОДПОРА

Проведено дослідження по встановленню закономірностей пластичного тертя. Запропонований підхід врахування тертя в математичних моделях верхньої оцінки для схем штампування із низьким коефіцієнтом підпора.

Investigations to determine the regularities of plastic friction are made. Proposed an approach taking to account the friction in the mathematical models developed by the upper bound methods of the schemes forming with the low pressure.

Проведены исследования по определению закономерностей пластического трения. Предложен подход учета трения в математических моделях разрабатываемых методом верхней оценки для схем штамповки с низким коэффициентом подпора.

Ни один из процессов обработки металлов давлением не протекает без влияния на него сил трения. Трение возникает на поверхности контакта инструмента и деформируемого тела (заготовки). Одной из характерных особенностей трения при пластической деформации является наличие больших нормальных давлений на контактной поверхности, которые во многих случаях значительно превышают величину предела текучести обрабатываемого металла [1-4].

Трение в процессе пластической деформации присутствует в виде контактных напряжений, находящихся на поверхности контакта инструмента и заготовки. Контактные напряжения играют как отрицательную [5] (повышение усилия деформирования, снижение стойкости инструмента, повышение неоднородности

деформаций в заготовке) так и положительную (является управляющим фактором в формоизменении некоторых процессов выдавливания) роль [2, 6].

Одним из способов управления величинами контактных напряжений трения в процессах обработки давлением является использование смазок.

При математическом решении задач обработки металлов давлением практически всегда используются закономерности трения в той или иной форме. И корректное решение поставленной задачи зависит от правильного задания граничных условий процесса, среди которых основное место занимает условие трения на поверхности заготовки и инструмента [7, 8].

Корректное задание граничных условий в виде распределения контактных напряжений трения при моделировании процессов обработки давлением является залогом правильного решения поставленной задачи.

В литературе известен ряд законов описывающих зависимости контактных напряжений в процессах обработки давлением [1, 2]. Для процессов с небольшим коэффициентом подпора (отношение давление выдавливания к пределу текучести металла) до 2-3 единиц принято использовать закон Амонтона [1], для процессов с высоким коэффициентом подпора более 2-3 единиц принято использовать закон трения Зибеля [1].

Также существует закон трения, который описывает зависимость контактных напряжений от нормальных напряжений и напряжения течения металла в приконтактной зоне, предложенный А. Н Левановым, который учитывает и закон Амантона и закон трения Зибеля, пригодный для процессов с малым и повышенным коэффициентом подпора [2]. Формула, отражающая закон трения Леванова приведена ниже:

$$\frac{\tau_k}{\tau_s} = K_f \cdot (1 - e^{-1.25 \frac{\sigma_n}{\sigma_s}}), \quad (1)$$

где τ_k - контактное напряжение, возникающее между деформируемым и деформирующим телами, МПа; $\tau_s = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s$ - напряжение сдвига, МПа; σ_s - истинное сопротивление течения деформируемого металла, МПа; K_f - константа поверхности; σ_n нормальное напряжение на поверхности контакта, МПа.

Данная зависимость используются при теоретическом решении задач обработки давлением. Важным является уточнение коэффициентов используемых в зависимости (1) для более корректного теоретического описания процессов пластического деформирования.

Целью данной работы является уточнение зависимости контактных напряжений трения между заготовкой и инструментом в процессах обработки давлением при различных условиях между инструментом и заготовкой и использование ее при теоретическом анализе.

Для уточнения зависимости контактных напряжений трения были проведены экспериментальные исследования. Исследования проводились по схеме прямого выдавливания с разделением поверхности трения (рис. 1 а).

Для измерения показаний трения использовались аналого-цифровой преобразователь (АЦП) L-Card E440 (рис. 1 б), преобразователь переменного тока АГАТ (рис. 1 в) и мездоза спаянная по мостовой схеме (рис. 1 г), обработка сиг-

налов производилась на ЭВМ.

Перед тем как измерять силу трения проводилась тарировка месдозы. Тарировка проводилась нагрузкой месдозы от 6 до 18 кН с паузами через каждые 4 кН (рис. 2). На месдозу подавалось напряжение постоянного тока в 8 В от преобразователя АГАТ. По результатам тарировки строилась зависимость величины отклонения показаний АЦП от величины нагрузки месдозы и находилась аппроксимацией их линейная зависимость, с помощью которой преобразовывались данные, полученные при измерении трения.

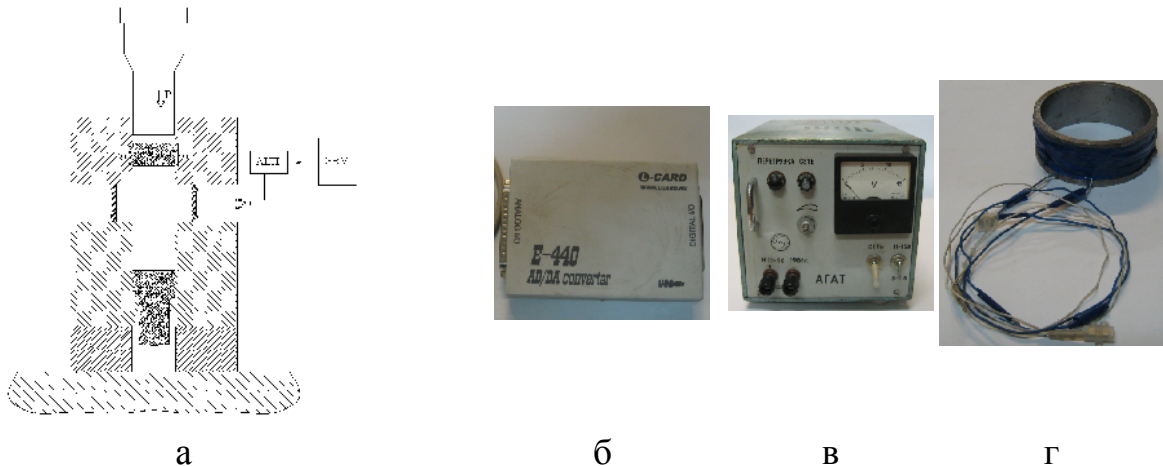


Рис. 1. Схема установки для измерения силы трения [9] и общий вид приборов использованных при экспериментальных исследованиях

Тарировка месдозы проводилась перед каждой серией экспериментов для уменьшения влияния посторонних факторов на величину получаемых после обработки сигналов данных.

Проводились исследования зависимости контактного напряжения трения между свинцом и инструментальной сталью при различных условиях. Проводились эксперименты со смазкой на поверхности заготовки, без смазки и поверхность заготовки и инструмента обезжировали. Шероховатость поверхности инструмента по 6 классу.

Часть экспериментальных данных, по исследованию закономерностей трения полученных в виде осциллограмм в пакете LGraph2, приведены на рис. 2.

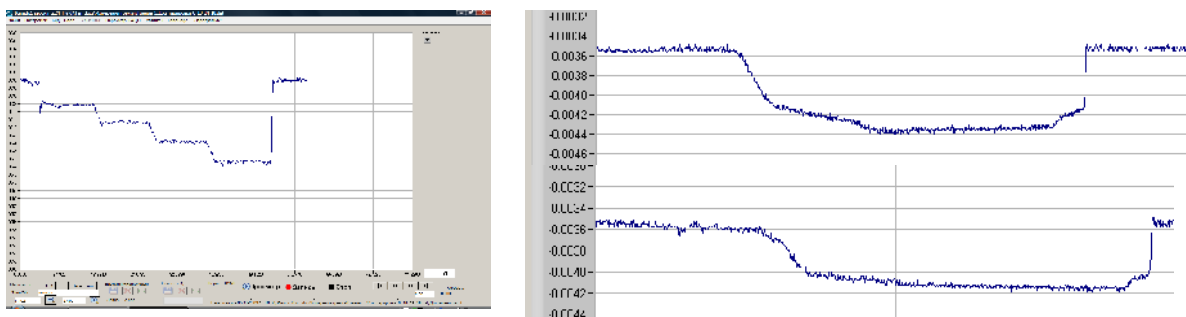


Рис. 2. Тарировка месдозы в программном пакете LGraph2 и общий вид осциллограмм, полученных по результатам измерения сил трения

При помощи тарировочного графика обрабатывались сигналы месдозы и получали значения сил трения на поверхности трения.

Помимо измерения силы трения также измерялось и сила деформирования с помощью датчика установленного на испытательной машине.

Зная силу трения на поверхности трения и размеры поверхности трения (принимали фактическую величину поверхности трения равной номинальной), определяли контактное напряжение трения по формуле:

$$\tau_k = \frac{P_k}{F_k}, \quad (2)$$

где P_k - сила трения, Н;

F_k - поверхность трения, мм².

Далее зная напряжение текучести (σ_s) для данного материала определяли величину $\tau_k / 2 \cdot \tau_s$.

Воспользовавшись законом пластичности Губера-Мизеса [3, 4] (3) и предположив, что $\sigma_z = \sigma_{\max}$, а $\sigma_i = \sigma_s$, определяем $\sigma_n = \sigma_R = \sigma_z - \sigma_s$.

$$\sigma_{\max} - \sigma_{\min} = \sigma_i. \quad (3)$$

По результатам обработанных экспериментальных данных была построена зависимость отношения контактного напряжения к напряжению сдвига в приконтактном слое заготовки от отношения нормального напряжения к напряжению текучести. Результаты приведены на рис. 3.

Видно, что при увеличении относительных нормальных напряжений (σ_n / σ_s) относительные контактные напряжения ($\tau_k / 2 \cdot \tau_s$) также возрастают, однако рост прекращается при больших величинах σ_n / σ_s (больших 5 единиц).

Данные, полученные по экспериментальным исследованиям хорошо аппроксимируются зависимостью предложенной Е.М. Макушком, которая позднее была использована для описания закономерностей трения А.Н. Левановым.

Путем подбора коэффициентов аппроксимации для закономерности, используемой А.Н. Левановым, был установлен наилучший вид зависимости относительных контактных напряжений от относительных нормальных напряжений для аппроксимации полученных экспериментальных данных. Формула (4) для случая, когда использовалась смазка на поверхности инструмент – заготовка, (5) без смазки и (6) обезжиренная поверхность.

$$\tau_k / 2 \cdot \tau_s = 0,12 \cdot (1 - e^{-0,75 \cdot \frac{\sigma_n}{\sigma_s}}). \quad (4)$$

$$\tau_k / 2 \cdot \tau_s = 0,34 \cdot (1 - e^{-0,75 \cdot \frac{\sigma_n}{\sigma_s}}). \quad (5)$$

$$\tau_k / 2 \cdot \tau_s = 0,42 \cdot (1 - e^{-0,75 \cdot \frac{\sigma_n}{\sigma_s}}). \quad (6)$$

Соотношение $\tau_k / 2 \cdot \tau_s$ не что иное, как коэффициент трения Зибеля [3]. Также графическую зависимость относительных контактных от относительных нормальных напряжений приведенную на рис. 3 можно представить в несколько ином виде.

Не используя принятые ранее допущения о том, что $\sigma_z = \sigma_{\max}$, а $\sigma_i = \sigma_s$,

строим зависимость $\tau_k/2 \cdot \tau_s$ от $\sigma_z/\sigma_s = \bar{p}$ (рис. 4).

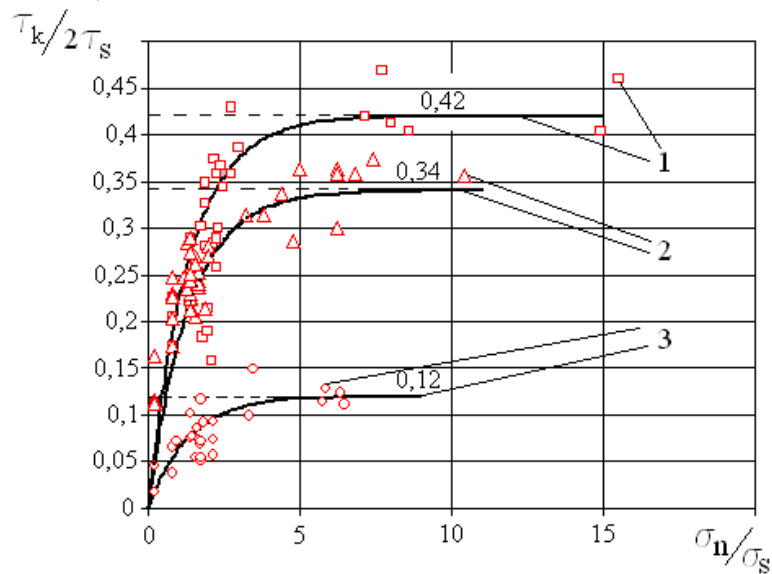


Рис. 3. Зависимость относительного контактного напряжения от относительного нормального напряжения с аппроксимирующими зависимостями при различных условиях трения (1 – обезжиренная поверхность заготовки и инструмента, 2 – без смазки, 3 – на заготовку наносилось индустриальное масло)

Также возможно преобразовать и зависимости (4-6). После преобразования они принимают следующий вид:

$$\tau_K/2 \cdot \tau_s = 0,12 \cdot (1 - e^{-0.75 \cdot (\bar{p}-1)}) \quad (7)$$

$$\tau_K/2 \cdot \tau_s = 0,34 \cdot (1 - e^{-0.75 \cdot (\bar{p}-1)}) \quad (8)$$

$$\tau_K/2 \cdot \tau_s = 0,42 \cdot (1 - e^{-0.75 \cdot (\bar{p}-1)}) \quad (9)$$

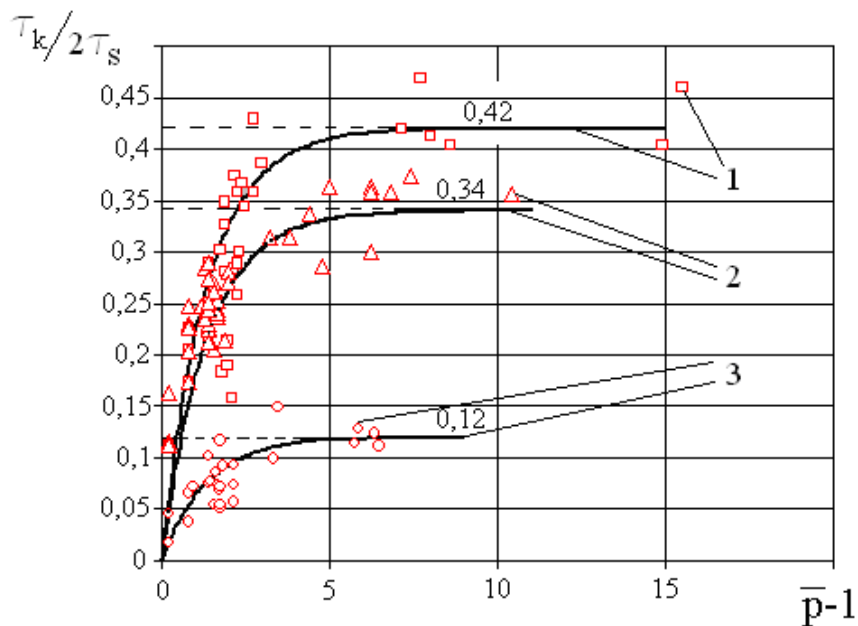


Рис. 4. Зависимость относительного контактного напряжения от приведенного давления с аппроксимирующими зависимостями при различных условиях трения (1 – обезжиренная поверхность заготовки и инструмента, 2 – без смазки, 3 – на заготовку наносилось машинное масло)

При теоретическом решении задач обработки металлов давлением методами верхней оценки используется закон трения Зибеля для определения контактных напряжений. Основным допущением закона трения Зибеля является постоянство коэффициента трения на всей поверхности контакта между инструментом и заготовкой при определенных условиях трения. Одним из таких условий, как было отмечено выше, является значение коэффициента подпора большее 2-3 единиц.

Существует большое количество процессов деформации, в которых это значение меньше 3 единиц. Таким образом, при решении задач, в которых коэффициент подпора менее 3 единиц методом верхней оценки с использованием закона трения Зибеля будет давать большое завышение на экспериментальными данными.

Для уточнения теоретических решений получаемых методами верхней оценки (плоская и осесимметричная задачи) предложена следующая методика.

Решается задача по известной методике с определением контактных напряжений по закону Зибеля (коэффициент трения принимается максимальный для данного состояния поверхности трения).

После того как было найдено приведенное давление процесса (с максимальным коэффициентом трения для данных условий трения) по зависимостям (7-9) определяется контактное напряжение и если оно меньше первоначально найденного, то оно подставляется в полученное решение. Таким образом, для решений получаемых МВО производится уточнение оценки силового режима.

Пример такого уточнения, возможно, рассмотреть на моделировании прямого выдавливания (рис. 5).

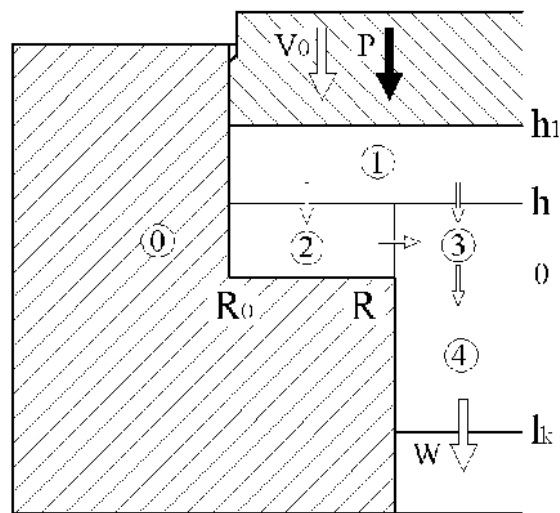


Рис. 5. Расчетная схема процесса прямого выдавливания

По известной методике описанной в работах [3, 4] определено приведенное давление процесса прямого выдавливания в параметрическом виде. Мощность сил трения определяли по формуле:

$$N_T = \iint_{F_k} \tau_k V_k dF_k . \quad (10)$$

При определении мощности сил трения с использованием закона трения Зибеля контактное напряжение вычисляется по формуле:

$$\tau_k = \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \cdot \sigma_s. \quad (11)$$

Определив приведенное давление процесса выдавливания с использованием закона трения Зибеля, подставляем его значение в формулу (7) и значение уточненного контактного напряжения подставляем в формулу определения мощности сил трения (10), значение которого затем подставляем в уравнение баланса мощностей. Таким образом, происходит уточнение теоретической оценки силового режима процесса выдавливания.

По разработанной математической модели построены графические зависимости приведенного давления от геометрических параметров процесса прямого выдавливания, которые представлены на рис. 6. Показаны данные, полученные по стандартной методике определения мощностей сил трения и по методике направленной на уточнение теоретического решения.

Анализ графиков (рис. 6) позволяет сделать вывод о том, что при уменьшении внутреннего радиуса матрицы приведенное давление прямого выдавливания возрастает, что сказывается на величину поправки силовой оценки процесса. Т.е. предложенная методика эффективно может быть использована для процессов с значениями приведенного давления меньше 5 единиц.

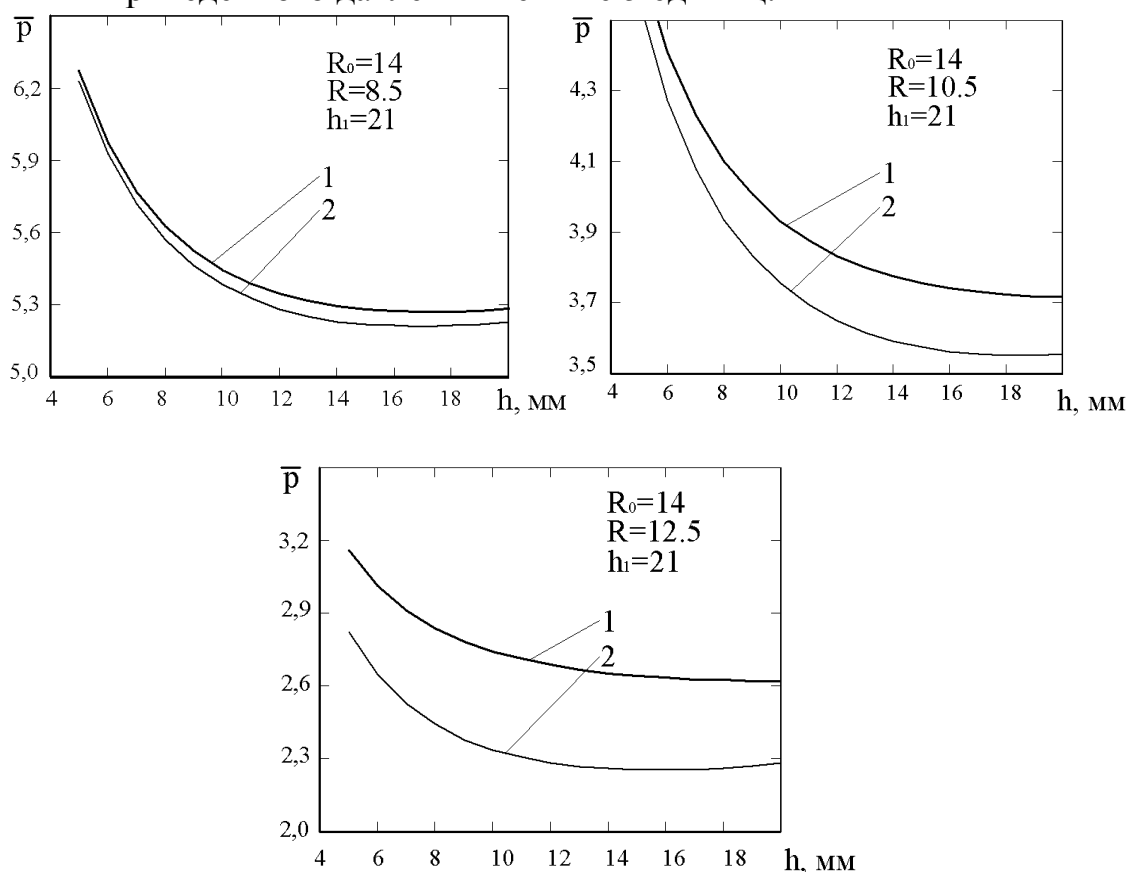


Рис. 6. Зависимости приведенного давления от геометрических параметров прямого выдавливания (кривая 1 – полученная по стандартной методике, кривая 2 – получена с использованием методики уточнения)

Для процесса прямого выдавливания уточнение силовой оценки доходит до 25% при значениях приведенного давления около 2,5 единиц, что говорит о значительном увеличении точности получаемых решений.

ВЫВОДЫ

Проведены экспериментальные исследования зависимости величины контактных напряжений трения действующих на поверхность заготовки и инструмента при различных условиях трения. Установлено, что наличие смазки на поверхности заготовки величину контактных напряжений трения.

Установлены зависимости, описывающие влияние нормальных напряжений на контактные напряжения трения между свинцовой заготовкой и стальной поверхностью инструмента. Определены коэффициенты для данных зависимостей в условиях наличия смазки на заготовке, без смазки и когда поверхность заготовки и инструмента обезжирены. Полученные зависимости могут быть использованы при теоретическом расчете процессов обработки давлением.

Предложена методика уточнения теоретического решения получаемого методом верхней оценки.

Список литературы: 1. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин, Б.Р. Картак, Ю.В. Ашпур, Ю.И. Спассикий - М., «Металлургия», 1976. - 416 с. 2. Трение и смазки при обработке металлов давлением А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, В.Т. Тилик - М.: Metallurgy, 1982. – 312 с. 3. Теория обработки металлов давлением. Учебник для вузов. Изд. 4-е, перераб. и доп. / Сторожев М.В., Попов Е.А. - М.: Машиностроение, 1977. – 423 с. 4. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением / Евстратов В.А. – Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1981. – 248 с. 5. Євстратов В.О. Шлях тертя як важливий чинник зношення штампів / В. О. Євстратов // Обработка металлов давлением: Сборник научных трудов – Краматорск: ДГМА, №2(21), 2009 – С. 378-381. 6. Прессование с активным действием сил трения В.Л. Бережной, В.Н. Щерба, А.И. Батулин - М.: Metallurgy, 1988. - 296 с. 7. Алиев И.С. К вопросу изучения контактного пластического трения / И.С. Алиев, К. К. Крюгер // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Тематичн. зб. наук. праць. Краматорськ: ДДМА. 2002. С. 112-120. 8. Алиев И.С. Измерение сил контактного пластического трения / И.С. Алиев, К.К. Крюгер // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Тематичн. зб. наук. праць. Краматорськ - Хмельницький: ДДМА. 2002. С. 22-29. 9. Алиев И.С. [Методы и устройства для исследования контактного пластического трения при объемном пластическом деформировании](#) / И.С. Алиев, К. Крюгер // Кузнечно-штамповочное производство. – 2008. – №1. – С. 3-11.

В.А. БУРКО, ст. преп., ПГТУ, г. Мариуполь

В.В. КУХАРЬ, канд. техн. наук, доц., ПГТУ, г. Мариуполь

С.А. КОРОТКИЙ, канд. техн. наук, ст. преп., ДГМА, г. Краматорск

АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ И СИЛОВЫХ РЕЖИМОВ ПРИ МНОГОПЕРЕХОДНОЙ ШТАМПОВКЕ ПОКОВОК ПЛАСТИН

На основе конечно-элементного анализа выполнены наблюдения за изменением интенсивностей напряжений и интенсивностей деформаций при трёхпереходной штамповке типовой поковки пластины с проведением предварительного фасонирования заготовки осадкой выпуклыми продолговатыми плитами. Выполнен сравнительный анализ силовых параметров при деформировании на профилирующем, предварительном и окончательном переходе штамповки.

Ключевые слова: штамповка, профилирование, выпуклые плиты, напряжения, деформации, сила

На основі скінчено-елементного аналізу виконане відстеження зміни інтенсивності напружень та інтенсивності деформацій при трьохперехідному штампуванні типової поковки пластини із проведенням попереднього фасонування заготовки осаджуванням випуклими подовженими плитами. Виконаний порівняльний аналіз силових параметрів при деформуванні на профілюючому, попередньому та завершальному переході штампування.

Ключові слова: штампування, профілювання, випуклі плити, напруження, деформації, сила

On the basis of finite-element analysis executed looking after the change of intensities of tensions and intensities of deformations at the three-transitional forging of typical forging-part of plate with the leadthrough of the preliminary shaping of billet at upsetting by convex oblong flags. The comparative analysis of force parameters is executed at deformation on the profiling, preliminary and final transition of die-forging.

Keywords: stamping, profiling, convex flags, tensions, deformations, force

1. Введение. Количество переходов штамповки поковок зависит от сложности их конфигурации, при этом исходной заготовкой для объемной штамповки чаще всего служит прокат различного сортамента по размерам и профилям (выделяют прокат нормальной и повышенной точности). Однопереходная штамповка из заготовок круглого или квадратного поперечного сечения возможна только при получении поковок простой конфигурации. Чтобы отштамповать изделие с наличием отростков, перепадами поперечного сечения и т.п. без дефектов, сократить расход основного материала, уменьшить износ штампов и снизить нагрузку на узлы основного оборудования, целесообразно выполнение подготовительно-заготовительных или профилирующих операций.

Штамповка из профильного проката, изготовление которого требует направление заказов на металлургические предприятия или установку дополнительного оборудования в виде ковочных вальцов, станов поперечно-клиновой прокатки и т.п., оправдывает себя только при массовых программах производства и исключает гибкость перенастройки производственных линий. Возможности же проведения предварительного профилирования в штампах кривошипных горячештамповочных прессов (КГШП), достаточно распространенных в цехах заводов машиностроения, ограничены кинематическими особенностями исполнительных

механизмов и габаритами штампового пространства по количеству ручьевых вставок с необходимыми гравюрами. Из-за этого существуют группы поковок, штамповку которых на КГШП вынужденно проводят без предварительного профилирования с повышенным отходом металла. К таким изделиям относят поковки типа пластин и пластин с наличием отростков, усовершенствование штамповки которых путем разработки рациональных профилирующих операций в штампах КГШП требует оценки характера течения металла, силовых режимов и напряженно-деформированного состояния на штамповочных переходах.

2. Постановка проблемы, анализ последних исследований и публикаций. Предварительное фасонирование заготовок распространено при штамповке на паровоздушных молотах. На кривошипных же прессах, согласно ряду классификаций [1, 2], возможна штамповка поковок с отростками, фланцами, развилинами, с изогнутой осью и др. При этом поковки типа пластин зачастую не находят своей классификационной принадлежности, их считают малотехнологичными для условий штамповки на КГШП. Так в известной классификации Е.И. Семенова [2], на основе которой проводят назначение переходов штамповки, поковки типа пластин и пластин с отростками не упомянуты. Однако производство поковок данного типа на кривошипных прессах имеет место. Например, в условиях ЗАО «Азовэлектросталь» (г. Мариуполь), поковки пластин и пластин с отростками для производства деталей поглощающих аппаратов вагонов и полувагонов штампуют на КГШП 40 МН.

В классификации [3], составленной в виде вербального описания типа поковок, предпочтительного вида формообразования и применяющихся при штамповке на КГШП ручьев, указано, что изделия прямоугольной или близкой к ней формы целесообразно штамповать способами осадки. При штамповке перпендикулярно оси поковок пластин с наличием незначительных отростков рационально проектировать штампы, обеспечивающие элементы выдавливания. При штамповке деталей осадкой, согласно с классификацией [4], выделяют круглые и прямоугольные в плане изделия. Несмотря на относительную простоту деформирующего инструмента и высокую его стойкость при формоизменении осадкой, методы проектирования соответствующих многопереходных процессов штамповки развиты недостаточно.

Как известно, осадка заготовок выпуклыми продолговатыми плитами, включенная в концепцию бесштампового профилирования [5], является рациональным способом подготовки заготовок при штамповке поковок типа пластин на прессовом оборудовании. Реализация перспективных и малозатратных способов приближения формы заготовки к конфигурации поковки связана с расширением области применения способов деформирования, изучением закономерностей формоизменения заготовок и анализом влияния профилирования на силовые режимы и напряженно-деформированное состояние (НДС) металла на последующих формоизменяющих операциях.

В работах [6, 7] рассмотрены вопросы формоизменения и анализа неравномерности деформации при получении профилированных заготовок осадкой выпуклыми продолговатыми плитами. Для исследования характера течения металла, энергосиловых параметров и НДС на всех переходах штамповки из профилиро-

ванной заготовки выбран метод конечно-элементного анализа с конкретизацией задачи на новом технологическом процессе штамповки поковки «Пластина» производства ЗАО «Азовэлектросталь».

3. Цель работы. Целью настоящей работы является конечно-элементный анализ формоизменения, напряженно-деформированного состояния и силовых параметров на переходах штамповки заданной поковки пластины, включающих профилирование заготовки осадкой выпуклыми продолговатыми плитами, предварительное и окончательное формообразование.

4. Изложение основного материала. Конечно-элементный анализ НДС и силовых параметров штамповки.

4.1. Математическая модель и условия конечно-элементного моделирования. Для выполнения моделирования использовали итерационный решатель ABAQUS 6.5, при этом технологические переходы получения поковки «Пластина» были выбраны по предварительным расчетам. При многостадийном рассмотрении данной технологии поля интенсивностей напряжений и деформаций, полученные на конечной стадии моделирования одного перехода, используются как начальные значения для моделирования следующего перехода. Ввиду сложной геометрической формы детали задачу решали в пространственной постановке. Заготовку моделировали как деформируемое упрочняемое тело, а модели деформирующих инструментов (выпуклых плит, гравюр предварительного и окончательного ручьев) представляли в виде жестких недеформируемых тел. Свойства материала заготовки (стали 38ХС) при температуре горячей деформации $t = 1100 \text{ }^{\circ}\text{C}$ задавали исходя из справочных данных. При моделировании были учтены условия контактного взаимодействия между соприкасающимися поверхностями при выполнении граничных условий: взаимодействующие поверхности не проникают друг в друга, коэффициент граничного трения задан равным $\mu = 0,2$ в соответствии с законом Амонтона-Кулона, допускается возможность возникновения зазоров между контактирующими поверхностями в процессе деформирования заготовки.

Кинематически процесс деформирования заготовки представляли следующим образом. На первой стадии расчета модели предварительного и окончательного ручьев фиксировали, а для моделей выпуклых плит определяли перемещение во встречном направлении таким образом, чтобы обеспечить осадку заготовки между ними на 50 % от её начальной высоты. После этого модели выпуклых плит фиксировали, а требуемое перемещение определяли для моделей предварительного и окончательного ручьев на второй и третьей стадиях расчета соответственно, имитируя технологические переходы процесса.

4.2. Получение профилированной заготовки. Проводили моделирование осадки цилиндрической заготовки $\varnothing 92 \times 97$ мм выпуклыми продолговатыми плитами радиусом $R = 50$ мм ($R/D_0 = 0,556$) до степени деформации $\varepsilon = 0,5$ (рис. 1). Определяли поля интенсивностей напряжений (σ_i) и интенсивностей деформаций (e_i) по центральным осям сечений А-А и Б-Б. На рис. 2 приведен пример визуализации распределения интенсивностей напряжений σ_i (по Мизесу) по объему заготовки на различных стадиях осадки. В начале контакта плит с торцами заготовки в месте касания образуются зоны концентрации напряжений, влияющие на НДС

всего объема металла. С возрастанием степени деформации осадки происходит раздача материала в направлении, перпендикулярном оси продолговатых плит и течение металла распространяется на всю торцевую поверхность, проникает внутрь и интенсифицируется в центральной части деформируемой заготовки.

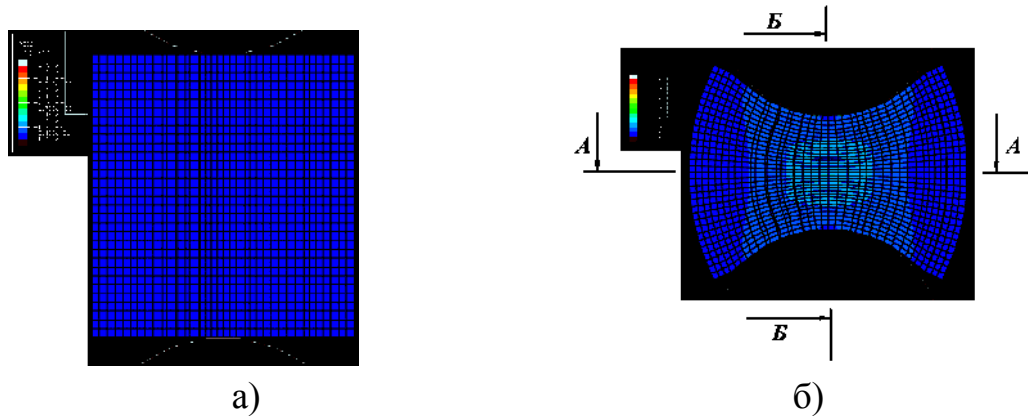


Рис. 1. Конечно-элементная модель заготовки при профилировании осадкой выпуклыми продолговатыми плитами:
а – исходная заготовка; б – заготовка после осадки

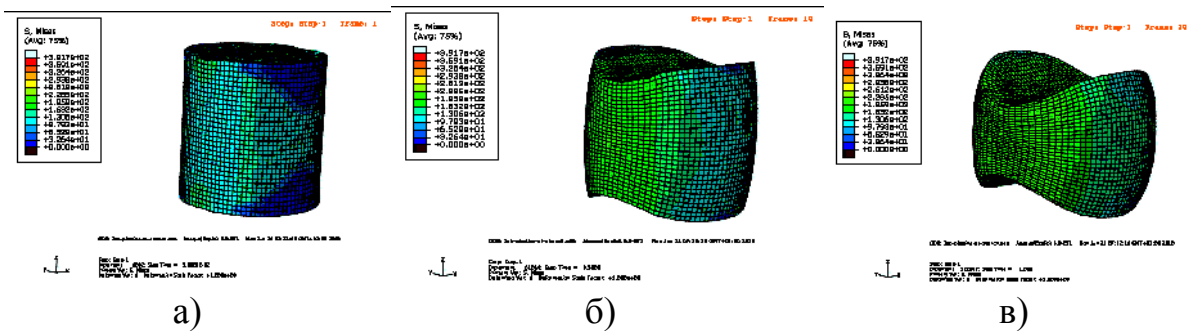


Рис. 2. Распределение интенсивностей напряжений на стадиях профилирующей осадки заготовки:
а – $\varepsilon = 0,0025$ (0,25 %); б – $\varepsilon = 0,25$ (25 %); в – $\varepsilon = 0,5$ (50 %)

Построение графических зависимостей для анализа параметров НДС заготовки проводили для конечной стадии осадки (рис. 3). Наибольшие значения интенсивностей напряжений и интенсивностей деформаций наблюдаются в срединной части профилированной заготовки под стрелой выпуклости плит, где материальные точки инструмента совершают максимальный путь деформирования.

В сечении А-А значения σ_i достигают 226 МПа, однако с приближением к периферийным частям размера D_3 величины σ_i снижаются до 141 МПа (рис. 3,а). Соответственно, максимальные значения интенсивности деформации в центральной части заготовки достигают $e_i = 0,91$, однако с приближением к образующим величины e_i резко уменьшаются до 0,07 (рис. 3,б). Сосредоточение относительно больших деформаций со значениями $e_i > 0,5$ находится на расстоянии, не превышающем 30 мм от вертикальной оси заготовки.

В сечении Б-Б распределение интенсивностей напряжений и деформаций по высоте заготовки также сосредоточено в срединной части, что, кроме всего прочего, следует связывать с влиянием сил трения. С углублением от контактной поверхности в центральные зоны заготовки на 4 мм наблюдается увеличение σ_i со

198 МПа до 211 МПа (рис. 3,в), соответственно происходит увеличение e_i с 0,35 до 0,52 (рис. 3,г). Интенсивная проработка внутренних слоев металла наблюдается по всей высоте профилированной заготовки с наибольшим сосредоточением в зоне, не превышающей 15 мм от осевой линии, где происходит некоторое снижение значений σ_i с 226 МПа до 215 МПа при уменьшении e_i с 0,9 до 0,7 соответственно (см. рис. 3,в,г).

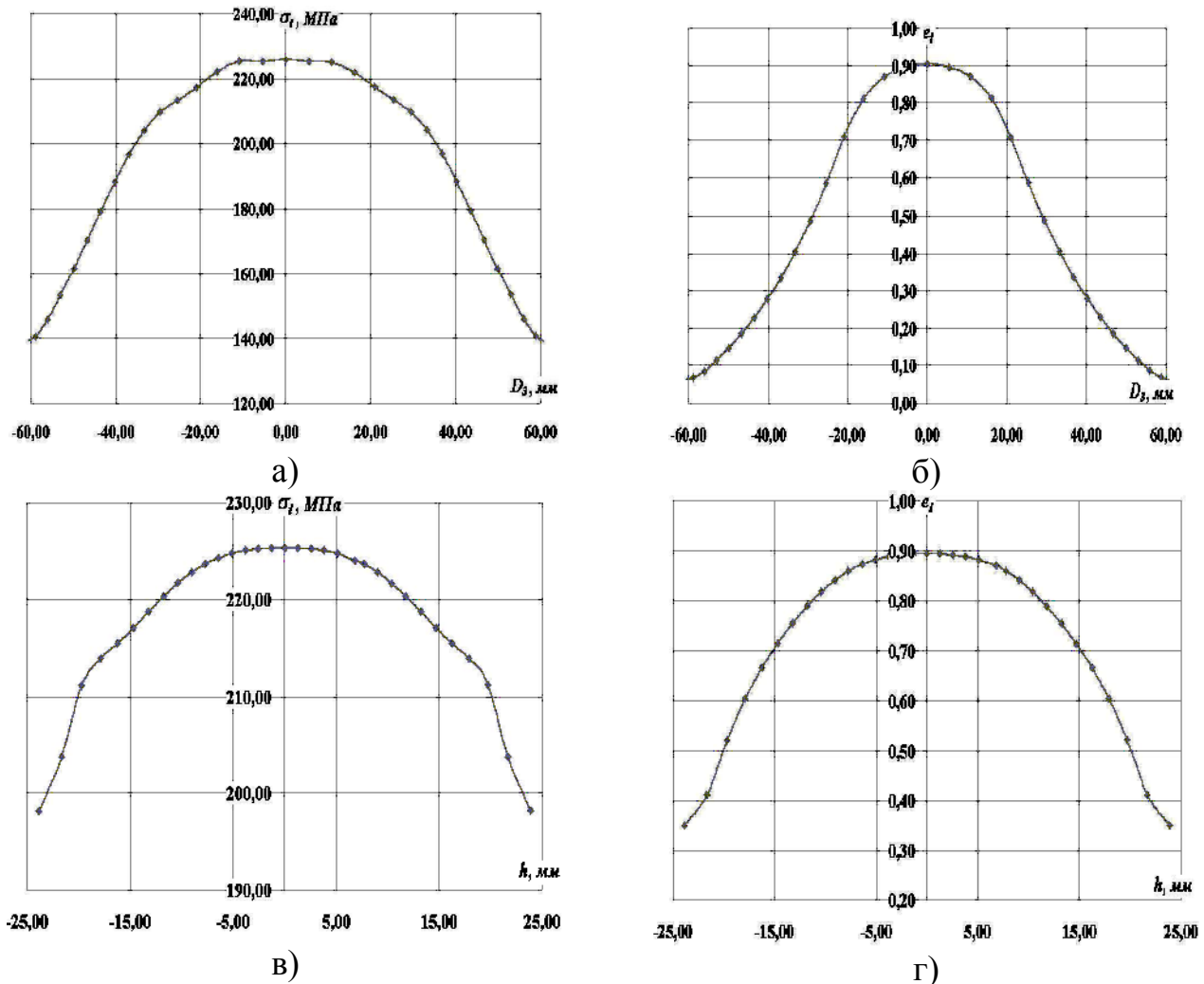


Рис. 3. Распределение параметров НДС в профилированной заготовке ($\varepsilon = 0,5$): а – интенсивность напряжений в сечении А-А; б – интенсивность деформаций в сечении А-А; в – интенсивность напряжений в сечении Б-Б; г – интенсивность деформаций в сечении Б-Б

Отметим, что такая картина течения металла при осадке заготовки выпуклыми продолговатыми плитами может быть благоприятной для закрытия внутренних дефектов в центральной зоне заготовки при применении плит данной формы в технологияхковки.

4.3 Штамповка в предварительном ручье. При укладке профилированной заготовки в предварительный ручей должны быть обеспечены условия её легкого центрирования, для чего используют естественные углубления или выступы, определяемые формой инструмента и заготовки. В зависимости от конфигурации поковки отрутки могут быть расположены вдоль или поперек плоскости разреза

штампов. Стадии деформирования профилированной заготовки в гравюре предварительного ручья показаны на рис. 4, при этом размещение заготовки осуществляется с центрированием одного из торцевых выступов по углублению гравюры штампа, предназначенного для формирования утолщения для бокового отростка. Объем металла, находящийся во втором торцевом выступе, служит для формирования полотна пластины.

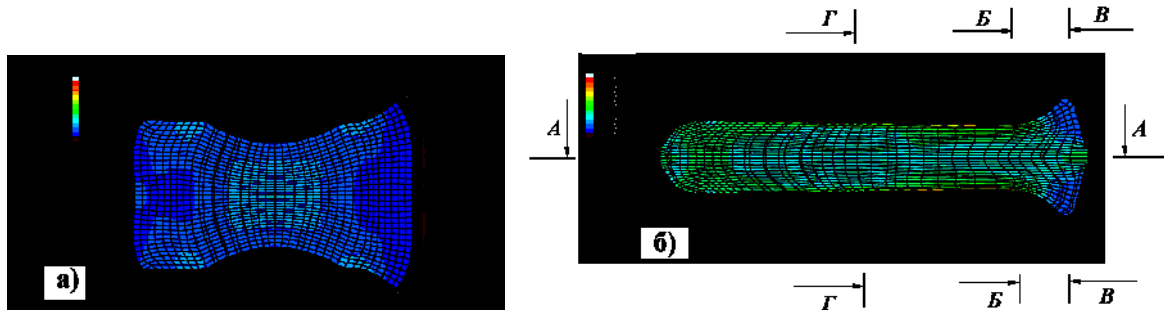
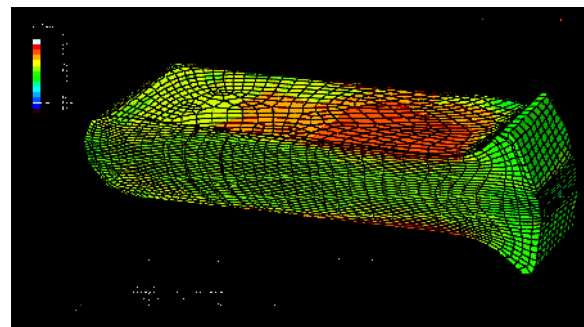
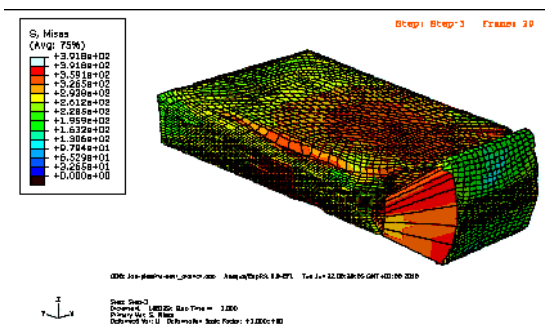


Рис. 4. Конечно-элементная модель заготовки при деформировании в предварительном ручье: а – промежуточная стадия; б – конечная стадия и исследуемые сечения полуфабриката

Поля интенсивностей напряжений и деформаций в полуфабрикате пластины после штамповки в предварительном ручье находили для сечений А-А, Б-Б, В-В и Г-Г (см. рис. 4,б). Из полученной картины распределений ϵ_i на окончательной стадии штамповки в предварительном ручье (рис. 4,б) видно, что наименее деформированными участками являются крайние зоны утолщения под формирование отростка. Между ними, в зазоре между верхней и нижней половинами штампа, наблюдается интенсивное течение металла. Наиболее деформированными зонами являются участки, которые соответствовали вогнутостям, образованным вдавливанием выпуклых продолговатых плит на предыдущей операции.

Распределение интенсивностей напряжений (по Мизесу) в штампованном полуфабрикате показано на рис. 5. Максимальные интенсивности напряжений (порядка 360 МПа) зарегистрированы в переходной зоне на боковой поверхности отростка, здесь наблюдаются значительные искажения сетки конечных элементов из-за нерегламентированной её вытяжки. Интенсивности напряжений порядка 326–359 МПа образуются в поверхностных контактных слоях штампованного полуфабриката в месте наименьшей толщины полотна, что связано с захватыванием части объема металла торцевого выступа, который служит основой для формирования отростка, и, соответственно, максимальной деформацией осадки на данном участке.

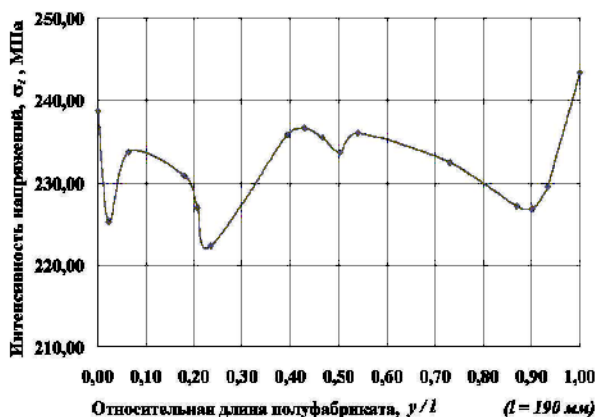


а)

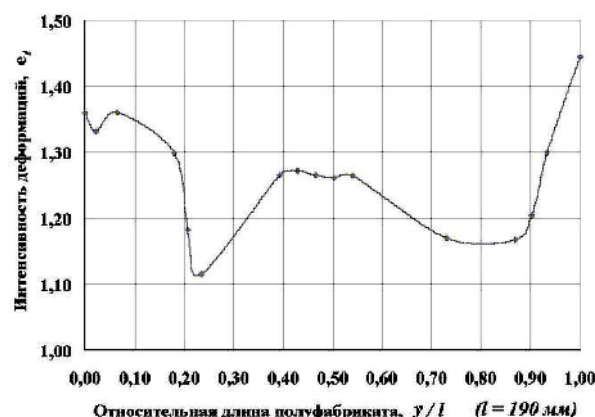
б)

Рис. 5. Распределение интенсивностей напряжений при штамповке в предварительном ручье (а) и продольный разрез полуфабриката (б)

С отдалением от поверхностных слоев в данном месте происходит падение значений σ_x , и на расстоянии 7 мм от поверхности поковки они достигают величин 220–250 МПа. Характеристики НДС по сечениям А-А, Б-Б, В-В и Г-Г (по рис. 4) полуфабриката отражены на графиках рис. 6–9.

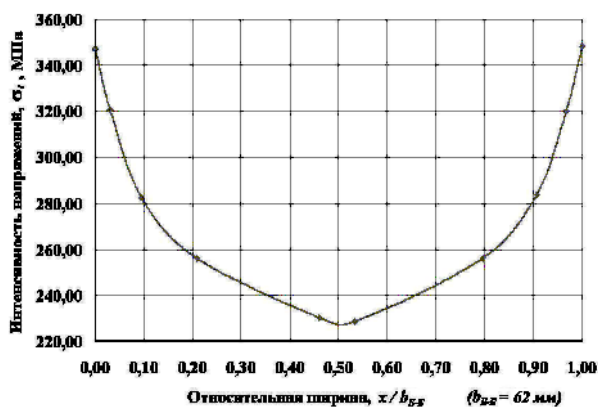


а)

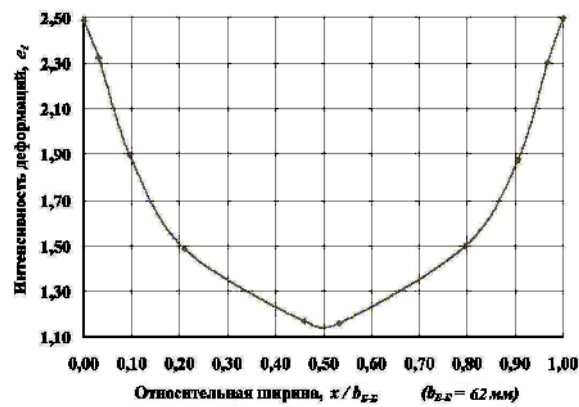


б)

Рис. 6. Параметры НДС заготовки в продольном сечении А-А на окончательной стадии предварительной штамповки: а – распределение интенсивностей напряжений; б – распределение интенсивностей деформаций



а)



б)

Рис. 7. Параметры НДС в переходном сечении Б-Б на окончательной стадии предварительной штамповки: а – распределение интенсивностей напряжений; б – распределение интенсивностей деформаций

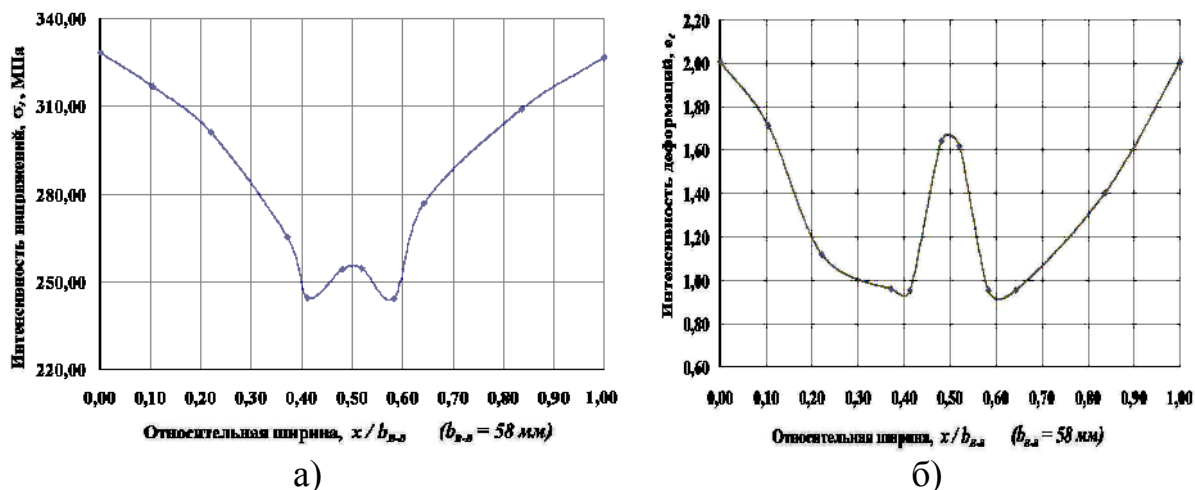


Рис. 8. Параметры НДС в сечении В-В по отростку поковки на окончательной стадии предварительной штамповки: а – распределение интенсивностей напряжений; б – распределение интенсивностей деформаций

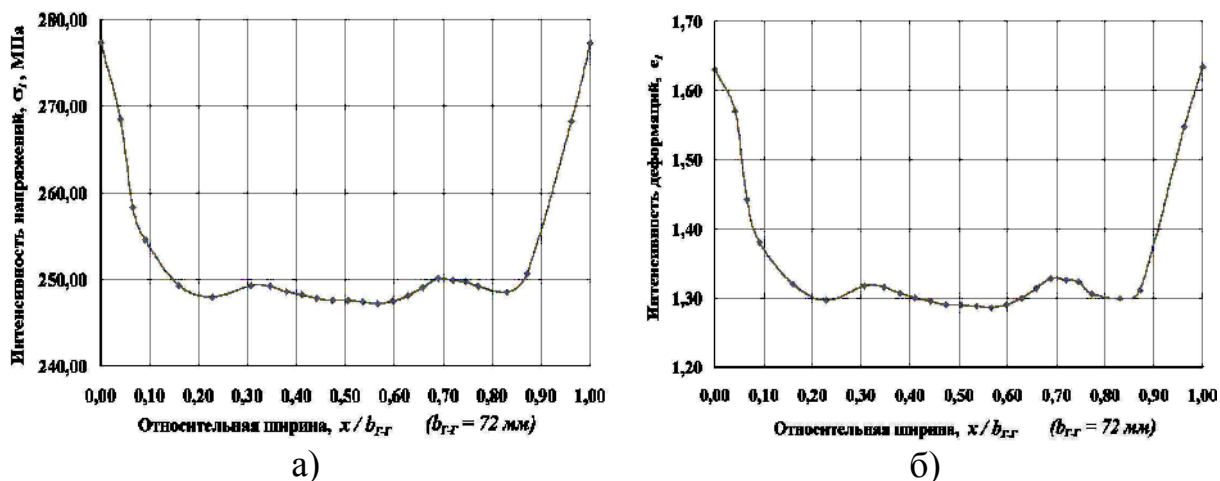


Рис. 9. Параметры НДС в сечении Г-Г полотна поковки на окончательной стадии предварительной штамповки: а – распределение интенсивностей напряжений; б – распределение интенсивностей деформаций

Так на крайних участках сечения А-А, где образуется начальный пояс облоя, наблюдается скачкообразное увеличение значений σ_i до величины 238,5 МПа, а со стороны утолщения под отросток до 244 МПа (рис. 6,а). Распределение σ_i по длине, кроме краевых пиков, имеет максимумы на расстоянии 18 мм, 80 мм и 103 мм от крайнего волокна полотна полуфабриката. Значения интенсивностей напряжений на максимумах не превышают 237 МПа. Аналогичная картина распределения максимумов ϵ_i в сечении А-А (рис. 6,б). При этом пиковые значения ϵ_i для левого и правого краевых волокон соответствуют 1,36 и 1,45 по логарифмической шкале; максимумы ϵ_i по середине длины полуфабриката не превышают значения $\epsilon_i = 1,28$ (см. рис. 6,б). Минимумы σ_i , находящиеся на расстоянии 3 мм и 171 мм от крайнего левого волокна полотна поковки, характеризуются значениями 225,5 МПа и 228 МПа соответственно. Отметим, что в правой части полуфабриката происходит большее обжатие металла профилированной заготовки с формированием пояска предварительного облоя. Наименьшее значение величин ин-

тенсивностей напряжений ($\sigma_i = 222$ МПа) и интенсивностей деформаций ($e_i = 1,115$) соответствует расстоянию 44 мм от левого волокна полотна, сформированного в предварительном ручье, что отвечает переходной зоне между участком течения металла в срединной части полуфабриката и участком интенсивного деформирования торцевого выступа с течением вдоль гравюры предварительного ручья.

Распределения интенсивностей напряжений и интенсивностей деформаций в сечении Б-Б, расположенном между предварительным полотном и утолщением под отросток, имеют U-образный характер и приведены на рис. 7. Крайние волокна полуфабриката существенно искажаются в зоне образования облоя, т.е. в месте отростка и переходной зоны. Интенсивность напряжений в крайних волокнах достигает 348 МПа, но с приближением к центральной части сечения величина σ_i снижается до 228 МПа (рис. 7,а). Происходит падение e_i от значений 2,5 по краям до 1,13 в центральных волокнах (рис. 7,б). От зоны начала образования облоя до расстояния 6–7 мм от края сечения Б-Б полуфабриката происходит резкое падение σ_i и e_i до величин порядка 280 МПа и 1,9 соответственно.

В крайних волокнах поперечного сечения В-В, которое проведено через сформированное утолщение под отросток, величины интенсивностей напряжений и интенсивностей деформаций приобретают значения $\sigma_i = 329$ МПа и $e_i = 2,0$ с дальнейшим их снижением при удалении от края до $\sigma_i = 246$ МПа и $e_i = 0,95$ соответственно (рис. 8). Однако в центральной зоне шириной 11 мм наблюдается некоторый подъем на обоих графиках до величин $\sigma_i = 257$ МПа и $e_i = 0,95$, что связано с захватом металла при истечении в зазор между верхней и нижней половиной штампов.

Распределение параметров НДС вдоль поперечного сечения Г-Г, проведенного поперек предварительно сформованного полотна полуфабриката, также можно отнести к U-образному типу с максимумами значений σ_i и e_i в крайних волокнах и минимума в центре сечения. Падение σ_i и e_i происходит от края до расстояния 14 мм вглубь сечения от величин 278 МПа до 248,5 МПа и от 1,64 до 1,3 соответственно (рис. 9). Зона в центральной части полотна полуфабриката протяженностью около 44 мм характеризуется относительной стабильностью значений σ_i (колебания от 247 МПа до 250 МПа) и e_i (колебания от 1,28 до 1,33).

4.4. Штамповка в окончательном ручье. После укладки полуфабриката в окончательный ручей проводят завершающую штамповку. Поковка имеет общую длину $l = 240$ мм, содержит полотно и отросток с ширинами $b_{Б-Б} = 150$ мм и $b_{В-В} = 60$ мм. Максимальные значения σ_i наблюдаются в крайних зонах, где происходит существенное перемешивание волокон и сетка конечных элементов претерпевает значительные искажения. В облое по сечению А-А со стороны полотна величины σ_i на 8–10 МПа больше (рис. 11,а), чем со стороны отростка поковки, из-за более жесткого подпора, связанного с формой ручья.

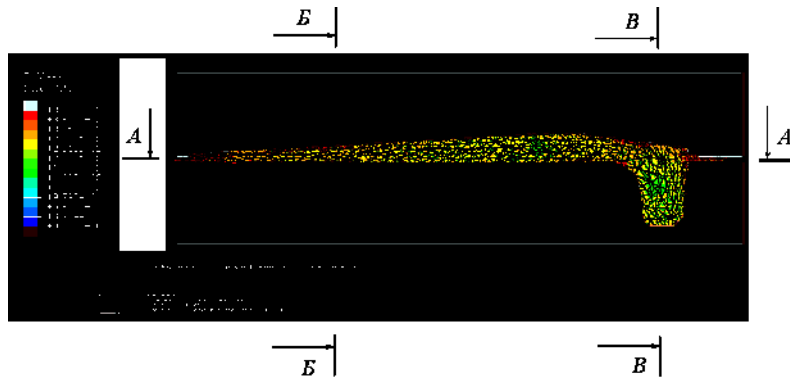
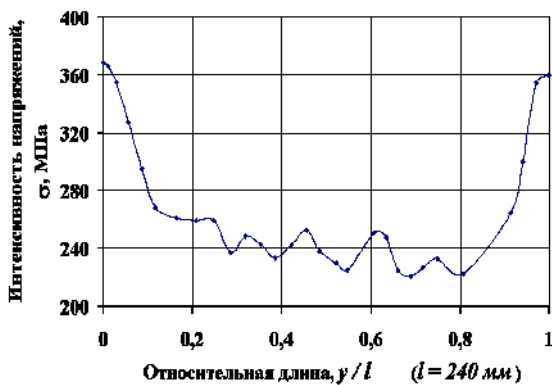


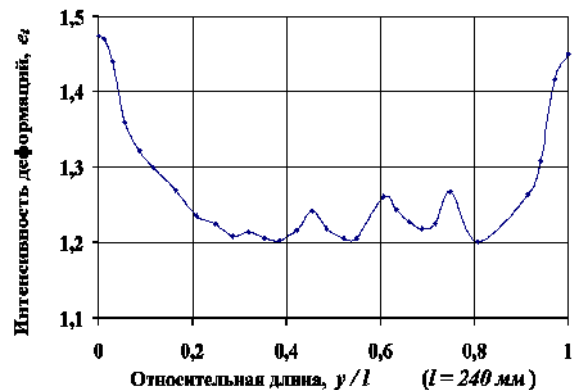
Рис. 10. Распределение интенсивностей напряжений при деформировании поковки пластины в окончательном ручье

С удалением от крайних волокон к середине длины полотна поковки происходит снижение величин σ_i на 30–35 % (рис. 11,а) и уменьшение значений e_i на 17–20 % (рис. 11,б), что связано с меньшей проработкой металла в более высоких частях полотна поковки. Вдоль длины полотна наблюдаются волнообразные колебания графиков с несколькими неявными минимумами и максимумами в пределах $\sigma_i = 231–249$ МПа и $e_i = 1,2–1,27$ (рис. 11,а и рис. 11,б).

Форма кривых распределения σ_i и e_i в отростке поковки близка к U-образной, т.е. графики характеризуются максимальными значениями параметров НДС в крайних и минимальными – в средних волокнах отростка (рис. 11,в,г). Аналогично предыдущему сечению, в центральной зоне отростка поковки (сечение В-В) значения σ_i на 27–30 %, а величины e_i на 40–45 % меньше, чем в зоне облоя (см. рис. 11,в,г). Наиболее резкое падение величин интенсивностей напряжений происходит на участке расстоянием 21 мм от крайних волокон. С дальнейшим приближением к центральным волокнам наблюдается зона стабилизации колебаний σ_i протяженностью 18 мм. График изменения интенсивностей деформаций характеризуется меньшей протяженностью (9–10 мм) зоны колебаний e_i в пределах 1,82–1,85.



а)



б)

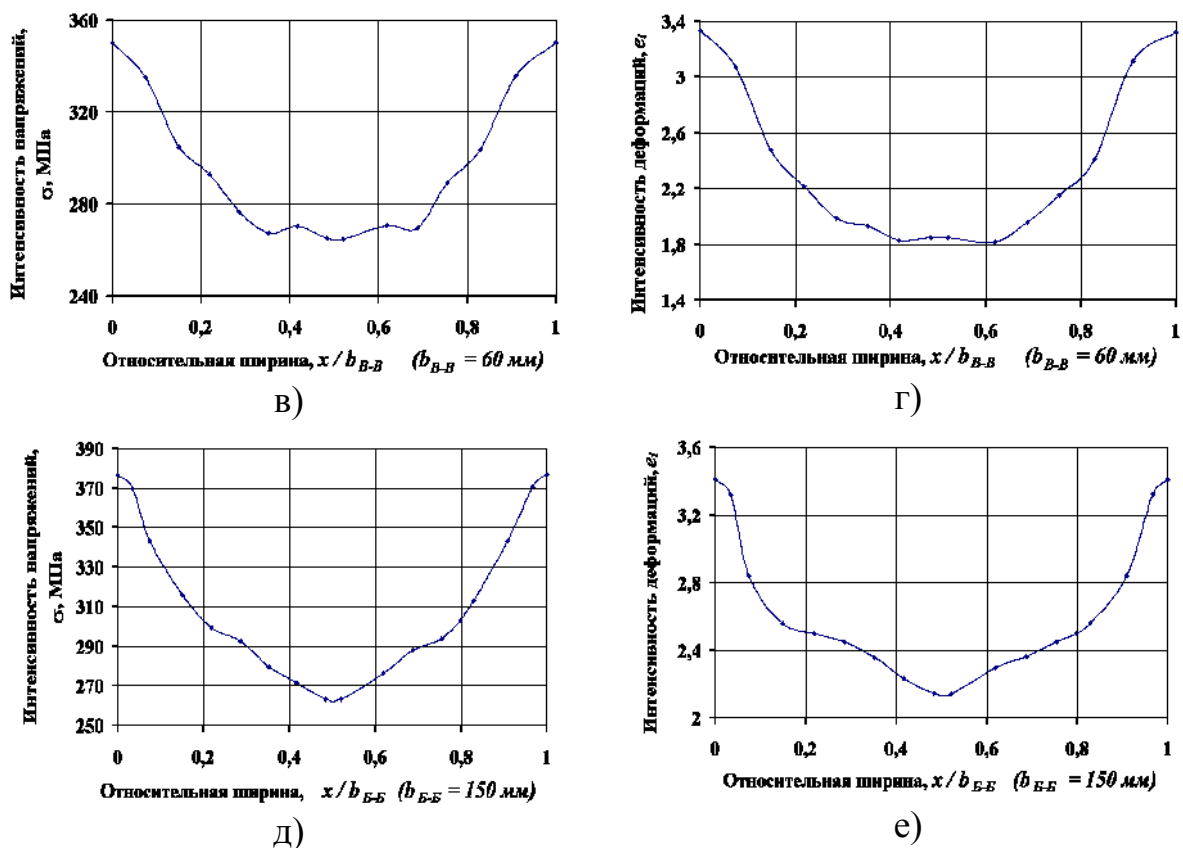


Рис. 11. Распределение параметров НДС в поковке пластины:
 а, б – интенсивность напряжений и интенсивность деформаций в продольном сечении А-А соответственно; в, г – интенсивность напряжений и интенсивность деформаций в поперечном сечении В-В соответственно; д, е – интенсивность напряжений и интенсивность деформаций в сечении Б-Б соответственно

Распределение σ_i и e_i в поперечном сечении Б-Б, проведенном через плотно поковки пластины, свидетельствует об интенсивном боковом течении металла от центра к периферии, что характерно для процессов осадки полосы. Максимальные значения параметров НДС также наблюдаются в крайних волокнах, а минимальные – в центральной части полотна (рис. 11, д, е). На расстоянии около 30 мм от крайних волокон падение величин σ_i и e_i становится более пологим.

Очевидно, что изменение параметров НДС по объему поковки от стадии профилирования заготовки выпуклыми продолговатыми плитами до стадии окончательной штамповки характеризуется постоянным ростом значений интенсивностей напряжений и деформаций.

4.5. Силовые режимы на переходах штамповки. Сила (P) деформирования на технологических переходах возрастает не только на протяжении рабочего хода, но и от перехода к переходу (рис. 12). Осадка выпуклыми продолговатыми плитами осуществляется свободно (безручьевое формоизменение), и деформирование в пределах рабочего хода от 10 мм до 40 мм ($\epsilon = 9-38\%$) характеризуется постоянным углом наклона данного участка кривой $P(1)$, что свидетельствует о стационарной стадии осадки. Максимальное усилие, определенное при моделировании, составило $P(1) = 794$ кН (рис. 12) с торможением интенсивности роста в

конце осадки (ход 48,5 мм) из-за обтекания металлом заготовки выпуклых бойков с формированием торцевых выступов.

Силу $P(2)$ деформирования в предварительном ручье определяли с учетом накопленной деформации и упрочнения металла заготовки на предыдущем переходе (рис. 12). В начале деформирования заготовки происходит смятие торцевых выступов, поэтому на протяжении первых 30 мм рабочего хода сила штамповки возрастает не значительно (до 1800 кН). На стадии осадки пластины с увеличением площади контакта и течением металла вдоль гравюры штампа происходит резкий рост силы штамповки, которая в интервале рабочего хода с 40 мм до 58,5 мм изменяется от 3180 кН до 12482,7 кН соответственно.

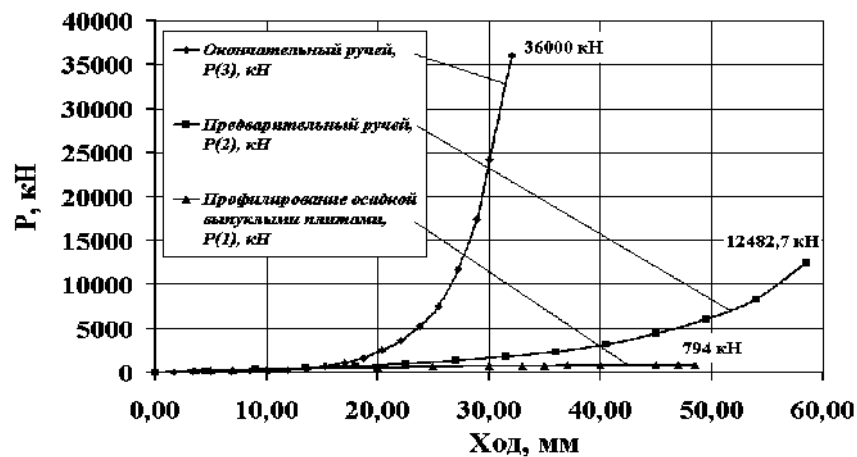


Рис. 12. Силовые параметры на переходах штамповки

На начальном этапе деформирования в окончательном ручье происходит осадка полуфабриката, и до 25 мм рабочего хода наблюдается увеличение силы $P(3)$ до 7000 кН. На протяжении последующих 13 мм рабочего хода происходит резкий рост усилия, которое в конце операции составляет 35600 кН (см. рис. 12), что в 45 раз больше силы профилирования. Это связано с упрочнением материала поковки при деформировании, а также заполнением ручья на конечной стадии штамповки и подпором облоя, осадка которого по периметру резко повышает силовые затраты.

Выводы. Выполненный анализ показал, что максимальные величины интенсивностей напряжений и деформаций при штамповке соответствуют облою, который будет удален при обрезке. Установлено, что сила деформирования на профилирующей операции в 45 раз меньше, чем сила окончательной штамповки. Следовательно, в случае совмещения профилирования и штамповки за один ход прессы проектировочный запас КГШП превышен не будет при реализации перспектив освоения технологии на автоматизированных комплексах.

Список литературы: 1. Акаро И.Л. Классификация поковок и технологических переходов горячей штамповки / И.Л. Акаро // Кузнечно-штамповочное пр-во. – 1980. – № 1. – С. 8–11. 2. Ковка и штамповка: справочник: в 4 т. Т. 2. Горячая объемная штамповка / под ред. Е.И. Семёнова. – М.: Машиностроение, 1986. – 592 с. 3. Иванюк А.В. Классификация поковок, штампуемых на кривошипных горячештамповочных прессах / А.В. Иванюк // Вестник машиностроения. – 1988. – № 1. – С. 45–48. 4. Кондратенко В.Г. Классификация деталей, получаемых осадкой / В.Г. Кондратенко, В.Н. Гречищев // Вестник машиностроения. – 1988. – № 5. – С. 54–58.

5. Гринкевич В.А. Бесштамповое профилирование на прессах с повышением точности формоизменения на окончательных операциях / В.А. Гринкевич, В.В. Кухарь, К.К. Диамантопуло // Кузнечно-штамповочное пр-во – Обработка материалов давлением. – 2010. - №5. – С.19–23.
6. Кухарь В.В. Моделирование формоизменения металла при осадке цилиндрических заготовок выпуклыми продолговатыми плитами / В.В. Кухарь, С.А. Короткий, В.А. Бурко // Вісник Хмельницького національного університету.– Хмельницький: ХНУ, 2008.– № 5. – С. 204–208.
7. Кухарь В.В. Экспериментальные исследования формоизменения цилиндрических заготовок при осадке выпуклыми продолговатыми плитами / В.В. Кухарь, В.А. Бурко // Металлургические процессы и оборудование. – 2008. – № 4(14). – С. 35–39.

УДК 621.762

БАГЛЮК Г.А., докт. техн. наук, старший научный сотрудник, зам. директора ИПМ НАН Украины, г. Киев

ХОМЕНКО А.И., кан. техн. наук, старший научный сотрудник, ИПМ НАН Украины, г. Киев

ИССЛЕДОВАНИЕ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ С ПОМОЩЬЮ КОМПЛЕКСА "ТЕНЗОР"

Рассмотрены вопросы автоматизации исследования пластической деформации материалов визиопластическим методом с помощью аппаратно-программного комплекса "ТЕНЗОР". Показаны особенности реализации метода применительно к порошковым материалам.

Ключевые слова: пластическая деформация, визиопластический метод, аппаратно-программный комплекс.

Розглянуто питання автоматизації дослідження пластичної деформації матеріалів визиопластичним методом за допомогою апаратно-програмного комплексу "ТЕНЗОР". Показано особливості реалізації методу стосовно до порошкових матеріалів

Ключові слова: пластична деформація, визиопластичний метод, апаратно-програмний комплекс.

Some aspects of materials plastic deformation automated exploration by visioplastic method using TENSOR hardware and software complex are examined. Distinctive features of method implementation are discussed.

Keywords: plastic deformation, visioplastic method, hardware and software complex.

Визиопластический метод (метод сеток) - экспериментально-аналитический метод, позволяющий исследовать как низко- так и высокоскоростные процессы обработки материалов давлением [1]. Его применение требует тщательной подготовки образцов, исключительной аккуратности при нанесении расчетных сеток, высокого качества фиксации результатов на каждом этапе деформации и высокой точности измерений, в противном случае результат может оказаться непредсказуемым. Все это в сочетании с большим объемом расчетов делает указанный метод не слишком популярным среди исследователей, особенно среди специалистов по порошковой металлургии. Видимо, одной из основных причиной этого

явились искажения картины деформации, обусловленные конечной толщиной линий сетки. Попытка применения метода в его первоначальном виде, предусматривающем толщину линии сетки несоизмеримо малой по сравнению с размером ячейки, наталкивается на тот факт, что при деформации порошковых материалов эта толщина может принять такие значения, которые уже нельзя игнорировать. Задача настоящей работы - попытка модификации визиопластического метода, минимизирующей влияние искажений толщины линий.

Для решения задачи рассматривали сечение порошковой заготовки, имеющее форму прямоугольника размером 15 x 14 мм с нанесенной ортогональной сеткой 2 x 2 мм. Толщина каждой линии сетки составляла 0,25 мм. Задачу рассматривали, как плоскую, каждую ячейку сетки - как четырехугольник с вершинами А, В, С, D, начиная с левой верхней, по часовой стрелке. Расчет пористости выполняли по формуле

$$\ln((1-\Theta_{i-1})/(1-\Theta_i)) = \varepsilon_r^i + \varepsilon_z^i, \text{ где} \quad (1)$$

Θ_i, Θ_{i-1} - значение пористости на текущем i -м и предыдущем $i - 1$ -м этапах деформации;

$$\varepsilon_r^i = \ln((r_B^i - r_A^i + r_C^i - r_D^i)/(r_B^{i-1} - r_A^{i-1} + r_C^{i-1} - r_D^{i-1})) \text{ и}$$

$$\varepsilon_z^i = \ln((z_B^i - z_C^i + z_A^i - z_D^i)/(z_B^{i-1} - z_C^{i-1} + z_A^{i-1} - z_D^{i-1})) - \text{показатели деформации;}$$

$$r_N^m, z_N^m - \text{координаты вершины N ячейки на m-м этапе деформации.}$$

После первого этапа деформации произошли значительные изменения толщины линий, поэтому при расчете в качестве координат вершин ячеек сетки брали точки пересечения краев "полос", в которые превратились линии сетки (рис. 1 а, 1 в). Полученная диаграмма изменения пористости на каждом этапе (рис. 1 б, 1 г) не противоречит теоретическим представлениям, в то время, как замена реальной "полосы", разграничивающей ячейки, абстрактной линией, приводила к немотивированному и случайному возрастанию расчетной пористости в отдельных ячейках.

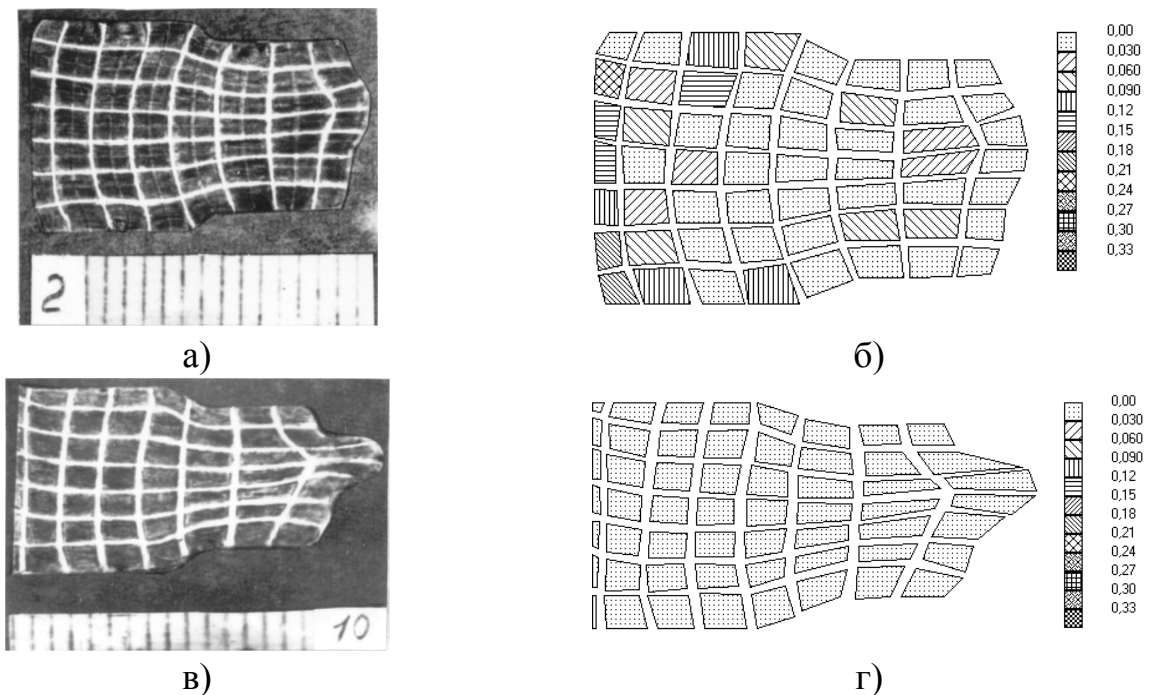


Рис. 1.

Все расчеты и построения диаграмм распределения пористости выполняли с помощью аппаратно-программного комплекса "ТЕНЗОР" [2], в частности, модуля исследования пластических деформаций "ТЕНЗОР-ДЕФОРМ". Для снижения погрешности оцифровки фотографий был использован модуль "ТЕНЗОР-КНЮППЕЛЬ" того же комплекса. Этот модуль позволяет в интерактивном режиме "склеивать" координаты вершин ячеек с помощью мыши и при необходимости корректировать их в параметрической форме. Для контроля расчетной сетки ее можно показывать поверх изображения или скрывать. После достижения удовлетворительного соответствия сетки исходному изображению координаты ячеек экспортируются в один из стандартных форматов данных и передаются в модуль "ТЕНЗОР-ДЕФОРМ". Результат расчета - диаграмма распределения пористости (рис.1 б, 1 г) и таблицы расчетных значений .

ВЫВОДЫ

1. Реализация визиопластического метода с учетом изменения толщины линий сетки при исследовании деформации порошковых материалов дает более реалистичные результаты расчета.

2. Автоматизация обработки изображений сетки на различных этапах деформации значительно сокращает объем рутинной работы и повышает точность расчетов.

Список литературы: 1. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением [Текст] / В.А.Евстратов. - Харьков: "Вища школа", 1981. - 248 с. 2. 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 621.777

В.О. ЄВСТРАТОВ, доктор техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»

В. О. БОРИСОВСЬКА, аспірантка кафедри ОМТ, НТУ «ХПІ»

НОВИЙ МЕТОД КАЛІБРУВАННЯ ЗАГОТОВАНOK ПОСТІЙНОГО ОБ'ЄМУ

В статье рассматривается влияние жесткости прессы на качество и точность размеров заготовок для деталей, полученных холодным выдавливанием. Также показана связь получения точного высотного размера и объема заготовки с жесткостью прессы.

В статті розглядається вплив жорсткості пресу на якість й точність розмірів заготовок для деталей, що отримані холодним видавлюванням. Також показаний зв'язок виготовлення точного висотного розміру та об'єму заготовки з жорсткістю пресу.

The influence of press stiffness on quality and precision of dimensions of workpieces for details manufactured with cold extrusion was reviewed. Also the relation of execution of precise high and volume of workpiece with press stiffness.

В різних галузях промисловості використовують деталі різні за формою та розмірами. В аерокосмічній галузі та приладобудуванні часто використовують деталі з такими важливими властивостями, як низька щільність, висока пластичність та міцність, що мають алюмінієві та мідні сплави.

Такі деталі потребують точних розмірів геометричних елементів, що зумовлює точний об'єм вихідної заготовки.

Заготовки з точним об'ємом часто виготовляються способами механічного оброблення з пруткового матеріалу. Але часто коливання діаметрального розміру та довжини заготовки після розрізання спричиняють відчутні коливання об'єму заготовки. У багатьох випадках при штампуванні точних складних деталей це призводить до перевантаження штампа або до незаповнення рівчака.

Щоб цього уникнути, можна скористатись відомими способами калібрування заготовок [1, 2].

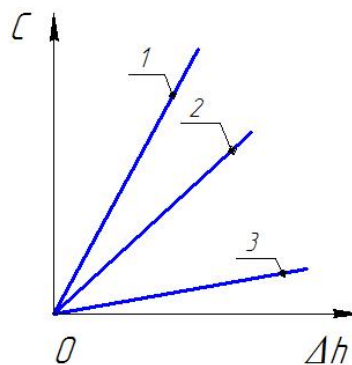
Зусилля калібрування за технічним рішенням [2] може суттєво змінюватись залежно від якості відпалу заготовки, способу нанесення мастил, типу обладнання, на якому здійснюватиметься операція калібрування, та деяких інших чинників.

Обладнання, на якому можна здійснити калібрування, має певну жорсткість C , що визначається відношенням зусилля деформації F_d до сумарної пружної деформації елементів преса Δh , яка визначається як збільшення відстані між робочими частинами, тобто $C = \frac{F_d}{\Delta h}$.

Величина жорсткості преса для різних типів може лежати в широких межах [3]:

- для відкритих пресів $C = 0,5 \dots 1,0$ Н/мм;
- для закритих пресів $C = 1,0 \dots 2,0$ Н/мм;
- для калібрувальних пресів $C = 2,86 \dots 10,0$ Н/мм.

Залежність жорсткості пресу від переміщення можна показати на графіку (рис. 1).



1 – для карбувальних пресів; 2 – для закритих пресів; 3 – для відкритих пресів

Рисунок 1 – Залежність жорсткості преса від переміщення робочого інструменту

Отже, при однакових значеннях переміщень карбувальний прес має більше зусилля, ніж калібрувальний. Але металоємність і вартість карбувальних пресів значно більші за металоємність та вартість звичайних відкритих пресів. З цієї причини більш поширеними на підприємствах були й залишаються відкриті пре-

си простої дії. Виходячи з цього, слід орієнтуватися на обладнання, встановлене на підприємствах.

Оскільки зусилля карбування за технічним рішенням [2] може суттєво змінюватись залежно від багатьох чинників, то можна стверджувати, що зусилля деформації буде варіюватись залежно від переміщення пуансона (рис. 2). Зважаючи на те, що об'єм заготовки не постійний, а може коливатись в інтервалі ΔV , переміщення пуансона буде також не постійним при фіксованому діаметральному розмірі заготовки воно буде змінюватись в інтервалі $\pm\Delta h_{пр.}^*$. Відповідно, зусилля деформації буде змінним залежно від поточного значення переміщення пуансона.

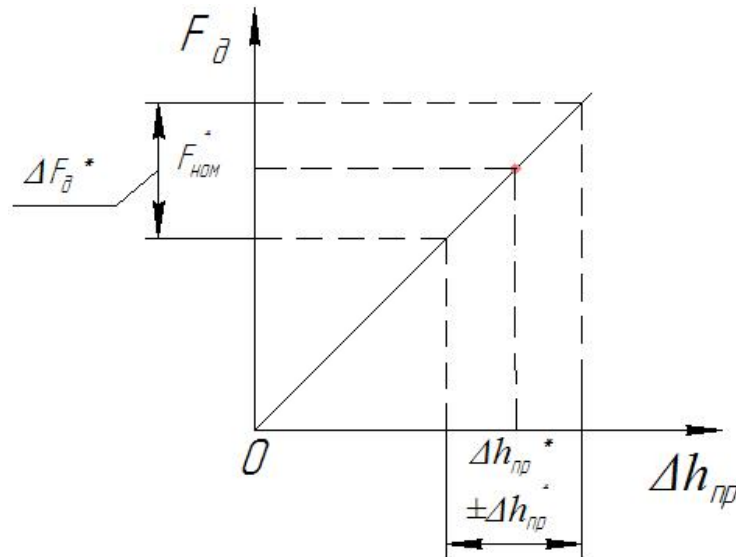


Рисунок 2 – Залежність зусилля деформації від пружної деформації елементів пресу

Якщо підвищити жорсткість пресу та зменшити тим самим $\Delta h_{пр}$, то висотний розмір та об'єм заготовки будуть визначатися їх номінальними значеннями та інтервалом допуску на них. Тоді висотний розмір заготовки можна визначити:

$$h_{заг} = h_{ном} \pm \Delta \pm h_{пр},$$

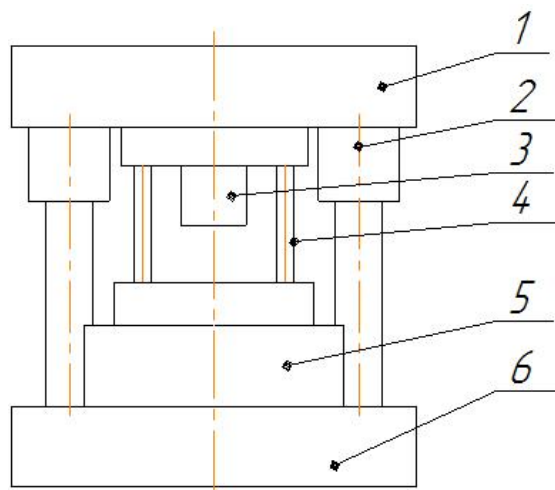
де $h_{ном}$ – номінальний розмір, що забезпечує точний номінальний об'єм заготовки;

Δ – допуск на висотний розмір, що визначається способом отримання заготовки та її обробкою;

$h_{пр}$ – величина пружної деформації системи «прес».

Отже поставлена задача – виготовлення точної заготовки – зводиться до визначення способу виготовлення заготовок, що дозволить отримання точного об'єму при мінімальних витратах на технологічний процес.

Для того, щоб підвищити жорсткість звичайного пресу та отримати точну за об'ємом заготовку, використовують дистанцери. Дистанцер може бути встановлений як між елементами станіни преса, так і між елементами штаму для підвищення жорсткості пресу та зменшення пружної деформації елементів пресу (рис. 3).



- 1 – верхня плита штампу;
- 2 – напрямні колонки з втулками;
- 3 – пуансон;
- 4 – дистанцер;
- 5 – матриця;
- 6 – нижня плита штампу

Рисунок 3 – Схема штампу з дистанцером між елементами штампу

Другий варіант більш прийнятний із-за його універсальності та легкості використання його в штампі при низькій металоємності у порівнянні з дистанцерами між елементами преса.

Отже, одним із способів отримати точну заготованку та звужити інтервал варіювання її об'єму, а значить, і висотного розміру на звичайному пресі є підвищення жорсткості пресу шляхом використання дистанцерів.

Список використаних джерел: 1. Соловцов С.С. Безотходная разрезка сортового проката в штампах. – М.: Машиностроение, 1985. – 176 с. 2. Патент №1386347 В21 J13/02. Выдан 07.04.88, заявка – 11.06.86. В.А. Евстратов, В.И. Рудь, О.М. Иванов, М.М. Шевченко, А.И. Ткаченко, А.А. Донец. Матрица для объемного деформирования. 3. Л.И. Живов, А.Г. Овчинников, Е.Н. Складчиков. Кузнечно-штамповочное производство. – М.: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. – 560 с.

УДК 621.98.044.001.24

ДРАГОБЕЦКИЙ В.В., докт. техн. наук, проф., КНТУ, г. Кременчуг
МОРОЗ Н.Н., канд. техн. наук, доцент, КНТУ, г. Кременчуг
САВЕЛОВ Д.В., канд. техн. наук, доцент, КНТУ, г. Кременчуг
НАУМОВА Е.А., инженер, КНТУ, г. Кременчуг

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ИДЕАЛЬНОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА

Розглянуто поняття ідеального пластичного процесу. Запропоновано критерії мінімізації параметрів і цільова функція. Представлено загальний підхід до визначення параметрів зовнішнього навантаження для забезпечення однорідності деформацій і швидкостей деформацій. Надано практичні рекомендації зі знаходження оптимальних навантажень.

Ключові слова: навантаження, деформація мінімізація, ідеальний пластичний процес

Рассмотрено понятие идеального пластического процесса. Предложены критерии минимизации параметров и целевая функция. Представлен общий подход к определению параметров внешне-

го нагружения для обеспечения однородности деформаций и скоростей деформаций. Даны практические рекомендации по нахождению оптимальных нагрузок.

Ключевые слова: нагружение, деформация минимизация, идеальный пластический процесс

The concept of ideal plastic process is considered. The criteria of minimization of parameters and efficiency function are offered. The general approach to defining parameters external loading for maintenance of uniformity of deformations and quickness deformations are submitted. The practical recommendations for a finding of optimum loadings are given.

Key words: loading, deformation, minimization, ideal plastic process.

Проектирование и разработка процессов обработки металлов давлением неразрывно связано с учетом большого количества факторов сложными, разнообразными явлениями, сопровождающими процесс пластического формоизменения. При этом часто возникает задача выбора среди множества вариантов наиболее рационального по некоторому критерию. Основная цель любого технологического процесса, как правило, связана с обеспечением заданных характеристик качества и эксплуатационной надежности получаемых деталей наиболее производительным путем при минимальных затратах.

Основными критериями оптимальности являются критерии максимальной производительности и минимальной себестоимости. В зависимости от вида и уровня оптимизации процесса формоизменения могут быть использованы и критерии, объединенные в группы экономических, технико-экономических, технологических и эксплуатационных. Оптимизация параметров процесса формоизменения неразрывно связана с оптимизацией и совершенствованием параметров технологической оснастки, оборудования, смазочных материалов и вспомогательных операций. Непосредственно в процессах пластической деформации листовых заготовок используют в качестве критериев оптимизации следующие: минимизацию целевой функции, выражающей изменение разностенности (разнотолщинности) поперечных сечений готовой детали; минимизацию целевой функции, представляющую собой кубический корень из суммы кубов пиков контактных напряжений, т.е. минимизация уровня контактных напряжений; комплексные критерии: качества, максимальной производительности, минимальных технологических затрат и др.

Упомянутые ранее критерии оптимизации в какой-то мере носят субъективный характер и целесообразность их использования может быть оспорена. Разрешить эти разногласия можно, если использовать в качестве оптимального процесса пластического деформирования идеальный пластический процесс. Понятие идеального пластического процесса введено С.И.Губкиным и получило дальнейшее развития в работах В.И.Ершова, Г.Д.Деся, В.А.Огородникова, В.М.Михалевич [1,3] и др.

Под идеальным пластическим процессом понимается процесс, при котором внешнее нагружение во всем очаге деформации создает однородное деформированное и скоростное состояние. В таком процессе при минимальных затратах степень деформации достигаемая за один переход максимальна.

Данное исследование связано непосредственно с процессом формоизменения и целью его является максимальное приближение к идеальному пластическому процессу.

Внешнее нагружение необходимое для изготовления детали нужной конфигурации задается в виде параметра нагружения $P_{nj}(x_i, y_i, z_i)$, который определяется из картины распределения деформаций и скоростей деформаций. Деформации удобно задавать в виде таблицы, где $\varepsilon_{1i}, \varepsilon_{2j}, \varepsilon_{3k}, \dot{\varepsilon}_{1i}, \dot{\varepsilon}_{2j}, \dot{\varepsilon}_{3k}$ - значения деформаций и скоростей деформаций в узлах заготовки в декартовой системе координат x_i, y_i, z_i .

Реализуемое в конкретных производственных условиях значение параметра внешнего нагружения обозначим

$$P_{pj}(x_j, y_j, z_j, \varepsilon_{1i}^p, \varepsilon_{2j}^p, \varepsilon_{3k}^p, \dot{\varepsilon}_{1i}^p, \dot{\varepsilon}_{2j}^p, \dot{\varepsilon}_{3k}^p) \quad (1)$$

Оптимизацию процесса пластического формоизменения производим путем минимизации функционала F , представляющего отличие между реализуемым и требуемым значениями параметров внешнего нагружения. В качестве функционала, как правило, выбирается квадратный функционал вида

$$F = \sum_j (P_{nj} - P_{pj})^2 \quad (2)$$

Перед началом процедуры минимизации функционала (2) необходимо выполнить расчет деформированного состояния заготовки. Полученное поле деформаций и скоростей деформаций сравнивается с полем деформаций и скоростей идеального пластического процесса.

В общем случае необходимо минимизировать целевые функции вида

$$\Delta \bar{\varepsilon}_{ii} = \frac{(\varepsilon_{ii})_{\max} - (\varepsilon_{ii})_{\min}}{(\varepsilon_{ii})_{\text{cp}}}; \quad (3)$$

$$\Delta \bar{\dot{\varepsilon}}_{ii} = \frac{(\dot{\varepsilon}_{ii})_{\max} - (\dot{\varepsilon}_{ii})_{\min}}{(\dot{\varepsilon}_{ii})_{\text{cp}}}, \quad (4)$$

где $(\varepsilon_{ii})_{\max}, (\varepsilon_{ii})_{\min}, (\varepsilon)_{\text{cp}}, (\dot{\varepsilon}_{ii})_{\max}, (\dot{\varepsilon}_{ii})_{\min}, (\dot{\varepsilon}_{ii})_{\text{cp}}$ - максимальные, минимальные и среднее значения деформаций и скоростей деформаций по трем направлениям.

Потребная внешняя нагрузка находится путем решения обратной задачи пластического деформирования. Т.е. в результате расчета идеального процесса формоизменения необходимо получить распределение $P(x_i)$, характеризующее распределение потребного силового параметра. Возникает необходимость минимизации функционала на семействе кривых $F = F[P(x_i, t)]$, где t - время процесса деформирования. Направление поиска осуществляется градиентным методом по $P(x_i, t)$. Производные $F(P(x_i, t))$ по $P(x_i, t)$ определяется численно при многократном просчете задачи деформирования.

Расчет оптимальной внешней нагрузки производится в следующем порядке. На первом этапе задаем поле силового воздействия на заготовку. Силовое воздействие принимаем исходя из имеющегося на предприятии оборудования и штампового оснащения. При использовании численного метода расчета, например, метода конечных разностей начальное силовое воздействие, приложенное к заготовке записывается в виде:

$$P_o = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N \sum_{i=1}^K P_{mni}, \quad (5)$$

где P_{mni} - приведенная к узлу mni сетки срединной поверхности заготовки внешняя сила.

Прикладывая начальное силовое воздействие P_o к деформируемой заготовке, определяем ее деформируемое состояние до момента оформления заданной конфигурации по методу конечных разностей. Располагая полем деформаций и скоростей деформаций определяем значение целевых функций. Теперь задача определения оптимального внешнего нагружения сводится к нахождению минимума функционала (5) и минимума целевой функции. На последующих этапах расчета вместо минимума целевой функции можно использовать квадратичный функционал Гаусса, представляющий собой выражение вида

$$\varepsilon(P_k) = \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M (\varepsilon_{imn}^n - \varepsilon_{imn}^p)^2, \quad (6)$$

где $\varepsilon_{imn}^n, \varepsilon_{imn}^p$ - интенсивность деформаций для идеального и располагаемого процессов пластического деформирования.

При минимизации функционалов используем метод вторых производных (метод Ньютона) [3].

Значительно сократить количество вариантов расчета процесса деформирования можно существенно снизить, если выразить поле деформаций через параметр, связанный с внешней нагрузкой.

Практически реализовать идеальный процесс пластического деформирования возможно при нагружении очага деформаций некоторыми дополнительными видами внешних нагрузок (нормальных и касательных). Это достигается либо при штамповке с нагревом так называемая «температурная интенсификация», либо при совмещенных процессах («силовая интенсификация»). Менее эффективно для этих целей использовать оптимизацию формы заготовки и инструмента, улучшение смазочных материалов, оптимизация передаточной среды, штамповка с использованием ультразвуковых колебаний.

Например, при глубокой вытяжке с дифференцированным нагревом интенсивность скоростей деформаций определяется из выражения

$$\dot{\varepsilon}_i(\rho) = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{v_n r_d}{\rho^2}, \quad (7)$$

где ρ - радиус текущего участка фланца заготовки;

v_n - скорость вытяжки;

r_d - радиус детали.

Однородное поле скоростей деформации, обеспечивается в том случае, когда скорость пуансона квадратично зависит от текущего радиуса, т.е. $v_n = A\rho^2$.

Интенсивность деформаций [4] можно представить в виде

$$\dot{\varepsilon}_i(\rho) = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(1 - \sqrt{\frac{\lambda^2}{r_d^2 - R_n^2 + \lambda^2}} \right), \quad (8)$$

где

$$\lambda = r_d \left[\exp \left(\frac{T_{вн} - T_o}{T_p - T_o} \right) \right] \left[\frac{\varepsilon_i(r_d)}{\varepsilon_i(\rho)} \right]^n \left[\frac{\dot{\varepsilon}_i(r_d)}{\dot{\varepsilon}_i(\rho)} \right]^m,$$

где R_n - радиус наружного края фланца;

$T_{вн}, T_o, T_p$ - температуры наружного, внутреннего края фланца и текущая.

Там же, приведены зависимости, позволяющие определить распределение температур, обеспечивающие однородность деформаций.

Таким образом, разработан метод расчета параметров внешнего нагружения, обеспечивающий идеальное протекание процесса пластического деформирования. Установлено, что в этом случае в качестве критерия оптимизации параметров нагружения необходимо использовать условия, обеспечивающие однородность поля деформации и скоростей деформаций. Наиболее рационально реализовать идеальный процесс пластического деформирования, используя «температурную и силовую интенсификацию процессов».

Список литературы: 1. Ершов В.И. Совершенствование формоизменяющих операций листовой штамповки/В.И.Ершов, В.И.Глазков, М.Ф.Каширин. – М.: Машиностроение, 1990. – 312 с. 2. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением/В.А.Огородников. – К.: Вища школа, 1983. – 175 с. 3. Химмельблау Д. Прикладное нелинейное программирование/Д.Химмельблау – М.: Мир, 1975. – 534 с. 4. Стеблюк В.И. Определение оптимального температурного поля при глубокой вытяжке с дифференцированным нагревом / В.И.Стеблюк, А.Г.Некрасов, И.Л.Семеренко – Кузнечно-штамповочное производство. № 11, 1989. – с. 32-34.

УДК 621.762

РЯБИЧЕВА Л.А., докт. техн. наук, проф., зав. кафедрой материаловедения Восточноукраинского национального университета им. В. Даля, г. Луганск

ЛЮБЧИЧ К.В. аспирант, Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля, г. Луганск

АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ РАДИАЛЬНО-ПРЯМОМ ВЫДАВЛИВАНИИ ПОРОШКОВЫХ ЗАГОТОВОК

Рассмотрено напряженно-деформированное состояние при радиально-прямом выдавливании порошковой пористой заготовки при различном противодействии. Получено уменьшение неравномерности деформаций и увеличение плотности с ростом противодействия.

Ключевые слова: выдавливание, напряжение, деформация, плотность.

Розглянуто напружено-деформований стан при радіально-прямому видавлюванню порошкової пористої заготовки при різному протитиску. Отримано зменшення нерівномірності деформацій і збільшення щільності з ростом протитиску.

Ключові слова: видавлювання, напруження, деформація, щільність.

A stress-strain state at radial-direct extrusion of powder porous billet at different back pressure has been observed. The reduction of non-uniformity of deformations and density increasing have obtained while growth of back pressure.

Keywords: extrusion, stress, strain, density.

В технологиях изготовления деталей тел вращения с отверстиями и глухими полостями из порошковых материалов методами обработки давлением широко используются различные виды выдавливания. Согласно рекомендациям Головина В.А. [1], полые детали с дном обычно получают обратным выдавливанием, которое характеризуется высокими давлениями и сложными условиями работы пуансона. Исследование обратного выдавливания полых деталей довольно глубоко представлено в работах И.О. Сивака [2], О.В. Романа [3], в которых подробно рассмотрена эволюция очага деформации при различных условиях нагружения и решен вопрос по использованному ресурсу пластичности. В.А. Головин не отрицает возможности изготовления полых деталей прямым выдавливанием. При этом уменьшается давление на пуансон за счет уменьшения реактивных сил трения. При выдавливании полых деталей из пористых заготовок, когда деформированию предшествует стадия уплотнения, целесообразным является применение прямого выдавливания. В.А. Евстратов [4] отмечает, что при выдавливании гладких стаканов существуют ограничения на минимальную толщину стенки и на максимальную глубину выдавливаемой полости.

Целью работы является экспериментальное исследование напряженно-деформированного состояния при радиально-прямом выдавливании порошковых пористых заготовок с различной глубиной полости с использованием противодействия.

При выдавливании полых деталей с различной толщиной стенки на течение металла и качество оказывает влияние соотношение размеров: глубины полости h и толщины стенки b , а также соотношение глубины полости h и радиуса изделия $0,5D$. В данной работе рассматривается выдавливание изделий с соотношением $h/0,5D < 1,5$ и $h/b < 3,1$.

Образцы для исследования изготавливали из медного порошка марки ПМС-1 ГОСТ 4960-75 по следующей технологии: прессование на гидравлическом прессе модели ПД-476 усилием 1000 кН цилиндрических заготовок пористостью 20%; спекание по ступенчатому режиму в шахтной лабораторной печи в среде синтез-газа; радиально-прямое выдавливание по схеме, показанной на рис. 1. Исходную прессовку 3 устанавливали в матрицу 1 на подвижный пуансон 5 с противодействием, создаваемым подвижным упором 6. Верхним пуансоном 2 выдавливали образец 5. Диаметр матрицы – 32,0 мм, диаметр контрпуансона для выдавливания полости – 18,0 мм.

Для исследования кинематики процесса радиально-прямого выдавливания на меридиональное сечение одной из половинок исходной прессовки наносили координатную сетку шагом 2 мм с помощью координатно-расточного станка. Элементы продеформированной сетки измеряли на инструментальном микроскопе. Поле деформаций рассчитывали по методике И.П. Рене [5]. Плотность исследовали методом гидростатического взвешивания по ГОСТ 25281-82. Для выполнения расчетов использован стандартный программный пакет «Matchematica 5.0».

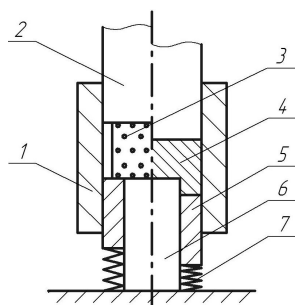


Рис. 1. Схема радиально-прямого выдавливания

Выполнен анализ относительной плотности образцов в зависимости от отношения $h/0,5D$ (рис. 2). С ростом отношения $h/0,5D$ относительная плотность ρ растет при выдавливании с любой величиной противодействия до беспористого состояния. Однако при противодействии 95 МПа она значительно больше, и относительная плотность равная 1 достигается при отношении $h/0,5D=0,56$. Кроме того, визуально установлено, что при противодействии 50 МПа на торцевой части образца наблюдается утяжина, а при противодействии 95 МПа и глубине полости 18,2 мм образцы имеют правильную форму и дефектов не обнаружено.

На рис. 3 показаны искаженные координатные сетки образцов, деформированных на различную глубину полости при противодействии 95 МПа.

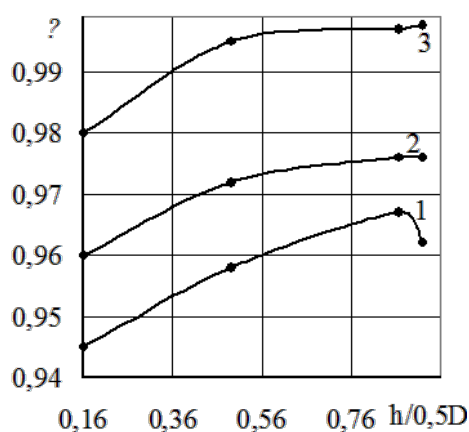
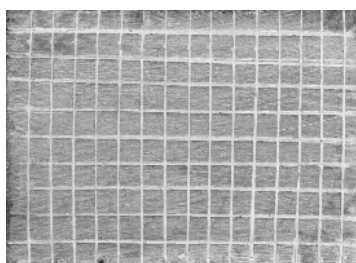
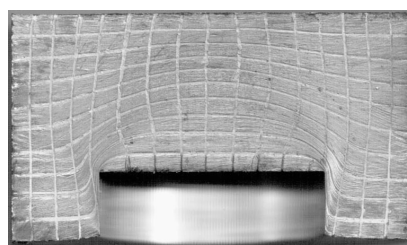


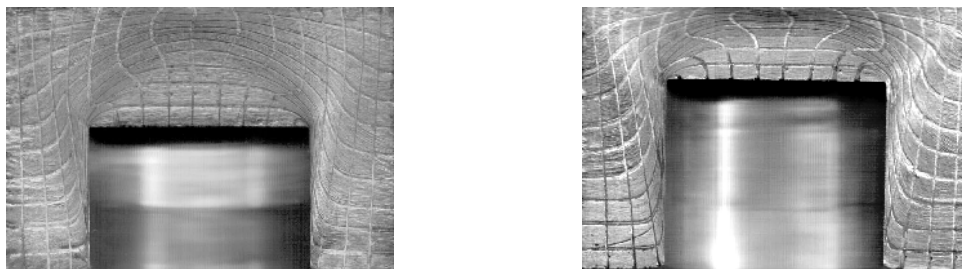
Рис. 2. Изменение плотности образцов в зависимости от величины противодействия: 1 – без противодействия; 2 – с противодействием 50 МПа; 3 – с противодействием 95 МПа



а



б



в

г

Рис. 3. Эволюция очага деформации при различной относительной глубине полости: а – после осадки; б – $h/0,5D=0,35$; в – $h/0,5D=0,87$; г – $h/0,5D=1,225$

На первом этапе происходит осадка, радиальное течение металла и заполнение полости матрицы. При этом плотность быстро растет. На втором этапе осуществляется процесс выдавливания полости. Образец на рис.3,а получен закрытой осадкой со степенью структурной деформации равной 20%. Уплотнение материала при закрытой осадке позволило уменьшить пористость с 20 до 6%.

При относительной глубине полости $h/0,5D = 0,35$ можно четко различить начало образования очага деформации под верхним пуансоном и распространение его на углы закругления контрпуансона (рис. 3,б). С увеличением глубины полости до $h/0,5D=0,87$ (рис. 3,в) и $h/0,5D=1,225$ (рис. 3,г) наблюдается сжатие ячеек координатной сетки в осевом направлении и растяжении в радиальном. Очаг деформации смещается к верхнему пуансону.

Эволюция очага деформации при различной глубине полости также подтверждается анализом интенсивности деформаций (рис. 4). С ростом глубины полости наблюдается рост компонент деформации и уменьшается неравномерность. При удалении от оси симметрии характер распределения компонент деформаций в очаге меняется. В месте закругления пуансона величина компонент деформации значительна, но по мере удаления к стенке она снижается. Изменение компонент деформации вдоль радиальной линии, проходящей через очаг деформации, показывает, что при удалении от оси симметрии характер деформации становится более равномерным с максимумом вблизи оси образца. С увеличением глубины полости образца в месте перехода от донной части к кольцевой наблюдается рост компонент деформации, причем градиент изменения компоненты деформаций в этом месте больше, чем под верхним пуансоном. Рост компонент деформаций в дальнейшем приводит к увеличению градиента напряжений и разрушению образца.

При противодавлении 50 МПа по сечению образца видна резкая неравномерность деформированного состояния. Наибольшая интенсивность деформации получена в очаге деформации под верхним пуансоном и на углах закругления нижнего контрпуансона. На торце образца в местах образования утяжин интенсивность деформации изменяется в пределах 0,76-1,00.

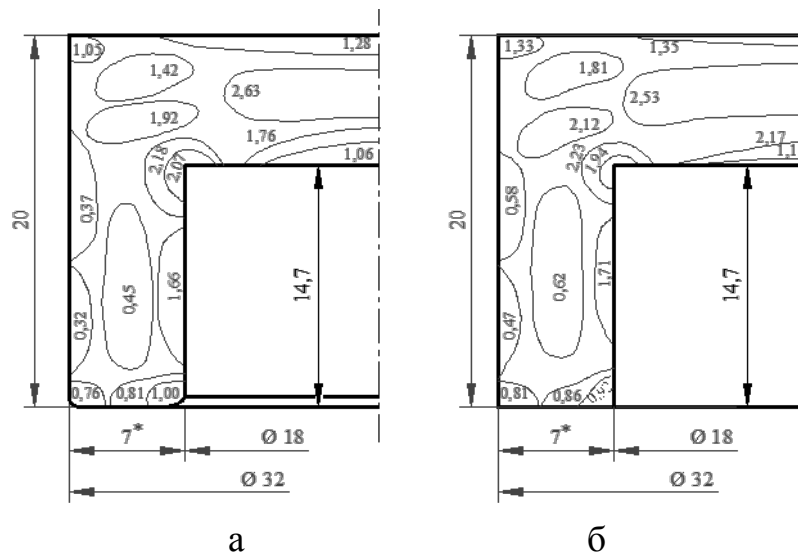


Рис. 4. Интенсивность деформаций при выдавливании: а – с противодействием 50 МПа; б – с противодействием 95 МПа

Рост противодействия до 95 МПа обеспечило понижение неравномерности деформаций и получение качественного образца. Интенсивность деформации в очаге под пуансоном несколько снизилась, а на торцах и в кольцевой части образца увеличилась.

По искаженной координатной сетки определяли скорости изменения высоты и радиуса образца (скорости течения) - \dot{h} , \dot{a} . В силу предположения об однородности напряженного состояния имеет место поле скоростей [6]:

$$\begin{aligned} V_z &= \frac{\dot{h}}{h} z, \\ V_r &= \frac{\dot{a}}{a} r. \end{aligned} \quad (1)$$

Скорости деформаций при осесимметричном напряженном состоянии определяли по соотношениям:

$$e_z = \frac{\partial V_z}{\partial z}, e_r = \frac{\partial V_r}{\partial r}, e_\varphi = \frac{\partial V_\varphi}{\partial \varphi}. \quad (2)$$

Интенсивность скоростей деформации рассчитывали по формуле:

$$\gamma = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{(e_z - e_r)^2 + (e_z - e_\varphi)^2 + (e_\varphi - e_r)^2}. \quad (3)$$

На рис. 5 показаны изолинии распределения интенсивностей скоростей деформаций, рассчитанных по формуле (3).

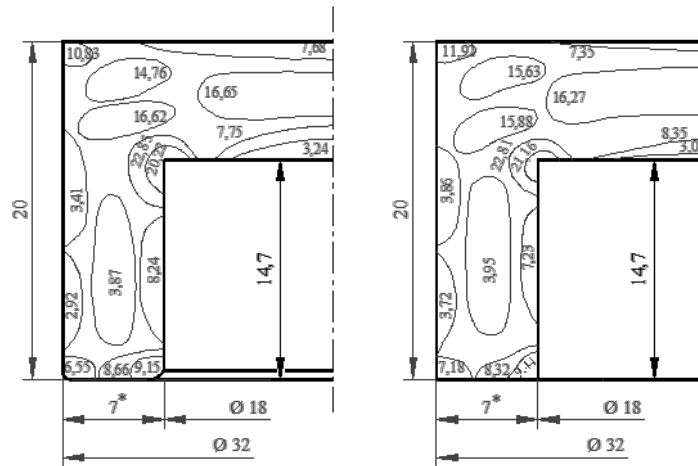


Рис. 5. Интенсивность скоростей деформаций при выдавливании: а – с противодавлением 50 МПа; б – с противодавлением 95 МПа

В основе определения компонент тензора напряжений лежит соотношение между напряжениями и скоростями деформаций при пластическом деформировании пористого образца. Оно имеет вид [6]:

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma}{W} \left(\left(\varphi - \frac{1}{3} \psi \right) e \delta_{ij} + \varphi e_{ij} \right), \quad (4)$$

где σ_{ij} - компоненты тензора напряжений;

σ - эквивалентное напряжение;

e_{ij} - компоненты тензора скоростей деформаций;

φ, ψ - функции пористости;

W - эквивалентная скорость деформаций;

e - первый инвариант тензора скоростей деформаций:

$$e = e_z + e_r + e_\varphi. \quad (5)$$

Функции пористости определяются из выражений [7]:

$$\varphi = \frac{(1 - k_2 \theta)^2}{1 - \left(1 + \frac{1}{3} k_1\right) \theta} (1 - \theta),$$

$$\psi = \frac{1 (1 - \theta) (1 - k_2 \theta)^2}{2 k_1 \theta},$$

где k_1, k_2 - коэффициенты, являющиеся мерой чувствительности пористых тел к скорости деформации.

Для медных порошковых материалов коэффициент $k_1 = 2,34$, коэффициент $k_2 = 0,07$ при пористости 5%.

Из закона сохранения массы следует, что

$$e = - \frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt}, \quad (6)$$

где $\frac{d\rho}{dt}$ - изменение плотности ρ во времени t .

Эквивалентная скорость деформаций находится из выражения:

$$W = \frac{l}{\sqrt{1-\theta}} \sqrt{\psi e^2 + \phi \gamma^2}. \quad (7)$$

Эквивалентное напряжение σ является функцией эквивалентной скорости деформаций W и эквивалентной деформации ω . Эквивалентная деформация определяется из уравнения:

$$\frac{d\omega}{dt} = W. \quad (8)$$

Общий вид функции $\sigma = f(W, \omega)$ определяется исходя из поведения твердой фазы пористого тела. Для этого образец, полученный из материала основы (пористость отсутствует) подвергали одноосному сжатию. В ходе испытания определяли напряжение σ_z , скорость деформации $e_z = \dot{h}/h$ и степень деформации $\varepsilon_z = \ln(h_0/h)$, где h - текущая высота, а h_0 - начальная высота образца. В результате математической обработки результатов испытаний получили зависимость $\sigma_z = f(\varepsilon_z)$.

Учитывая, что при одноосном сжатии беспористого образца

$$\sigma_z = \sqrt{\frac{3}{2}}\sigma, \quad e_z = \sqrt{\frac{3}{2}}\dot{\sigma}, \quad \varepsilon_z = \sqrt{\frac{3}{2}}W, \quad (9)$$

искомую зависимость можно представить в виде

$$\sigma = \sqrt{\frac{2}{3}}F\left(\sqrt{\frac{3}{2}}W, \sqrt{\frac{3}{2}}\omega\right). \quad (10)$$

По полученным компонентам тензора напряжений определяли интенсивность напряжений по формуле:

$$\sigma_i = \frac{l}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}. \quad (11)$$

По экспериментально полученным компонентам тензора скоростей деформаций с использованием уравнений (4), (5), (11) построены поля распределения интенсивности напряжений:

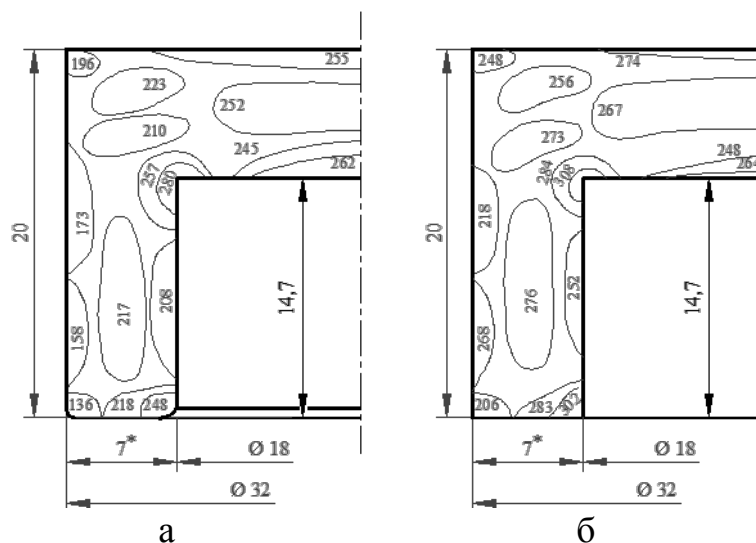


Рис. 6. Интенсивность напряжений при выдавливании:
а – с противодавлением 50 МПа; б – с противодавлением 95 МПа

Рост величины противодавления приводит к росту напряжений как в очаге деформации, так и вне его, однако неравномерность напряжений уменьшается. Полученные данные по распределению интенсивностей деформаций, скоростей деформаций и напряжений по сечению образца свидетельствуют о том, что противодавление 95 МПа обеспечивает получение качественного образца с наименьшей неравномерностью напряженно-деформированного состояния и с достаточной плотностью.

Список литературы: 1. Головин В.А. Технология холодной штамповки выдавливанием / В.А. Головин, А.М. Митькин, А.Г. Резников//М.: Машиностроение, 1970.–152 с. 2. Сивак І.О. Оцінка здеформованості заготовок в процесах холодного зворотнього видавлювання / І.О. Сивак, І.Ю. Кириця, Н.В. Нікітіна // Вісник Вінницького політехнічного інститут, 2007, №6. – С. 92-96. 3. Велюга Л.Д. Напряженно-деформированное состояние пористой заготовки при обратном выдавливании / Л.Д. Велюга, Е.А. Дорошкевич, Е.В. Звонарев, О.В. Роман // КШП, 1981, №1. – С. 7-10. 4. Евстратов В.А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов/В.А. Евстратов//Х.: Вища шк.Изд-во при Харьк.ун-те,1987.–144 с. 5. Рене И.П. Экспериментальные методы исследования пластического формоизменения в процессах обработки металлов давлением с помощью делительной сетки / И.П. Рене // Тула, ТПИ, 1970. – 146 с. 6. Штерн М.Б. Феноменологические теории прессования порошков / М.Б. Штерн, Г.Г. Сердюк, Л.А. Максименко // К.: Наук. Думка, 1982. – 140 с. 7. Orlova Yu., Ryabicheva L. Micromechanical and generalized Phenomenological Models of Strain-rate Sensitive Porous Bodies / Yu. Orlova, L. Ryabicheva // Proceedings of International Symposium on Sinergistic Effects on Materials and Processing (ISSEMP 2006), September 19, 2006, Kimamoto University, Kumamoto, Japan. – P. 33-38.

УДК 621.762.4

РЯБИЧЕВА Л.А., докт. техн. наук, проф., зав. кафедрой материаловедения Восточнoукраинского национального университета им. В. Даля, г. Луганск
СМОЛЯК В.В. аспирант, Восточнoукраинский национальный университет им. В. Даля, г. Луганск

ДЕФОРМАЦИОННОЕ ПОВЕДЕНИЕ ПОРОШКОВОЙ ПОРИСТОЙ ЗАГОТОВКИ ПРИ РКУ-ПРЕССОВАНИИ

Изучено деформированное состояние и изменение плотности порошковых пористых образцов с исходной пористостью 42% методом координатных сеток и микротвердости после РКУ-прессования. Получен беспористый материал после первого прохода. Показано распределение интенсивности сдвиговой деформации и микротвердости. Ключевые слова: равноканальное угловое прессование, интенсивность деформаций, плотность, микротвердость.

Вивчено деформований стан та зміна щільності порошкових пористих зразків з вихідною пористістю 42% методом координатних сіток та микротвердості після РКК-пресування. Отримано беспористий матеріал після першого проходу. Показано розподіл інтенсивності зсувної деформації і микротвердості.

Ключеві слова: рівноканальне кутове пресування, інтенсивність деформаций, щільність, микротвердість.

The strain state and density changing of powder porous samples with initial porosity of 42% have been investigated by coordinate grid method and microhardness after ECAE-pressing. The pore-free material has been obtained after first pass. The distribution of shear strain intensity and microhardness are presented.

Key words: equal-channel angular extrusion, strain intensity, density, microhardness.

Процесс равноканального углового прессования (РКУ-прессования) является одним из способов обработки металлов давлением (ОМД), при выполнении которого материал испытывает интенсивные пластические деформации [1]. В отличие от традиционных способов ОМД основной целью такой обработки является накопление деформации в материале без изменения его формы. Схема простого сдвига обеспечивает возможность многократного деформирования путем изменения направления действия касательных напряжений, за счет чего во всем объеме заготовки происходит равномерное измельчение структуры [2]. Несмотря на все свои преимущества, процесс РКУ-прессования до сих пор не реализован в промышленных масштабах, и его исследования носят сугубо лабораторный характер. При этом каждая установка для данного способа ОМД сама по себе уникальна. Подавляющее большинство исследований в этой области направлены на изучение структуры и свойств обрабатываемого материала. Результаты исследований механических аспектов этого процесса носят разрозненный характер. Малоизучен характер течения металла в канале, особенности напряженно-деформированного состояния (НДС) [3]. Решение таких вопросов позволит разработать требования к формообразующему инструменту и практически реализовать технологический процесс РКУ-прессования.

Целью данной работы является экспериментальное исследование деформированного состояния порошковых пористых образцов при РКУ-прессовании с помощью метода координатных сеток и микротвердости.

Заготовки для РКУ-прессования призматической формы сечением 15x15 мм, длиной 59 мм, исходной пористостью 40% изготавливали из стабилизированного медного порошка марки ПМС-1 ГОСТ 4960-75 двусторонним прессованием на гидравлическом прессе модели ПД-476 силой 1600 кН. Спекание осуществляли в среде синтез-газа по ступенчатому режиму. После спекания образцы имели пористость 42%. Для исследования деформированного состояния исходные прессовки разрезали и на продольном сечении наносили координатную сетку размером 3x3 мм на координатно-расточном станке.

Деформирование выполняли в специальной установке для РКУ-прессования (рис. 1). Матрица имеет четыре канала, пересекающихся под углом 90° , с одинаковыми размерами поперечных сечений, что обеспечивает непрерывное деформирование образцов без извлечения их из штампа. Матрица имеет внутренний радиус закругления 1,5 мм, внешний равен 0. В качестве смазки применяли дисульфид молибдена, который наносили на всю поверхность образца и матрицы. Деформирование осуществляли за два прохода. После первого прохода матрицу поворачивали на 90° и осуществляли повторное деформирование. Давление прессования на первом проходе составило 890 МПа, на втором – 1330 МПа, величина противодействия – 90 МПа и 150 МПа соответственно. Противодействие регулировали силой, создаваемой вдавливанием свинца через отверстие матрицы.

После деформирования сетку измеряли с помощью инструментального микроскопа. Поле деформаций рассчитывали по методике И.П. Рене [4]. Величину напряжений оценивали по изменению микротвердости по продольному сечению образца на микротвердомере ПМТ-3. Плотность исследовали методом гидростатического взвешивания по ГОСТ 25281-82. Для выполнения расчетов использован стандартный программный пакет «Mathematica 5.0».

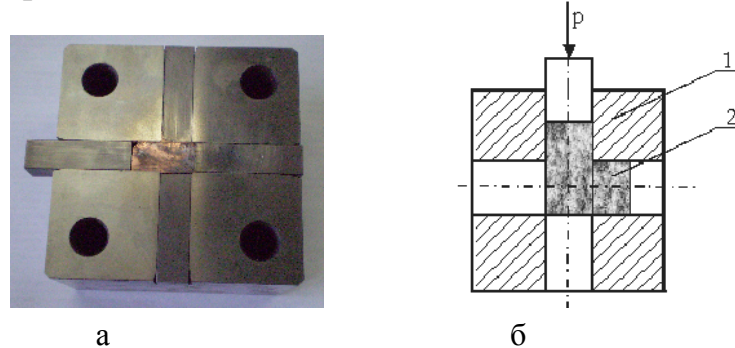


Рис. 1. Установка для РКУ-прессования: фото матрицы – а; эскиз штампа – б: 1 – матрица; 2 – образец

Распределение плотности по длине образца после первого прохода более неравномерно, чем после двух проходов (рис. 2). В первой зоне, находящейся в горизонтальном канале матрицы, со стороны противодействия, образец доуплотнился в меньшей степени. После первого прохода плотность составила 8,53 г/см³ и после второго прохода 8,72 г/см³. Во второй зоне, в очаге деформации, получена наиболее высокая плотность равная после первого прохода 8,82 г/см³ и после второго прохода 8,88 г/см³. В третьей зоне, находящейся под пуансоном, в вертикальном канале матрицы, плотность составила 8,77 г/см³ после первого и 8,85 г/см³ после второго проходов. Предварительное уплотнение на первом проходе и рост противодействия на втором обеспечило получение в двух зонах образца высокой плотности при плотности компактной меди 8,89 г/см³.

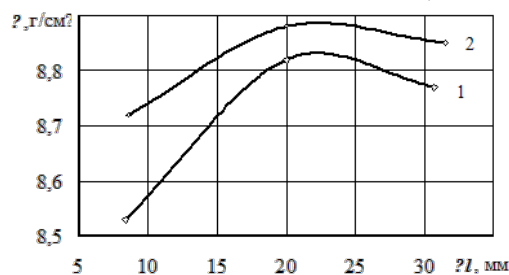


Рис. 2. Распределение плотности по длине образца после первого (1) и второго (2) проходов

Математическая обработка сетки, искаженной деформацией, позволила проанализировать течение материала и оценить очаг пластической деформации (рис. 3). По компонентам тензора деформации рассчитывали интенсивность сдвиговой деформации по формуле:

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + 6(\gamma_{xy} + \gamma_{yz} + \gamma_{zx})},$$

где $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ - линейные деформации;

$\gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}$ - сдвиговые деформации.

По полученным данным строили распределение интенсивности деформаций по продольному сечению образцов (рис. 4).

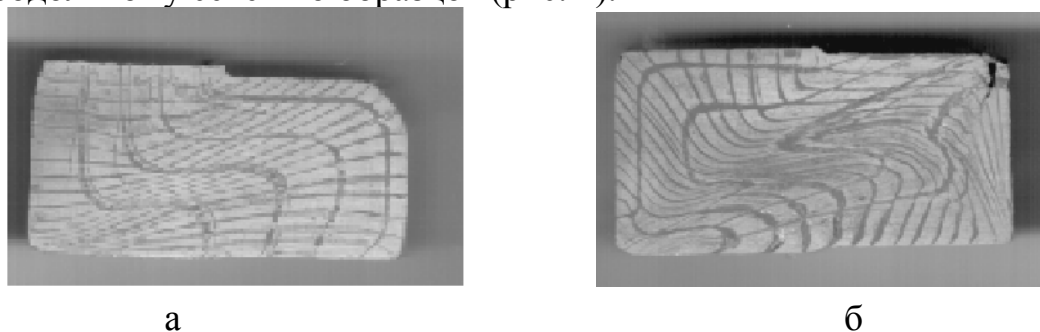


Рис. 3. Вид координатной сетки на образцах: а – после первого прохода; б – после второго прохода

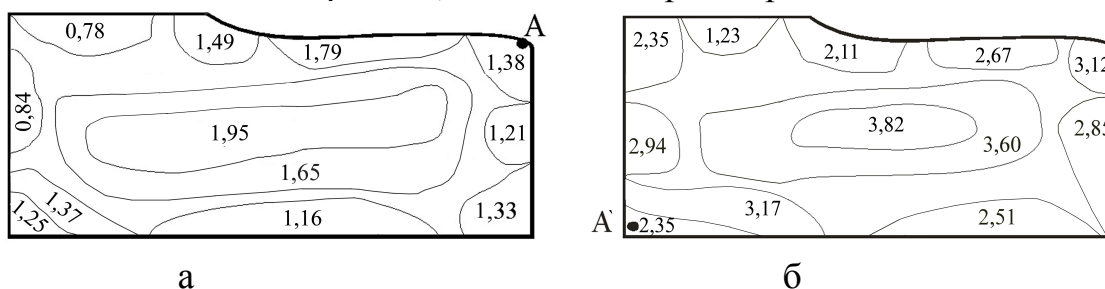


Рис. 4. Распределение интенсивности сдвиговой деформации: а – после первого прохода; б – после второго прохода

Величина накопленной деформации, рассчитанная по методике [1], составила на первом проходе 1,73, на втором – 3,46.

В процессе деформирования координатная сетка меняет размеры и форму ячеек. На установившейся стадии течения после первого прохода очаг деформации заполнен и сформирован передний конец образца при противодействии 90 МПа (рис. 4,а). Деформированное состояние срединной части образца соответствует простому сдвигу – исходные квадратные элементы превратились в параллелограммы. Элементы координатной сетки,двигающиеся вдоль стенок канала, испытывают действие сил трения и деформируются не только сдвигом, но и за счет удлинения и укорочения. Вдоль наружной стенки канала обнаруживается немонотонность деформирования: в вертикальной канале происходит деформация сжатием, в горизонтальном – растяжением. Вдоль внутренней стенки эта немонотонность выражена в меньшей степени. На внутреннем радиусе слои металла движутся с большей скоростью, на внешнем угле пересечения вертикального и горизонтального каналов скорость движения металла замедляется. Это объясняется существенной разницей в расстояниях, которые надо пройти слоям металла, что приводит к искажению поля деформаций и интенсивность сдвиговой деформации не является равномерной. В условия противодействия равного 90 МПа происходит заполнение угла горизонтального канала. На образце наблюдается утяжина, возникающая вследствие роста интенсивности сдвиговой деформации. Средний уровень интенсивности сдвиговых деформаций на участках, удаленных от поверхности канала, соответствует данным, полученным В.М. Сегалом методом ли-

ний скольжения [1]. Очевидно, равномерность поля деформаций будет зависеть от протяженности горизонтального участка.

После второго прохода с противодавлением 150 МПа наблюдается рост интенсивности сдвиговой деформации во всех зонах образца (рис. 4,б). Для очага деформации характерно образование вихревого поля смещений элементов сетки, что свидетельствует об интенсивном образовании высокоугловых границ в процессе пластической деформации [5].

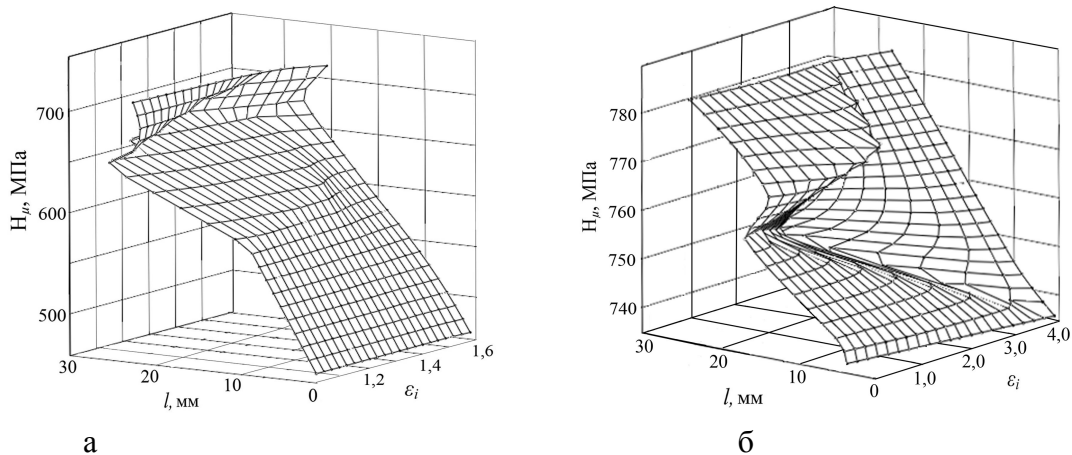


Рис. 5. Изменение микротвердости после первого прохода – а, после второго прохода – б

Для оценки упрочнения материала измеряли микротвердость, количество измерений на одну точку составляло 16. Нагрузка составляла 25 г, погрешность измерений 8-10%. Наблюдается немонотонное изменение микротвердости по сечению образца. В очаге деформации, как после первого, так и после второго проходов получена максимальная микротвердость. Таким образом, экспериментально рассмотрена установившаяся стадия порошкового пористого материала при одном и двух проходах РКУ-прессования. На основе полученных полей интенсивности сдвиговой деформации и микротвердости исследован характер формоизменения. С помощью РКУ-прессования получен компактный материал из образца с исходной пористостью 42%.

Список литературы: 1. Сегал В.М. Процессы пластического структурообразования металлов / В.М.Сегал, В.И.Резников, В.И.Копылов // Минск:Наука и техника, 1994. –232 с. 2. Валиев Р.З. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией / Р.З. Валиев, И.В. Александров // М.: Логос, 2000. – 272 с. 3. Периг А.В. Численное математическое моделирование основных показателей качества при равноканальном угловом прессовании на основе решения уравнения переноса вихря / А.В. Периг, Н.Н. Голоденко, А.М. Лаптев [и др.] // Обработка материалов давлением, 2010, №1 (22). – С . 70-76. 4. Рене И.П. Экспериментальные методы исследования пластического формоизменения в процессах обработки металлов давлением с помощью делительной сетки / И.П. Рене // Тула, ТПИ, 1970. – 146 с. 5. Бейгельзимер Я.Е. Некоторые соображения по поводу больших пластических деформаций, основанные на их аналогии с турбулентностью / Я.Е. Бейгельзимер // Физика и техника высоких давлений, 2008, Т.18, №4 – с. 77-87.

УДК 621.777.4

АЛИЕВА Л.И., канд. техн. наук, ст. препод., ДГМА, г. Краматорск

МАРТЫНОВ С.В., ассистент, ДГМА, г. Краматорск
ГРУДКИНА Н.С., ассистент, ДГМА, г. Краматорск

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ПРИ ХОЛОДНОМ ВЫДАВЛИВАНИИ ВТУЛОК С ФЛАНЦЕМ

За допомогою експериментально-аналітичного методу координатних ділительних сіток визначені компоненти тензора деформацій і напружень, компоненти девіатора напружень і гідростатичний тиск при вісесиметричному видавлюванні внутрішнього фланця із трубної заготовки.

With the help of experimental and analytical method of dividing the coordinate grid defined by the components of the stress and strain, the components of deviatoric stress and hydrostatic pressure for axisymmetric extrusion of the inner flange of the tube work piece.

С помощью экспериментально-аналитического метода координатных делительных сеток определены компоненты тензора деформаций и напряжений, компоненты девиатора напряжений и гидростатическое давление при осесимметричном выдавливании внутреннего фланца из трубной заготовки.

Точная холодная объемная штамповка (ТХОШ) позволяет получать заготовки и детали взамен обработки резанием, литья и горячей штамповки. При этом достигается значительная экономия металла (в некоторых случаях коэффициент использования металла достигает 98 %), повышается статическая и динамическая прочность, волокно направлено вдоль контура детали и отсутствуют его подрезы. При ТХОШ возникает деформационное упрочнение. Знание распределения деформаций и напряжений позволяет оценивать неоднородность распределения механических свойств заготовки по сечению, определять ресурс пластичности металла, устанавливать картину течения и на основании этого и рационально проектировать геометрию инструмента.

В нефтегазовом, аэрокосмическом, автомобильном машиностроении получили применения детали типа втулок с внутренним фланцем. Основные способы получения подобных втулок методами точной холодной объемной штамповки - это прямое и обратное выдавливание с просечной перемычки, торцовая раскатка, высадка и радиальное выдавливание трубчатой заготовки. При прямом и обратном выдавливании критическая высота перемычки (до просечки) должна быть равна толщине стенки детали [1], что ограничивает номенклатуру штампуемых изделий и увеличивает технологические припуски под механообработку. Процесс торцовой раскатки требует специализированного оборудования [2] и менее производителен по сравнению с процессами штамповки. При высадке трубы внутренний диаметр высаженного фланца ограничивается критической высотой, высаживаемого участка трубчатой заготовки [1]. Исследование процесса радиального выдавливания внутренних фланцев представляет собой актуальную задачу ввиду слабой изученности способа и отсутствия технологических рекомендаций по проектированию техпроцесса.

Цель данного исследования – определение напряженно-деформированного состояния в очаге деформации при центростремительном выдавливании фланца из трубчатой заготовки.

Для определения деформированного состояния в данной работе использован экспериментально-аналитический метод координатных делительных сеток, который позволяет качественно и количественно оценить распределение деформаций и напряжений в объеме заготовки [3, 4]. Заготовка имела следующие размеры: внутренний и наружный диаметр 28,2x36 мм, высота 21,3 мм. Радиус закругления переходной кромки оправки 1,8 мм, высота зазора между верхней и нижней втулкой разборной оправки 3,2 мм (высота фланца). Сетка была нанесена строганием и имела базу 2 мм. Образцы при деформации не спаивались, так как раскрытие полувтулок при центростремительном выдавливании не происходит. Экспериментальная оснастка состояла из контейнера 1 (рис.1, а), противоуансона 2, подкладного кольца 3, разборной оправки 4, матрицы 5, пуансона 6, подкладной плиты 7. Деформирование происходило на испытательной машине МС-500. После каждого этапа деформации заготовки измерялись и сканировались. Координаты узлов пересечения делительной сетки измерялись с помощью программы Grafula 3. Далее по методике И.П. Ренне [3] в пакете MathCAD рассчитывались компоненты тензора деформаций и интенсивность деформаций.

Решение краевых задач по определению напряженного состояния предполагает монотонность функции. Если деформация немонотонна, а в данном случае можно говорить что она квазимоноотонна только в зоне над нижним торцом фланца, то это приводит к погрешностям расчета. В качестве граничного условия принимаем значение радиального напряжения равное нулю $\sigma_r = 0$ на свободной от нагрузок внутренней поверхности фланца. Направление расчета (см. табл.1 по σ_r) слева направо по горизонтальному ряду ячеек. Переход на ряд выше происходит по предпоследней, третьей, ячейке ряда. Крайние значения напряжений первого ряда не рассчитаны, так как при расчете, по правилу трапеций, требуются контурные значения девиатора сдвиговых напряжений. Попытка получения последних экстраполяцией полиномом n-ой степени не дала положительных результатов ввиду не монотонности функции. В результате расчета в пакете MathCad получали матрицы значений напряжений, контурные графики распределения компонент напряжений в цвете, а также график, имитирующий координатную сетку. Далее график с координатной сеткой накладывался на графики распределения деформаций и напряжений, экстраполированные области обрезались в пакете CorelDRAW и записывали значения компонент НДС в ячейках.

При известном тензоре деформированного состояния, компоненты девиатора тензора напряженного состояния вычисляются по соотношениям деформационной теории пластичности упрочняющегося материала [5, 6]. Компоненты девиатора напряжений:

$$S_r = \sigma_r - \sigma_0 = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \cdot \varepsilon_r; \quad S_\theta = \sigma_\theta - \sigma_0 = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \cdot \varepsilon_\theta; \quad S_z = \sigma_z - \sigma_0 = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \cdot \varepsilon_z \quad (1)$$

При сложном нагружении девиатор касательных напряжений следует определять из соотношений теории течения:

$$S_{rz} = \frac{1}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \cdot \varepsilon_z \quad (2)$$

Для определения гидростатического давления интегрируем одно из уравнений равновесия для осесимметричной деформации. Согласно первому из этих уравнений:

$$(\sigma_r)_B = (\sigma_r)_A \pm \int_A^B \left[\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{S_r - S_\theta}{r} \right] dr. \quad (3)$$

По второму уравнению:

$$(\sigma_z)_D = (\sigma_z)_C \pm \int_C^D \left[\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} \right] dz. \quad (4)$$

Выполняя численное интегрирование по правилу трапеций для i, j ячейки выражения (3) и (4) можно записать в следующем виде:

$$(\sigma_r)_{i,j} = (\sigma_r)_{i,j+1} - \frac{(S_{\tau_{rz}})_{i+1,j} - (S_{\tau_{rz}})_{i-1,j}}{(b_z)_{i,j} + (b_z)_{i-1,j}} - (S_r)_{i,j} - (S_\theta)_{i,j} \cdot \ln \left(\frac{(r)_{i,j}}{(r)_{i,j+1}} \right); \quad (5)$$

$$(\sigma_z)_{i,j} = (\sigma_z)_{i-1,j} - \frac{(S_{\tau_{rz}})_{i,j-1} - (S_{\tau_{rz}})_{i,j+1}}{(a_r)_{i,j} + (a_r)_{i,j-1}} - \frac{(S_{\tau_{rz}})_{i,j}}{(r)_{i,j}} \cdot ((z)_{i,j} - (z)_{i-1,j}), \quad (6)$$

Или:

$$(\sigma_r)_{i,j} = (\sigma_r)_{i,j+1} - \left((S_{\tau_{rz}})_{i+1,j} - (S_{\tau_{rz}})_{i-1,j} + (S_{\tau_{rz}})_{i+1,j+1} - (S_{\tau_{rz}})_{i-1,j+1} \right) \cdot \frac{(r)_{i,j+1} - (r)_{i,j}}{4 \cdot ((z)_{i+1,j} - (z)_{i,j})} - \left((S_r)_{i,j} - (S_\theta)_{i,j} \right) \cdot \ln \left(\frac{(r)_{i,j}}{(r)_{i,j+1}} \right) \quad (7)$$

$$(\sigma_z)_{i,j} = (\sigma_z)_{i-1,j} - \left((S_{\tau_{rz}})_{i,j+1} - (S_{\tau_{rz}})_{i,j-1} + (S_{\tau_{rz}})_{i-1,j+1} - (S_{\tau_{rz}})_{i-1,j-1} \right) \cdot \frac{(z)_{i+1,j} - (z)_{i,j}}{4 \cdot ((r)_{i,j+1} - (r)_{i,j})} - \frac{(S_{\tau_{rz}})_{i,j}}{(r)_{i,j}} \cdot ((z)_{i,j} - (z)_{i-1,j}) \quad (8)$$

где a_r, b_z - проекции параметров ячейки на оси r и z , соответственно;

$r_{i,j}, z_{i,j}$ - координата i, j ячейки.

Определив одно из напряжений σ_r, σ_z , вычитаем из него соответствующую компоненту девиатора напряжений (1) и находим гидростатическое давление σ_0 . Прибавив его к остальным компонентам девиатора, находим соответствующие им напряжения.

Если пластическая зона имеет свободный от нагружения контур, то окружное напряжение у этого контура равно:

$$\sigma_\theta = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \cdot (\varepsilon_\theta - \varepsilon_n), \quad (9)$$

где ε_n - главная деформация в направлении нормали к контуру.

Следовательно, гидростатическое давление и остальные напряжения можно определить по формулам:

$$\sigma_0 = \sigma_\theta - S_\theta; \quad \sigma_r = \sigma_0 + S_r; \quad \sigma_z = \sigma_0 + S_z. \quad (10)$$

Эти напряжения могут быть использованы как граничные условия.

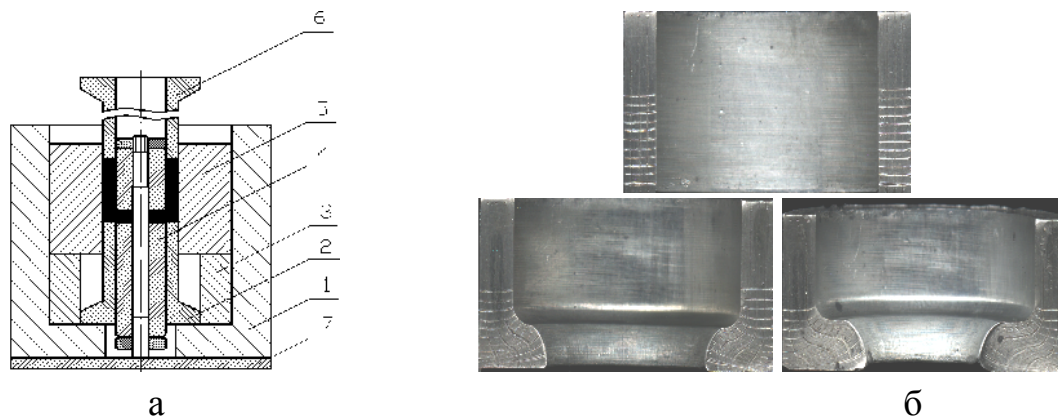


Рис.1 – Штамповая оснастка и картины поэтапного изменения делительной сетки

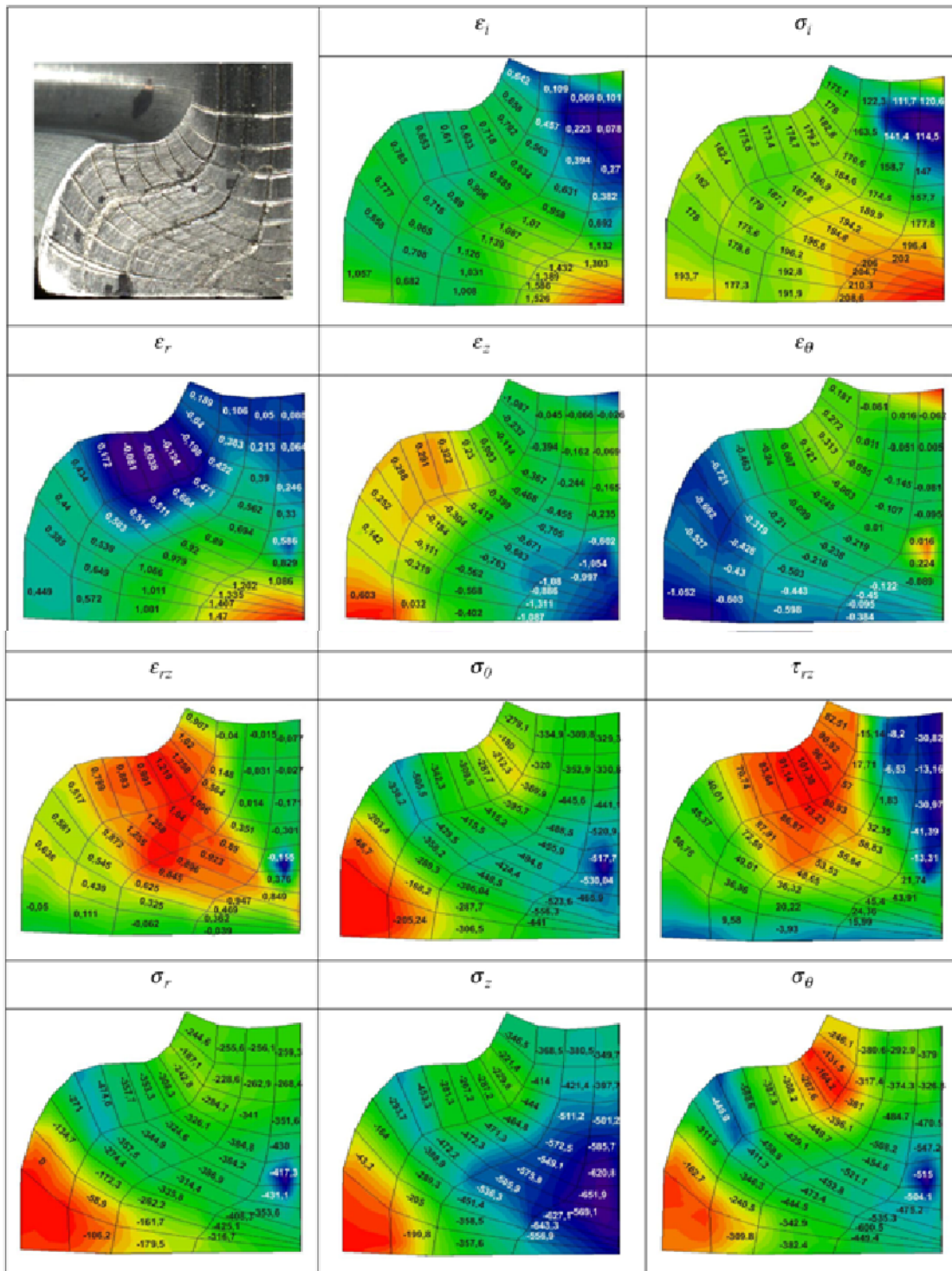
Таблица 1 - Результаты радиального выдавливания АД 31 радиус закругления оправки 1,8 мм, высота фланца 3,2 мм, заготовка 28,2x36мм

№	Высота, мм, радиус фланца R_k	Ход, мм	Усилие, кН
1	21,3 (начальное положение), $R_k=28,2 / 2$		
2	17,7, $R_k=19.4/2$	3,6	130
3	15,5, $R_k=14.2/2$	2,2	165

Наиболее деформированной областью заготовки является область в зоне нижнего торца фланца у наружной стенки (см. табл.2 по ε_i). Значения логарифмической деформации немонотонно убывают в направлении внутренней стенки фланца, причем такой характер соблюдается до середины высоты фланца, по наружной стенке, в направлении от нижнего торца фланца. Выше середины фланца характер изменения деформации меняется в виду того, что ячейки, примыкающие к наружной стенке, становятся менее проработанными, а ячейки, примыкающие к переходной кромке оправки, более прореформированы чем последние. Максимальные значения деформации по ε_r также находятся в зоне, примыкающей к нижнему торцу фланца.

Очаг деформации ограничивается параболической кривой, проходящей от верхней точки радиуса закругления переходной кромки оправки до середины высоты фланца у наружной стенки. Значения меняют свой знак в ячейках у переходной кромки, что свидетельствует о сжатии металла в зоне разворота металла у оправки. Значения деформации по ε_z имеют отрицательные значения, максимальные значения по модулю достигаются в зоне нижнего торца фланца у наружной стенки. Наличие положительных значений деформаций в ячейках, примыкающих к внутренней стенке фланца, объясняется несовершенством методики расчета в ячейках, которые подвергаются повороту, а также погрешностью расчета связанной с большой базой делительной сетки. Уменьшение размеров ячеек в этой зоне позволит повысить точность расчетов и нивелировать влияние поворота ячейки. Зона максимальных значений окружной деформации ε_θ сосредотачивается у внутренней стенки фланца. А зона максимальных сдвиговых деформаций ε_{rz} , описывается параболическими кривыми, отсекающих сектор от переходной кромки, прилегающей к оправке, до ячеек, сосредоточенных у наружной стенки в зоне нижнего торца фланца.

Таблица 2 – Напряженно-деформированное состояние в очаге деформации при радиальном выдавливании фланцев



Зависимость напряжения от деформации, полученная при испытании на осадку цилиндрического образца, описывается уравнением $\sigma_s = 191.55 \cdot \epsilon_i^{0.202}$. Картина распределения интенсивности напряжений аналогична распределению интенсивности деформации. Максимальные значения достигают 210,3 МПа, а минимальные 111,7 МПа. Гидростатическое давление имеет отрицательное значение во всех ячейках сечения, что говорит о благоприятной схеме напряженного состояния, способствующей увеличению пластичности материала. Максимальные сдвиговые напряжения σ_{rz} сосредотачиваются в зоне переходной кромки оправ-

ки, а максимальные радиальные напряжения у наружной стенки в зоне нижнего торца фланца. Зона максимальных высотных напряжений σ_z сосредотачивается, также, у наружной стенки и по высоте равна высоте фланца. Максимальные окружные напряжения σ_θ сосредотачиваются в зоне нижнего торца фланца и у наружной стенки заготовки.

ВЫВОДЫ

С помощью экспериментально-аналитического метода координатных делительных сеток определены компоненты тензора деформаций и напряжений, компоненты девиатора напряжений и гидростатическое давление при осесимметричном выдавливании внутреннего фланца из трубной заготовки. Анализ НДС показал, что картина распределения напряжений соответствует распределению деформаций. Наиболее проработанной является область в зоне нижнего торца фланца у наружной стенки фланца. Гидростатическое давление имеет отрицательное значение по всему очагу деформации, что способствует повышению пластичности и снижает вероятность разрушения металла.

Список литературы: 1. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке металлов давлением / Огородников В.А. Киев: Вища школа, 1983. 175 с. 2. Матвійчук В. А. Розробка процесів штампування порожнистих виробів методами видавлювання та обкочування / В. А. Матвійчук, В. М. Михалевич, В. О. Краєвський, Л. І. Алієва // Совершенствование процессов и оборудования обработки в металлургии и машиностроении.– Тем. сб. научн. тр., Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорськ. – 2003. С. 359-363. 3. Ренне И.П. Теоретические основы экспериментальных методов исследования деформаций методом сеток в процессах обработки металлов давлением / И. П. Ренне // - Тула: ТПИ, 1979. - 96 с. 4. Ренне И. П. Обобщение метода обработки результатов искажения делительной сетки, предложенного П. О. Пашковым, для исследования процессов сложного деформирования / И. П. Ренне // Исследования в области пластических деформаций и обработки металлов давлением Сб. Технология машиностроения. Вып. 1. Тула, Приокское изд-во, 1967. – 176 с. 5. Дель Г. Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твёрдости / Г. Д. Дель. – М.: Машиностроение, 1971. -200с. 6. Дель Г. Д. Технологическая механика / Г. Д. Дель. – М.: Машиностроение, 1978.– 176с

УДК 539.374.001.8.621.7 – 111

ЧИГИРИНСКИЙ В. В., докт. техн. наук, профессор, зав. каф. ОМД

ОБДУЛ В. Д., доц. к.т.н., каф. ОМД, ЗНТУ, г. Запорожье

ОБДУЛ Д. В., инженер каф. ОМД, ЗНТУ, г. Запорожье

ДИБРОВА Е. А., студент, каф. ОМД, ЗНТУ, г. Запорожье

РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ОСАДКИ ТЕЛ ВРАЩЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ПЛОСКОГО ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ

Показано аналитическое решение плоской осесимметричной задачи теории пластичности. Поля напряжений описываются гармоническими координатными функциями. Параметры решения подтверждаются тестовыми расчетами в рамках единой математической модели.

Ключевые слова: обобщенная модель, поля напряжений, гармоническая функция.

Показано аналітичне рішення плоскої осесиметричної задачі теорії пластичності. Поля напруги описуються гармонійними координатними функціями. Параметри рішення підтверджуються тестовими розрахунками в рамках єдиної математичної моделі.

Ключові слова: узагальнена модель, поля напруги, гармонійна функція.

The analytical decision of flat axisymmetrical task of theory of plasticity is rotined. The Fields of tensions are described harmonic co-ordinate functions. The parameters of decision are confirmed test calculations within the framework of single mathematical model.

Keywords: generalized model, fields of tensions, harmonic function.

1. Введение

Осесимметричная задача относится к объемным задачам теории пластичности. Это вносит достаточную неопределенность в постановку и ее решение аналитическими методами.

Во многих случаях решение может упрощено, если перейти к плоской задаче. В ряде работ [1]...[4] получены данные решения в замкнутом виде. Обоснование такой постановки для осесимметричного напряженно-деформированного состояния можно найти в работе [5].

2. Постановка задачи

Система уравнений теории пластичности для осесимметричного плоскодеформированного состояния [5].

уравнения равновесия

$$\frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial z} + \frac{\sigma_{\rho} - \sigma_{\theta}}{\rho} = 0; \quad \frac{\partial \tau_{z\rho}}{\partial \rho} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{z\rho}}{\rho} = 0; \quad (1)$$

условие пластичности для плоской задачи

$$(\sigma_{\rho} - \sigma_z)^2 + 4\tau_{z\rho}^2 = 4k^2; \quad (2)$$

уравнение связи

$$\frac{\sigma_{\rho} - \sigma_z}{2\tau_{z\rho}} = \frac{\xi_{\rho} - \xi_z}{\gamma_{z\rho}}; \quad (3)$$

условие несжимаемости

$$\dot{\xi}_{\rho} + \dot{\xi}_z = 0; \quad (4)$$

уравнение неразрывности скоростей деформаций для осесимметричной плоской задачи

$$\frac{\partial^2 \xi_{\rho}}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \xi_z}{\partial \rho^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{z\rho}}{\partial z \partial \rho}. \quad (5)$$

граничные условия принимаются в виде

$$\tau_n = -k \cdot \sin(A\Phi - 2\alpha). \quad (6)$$

где $\sigma_{\rho}, \sigma_z, \sigma_{\theta}$ - нормальные напряжения;

$\tau_{z\rho}$ - касательное напряжение;

k - сопротивление пластического сдвига;

ξ_{ρ}, ξ_z - линейные скорости деформаций;

$\dot{\gamma}_{z\rho}$ -сдвиговая скорость деформации;

A - постоянный коэффициент, характеризующий напряженное состояние;

Φ - неизвестная координатная функция z, ρ ;

α - текущий угол наклона контактной площадки.

Имеем шесть уравнений (1)...(5) и семь неизвестных: $\sigma_\rho, \sigma_z, \sigma_\theta, \tau_{\rho z}, \xi_\rho, \xi_z, \dot{\gamma}_{z\rho}$.
Выражение (6) позволяет связать неизвестные величины $\tau_{z\rho}$ и k , однако появляется неопределенная функция $A\Phi$.

Анализ показывает, что в постановке (1)...(6) задача может быть решена аналитически для напряженного и деформированного состояния.

3. Решение задачи

Принимается плоская задача, т.е. $\sigma_\theta = \frac{\sigma_\rho + \sigma_z}{2}$,

$$\text{тогда } \frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} = \frac{\sigma_\rho - \sigma_z}{2\rho}.$$

При плоском решении возможны варианты $\sigma_\rho = -\sigma_z$.

Уравнения равновесия принимают вид

$$\frac{\partial(\rho\sigma_\rho)}{\partial\rho} + \frac{\partial(\rho\tau_{\rho z})}{\partial z} = 0; \quad \frac{\partial(\rho\tau_{z\rho})}{\partial\rho} + \frac{\partial(\rho\sigma_z)}{\partial z} = 0. \quad (7)$$

Дифференцируя (7) и вычисляя, получим обобщенное уравнение равновесия

$$\frac{\partial^2(\rho\tau_{z\rho})}{\partial\rho^2} - \frac{\partial^2(\rho\tau_{\rho z})}{\partial z^2} = \pm 2 \frac{\partial^2}{\partial z \partial \rho} k \cdot \rho \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_{\rho z}}{k}\right)^2}. \quad (8)$$

Неизвестной функцией (8) является касательное напряжение $\tau_{\rho z}$.

В системе (1)...(6) последние уравнения не используются, а принимаются для общей осадки возможностей плоского осесимметричного решения.

Для удовлетворения граничных условий (6) в напряжениях необходимо принять

$$\tau_{\rho z} = k \cdot \sin A\Phi. \quad (9)$$

Замена (9) позволяет линеаризировать (8) относительно k . Аналитическое решение (8) в дальнейшем имеет место, если используем фундаментальную подстановку

$$k = C_\sigma \cdot \exp \theta, \quad (10)$$

где C_σ - постоянная, характеризующая напряженное состояние среды;

θ - неизвестная координатная функция ρ, z .

Подставляя (9) и (10) в (8) получим после преобразований

$$\left[2\theta_\rho + \rho \cdot \theta_{\rho\rho} + \rho(\theta_\rho + A\Phi_z)^2 - \rho \cdot \theta_{zz} - \rho(\theta_z - A\Phi_\rho)^2 + 2A\Phi_z + 2\rho \cdot A\Phi_{\rho z} \right] \cdot \sin A\Phi + \\ \left[2\rho\theta_\rho(A\Phi_\rho - \theta_z) - 2\rho \cdot A\Phi_z(\theta_z - A\Phi_\rho) + 2(A\Phi_\rho - \theta_z) + \rho(A\Phi_{\rho\rho} - A\Phi_{zz}) - 2\rho\theta_{\rho z} \right] \cdot \cos A\Phi = 0 \quad (11)$$

где $\theta_\rho, \theta_z, A\Phi_\rho, A\Phi_z$ - частные производные от функций θ и $A\Phi$ по координатам ρ и z .

Примечательным является тот факт, что в операторах при тригонометрических функциях появились одинаковые скобки, равенство нулю которых значительно упрощает уравнение (11), т. е. $\theta_\rho + A\Phi_z = 0; \theta_z - A\Phi_\rho = 0$.

$$\text{отсюда} \quad \theta_\rho = -A\Phi_z; \theta_z = A\Phi_\rho. \quad (12)$$

тогда

$$[\rho\theta_{\rho\rho} - \rho \cdot \theta_{zz} + 2(\theta_\rho + A\Phi_z) + 2\rho A\Phi_{\rho z}] \cdot \sin A\Phi + [\rho(A\Phi_{\rho\rho} - A\Phi_{zz}) - 2\rho\theta_{\rho z}] \cos A\Phi = 0. \quad (13)$$

Соотношения (12)- это соотношения Коши-Римана.

Из (12) следует, что функции $A\Phi$ и θ гармонические, удовлетворяющие уравнению Лапласа.

$$\theta_{\rho\rho} + \theta_{zz} = 0; A\Phi_{\rho\rho} + A\Phi_{zz} = 0.$$

Таким образом, имеем дифференциальные уравнения, определяющие неизвестные координатные функции $A\Phi$ и θ .

Дифференцируя (12) соответствующим образом получим соотношения

$$\theta_{\rho\rho} = -A\Phi_{z\rho}; \theta_{zz} = A\Phi_{\rho z}; \quad A\Phi_{\rho\rho} = \theta_{z\rho}; A\Phi_{zz} = -\theta_{\rho z}.$$

Подставляя полученные соотношения в (13) получим тождество, следовательно, функция

$$\tau_{\rho z} = C\sigma \cdot \exp \theta \cdot \sin A\Phi; \quad (14)$$

$$\text{при } \theta_\rho = -A\Phi_z \quad \theta_z = A\Phi_\rho$$

есть решение обобщенного уравнения равновесия (8)

Подставляя (14) в уравнение равновесия (7) и интегрируя, получим

$$\sigma_\rho = C\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + C\sigma \cdot \frac{1}{\rho} \cdot I_3 + \sigma_0 + f(z); \quad (15)$$

$$\sigma_z = -C\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + C\sigma \cdot \frac{1}{\rho} \cdot I_4 + \sigma_0 + f(\rho);$$

где

$$I_3 = \int \rho \cdot C\sigma \cdot \theta_z \cdot \exp \theta \cdot \sin A\Phi d\rho + \int \rho \cdot C\sigma \cdot \theta_z \cdot \exp \theta \cdot A\Phi_z \cdot \cos A\Phi d\rho;$$

$$I_4 = \int C\sigma \cdot \theta_z \cdot \exp \theta \cdot \sin A\Phi dz + \int \rho \cdot C\sigma \cdot \theta_\rho \cdot \exp \theta \cdot A\Phi \cdot \cos A\Phi dz + \int \rho \cdot C\sigma \cdot \exp \theta \cdot A\Phi_\rho \cdot \cos A\Phi dz.$$

Можно показать, что они равны.

С учетом условия пластичности (2) и упрощающих возможностей, принимаем

$$\sigma_0 = -2C\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi - C\sigma \cdot \frac{1}{\rho} \cdot I_3.$$

В итоге (15) можно записать в виде

$$\sigma_\rho = -C\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + K_0; \quad (16)$$

$$\sigma_z = -3C\sigma \cdot \exp \theta \cdot \cos A\Phi + K_0.$$

Решая уравнения Лапласа, используя соотношения Коши-Римана, функции $A\Phi$ и θ имеют вид

$$\begin{aligned} A\Phi &= AA_6 \cdot z \cdot \rho \\ \theta &= -\frac{1}{2}(\rho^2 - z^2) \cdot AA_6, \end{aligned} \quad (17)$$

где A_6 - коэффициент, определяемый граничными условиями.

$$\text{Постоянные } A A_6 \text{ запишутся } AA_6 = \frac{2A\Phi_0}{h \cdot R}, \quad (18)$$

где $A\Phi_0$ - постоянная величина, определяемая постоянным трением.

$$\begin{aligned} A\Phi_0 &= \arctg[f(1-f)] \\ \theta_0 &= -\frac{1}{2}AA_6\left(R^2 - \frac{h^2}{4}\right), \end{aligned} \quad (19)$$

где f -коэффициент трения;

R - радиус заготовки;

h - толщина заготовки.

Подставляя формулы (18),(19) в (16)и переходя к безмерным величинам, получим

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_z}{K_0} &= -\left(3 \cdot \frac{\exp\theta \cdot \cos A\Phi}{\exp\theta_0 \cdot \cos A\Phi_0} - 1\right) = -\left(3 \cdot \frac{\exp(\theta - \theta_0)}{\cos A\Phi_0} \cdot \cos A\Phi - 1\right), \\ \frac{\tau_{xy}}{K_0} &= \frac{\exp\theta \cdot \sin A\Phi}{\exp\theta_0 \cdot \cos A\Phi_0} = \frac{\exp(\theta - \theta_0)}{\cos A\Phi_0} \cdot \sin A\Phi. \end{aligned} \quad (20)$$

4. Анализ полученных результатов

Последние выражения были просчитаны для разных значений коэффициентов трения и фактора формы $\frac{d}{h}$ при осадке цилиндрической заготовки. Поля напряжений описываются едиными формулами без разбивки очага деформации на отдельные зоны со своими контактными законами трения. На рис.1 и 2 представлены нормальные и касательные контактные напряжения. В каждой точке очага деформации напряженное состояние реагирует на последние факторы, что качественно и количественно соответствует известным тестовым решениям [6].

Полученные подходы можно использовать и для других процессов обработки металлов давлением, изменив при этом заданные граничные условия.

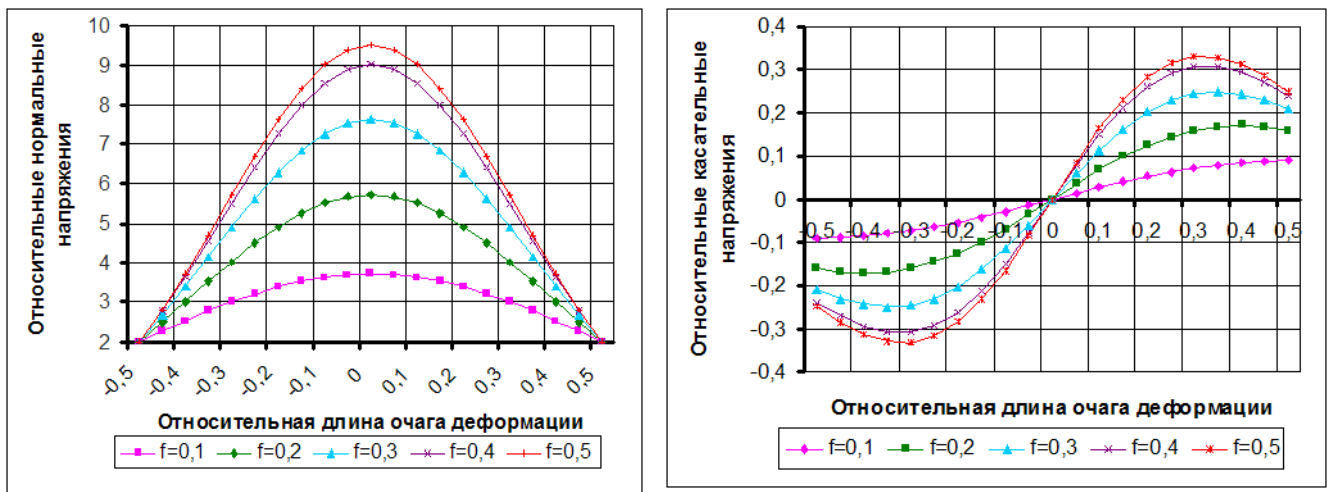


Рис.1 Распределение контактных напряжений при осадке цилиндрической заготовки $\frac{d}{h}=10, f=0,1 \dots 0,5$.

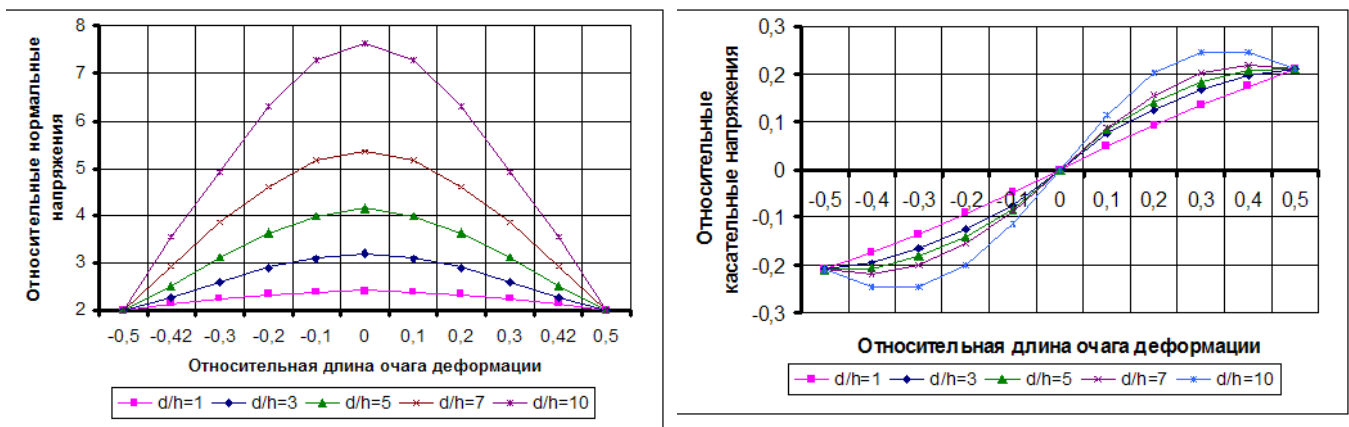


Рис.2 Распределение контактных напряжений при осадке цилиндрической заготовки $f=0,3, \frac{d}{h}=1,3,5,7,10$.

Выводы

1. Аналитически решена осесимметричная плоская задача теории пластичности с использованием метода гармонических функций.
2. Анализ результатов решения показал, что качественно и количественно контактные напряжения соответствуют известным тестовым литературным данным.
3. Поле напряжений в очаге деформации описываются едиными аналитическими выражениями.

Список литературы: 1. Чигиринский В.В. Некоторые особенности теории пластичности применительно к процессам ОМД// Тр. науч.-техн. конф. «Теория и технология процессов пластической деформации-96».-М.: МИСиС, 1997.-С.568-572. 2. V.V.Chygyrny'skyu, I.Mamuzic, F.Vodopiec, I.V.Gordienko. The Influence of the Temperature Factor on Deformability of the Plastic Medium // Metalurgija. Zagreb.-2006.-vol.45, br. 2. -P.115-118. 3. Чигиринский В.В. Исследование влияния пространственных параметров деформированного объема на сопротивление пластической деформации сдвига// Теория и практика металлургии.-1997.-№3.-С.31-32. 4. Чигиринский В.В. Аналитическое определение напряжений и скоростей деформаций реального очага дефор-

мации применительно к процессам обработки металлов давлением// Збірник наук. праць «Проблеми обчислювальної механіки і міцності конструкцій».-Днепропетровск: Навчальна книга, 1998, Т.3.-С.130-145. 5.Чигиринский В.В. Плоская задача теории пластичности в цилиндрических координатах// «Прогрессивные технологии пластической деформации».- М.: МИСиС, 2009.-С.345-351. 6.Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением.- М.: Машиностроение, 1977.-422 с.

УДК 621.7.044

БОРИСЕВИЧ В.К., докт. техн. наук, проф., НАУ им. Н. Е. Жуковского "ХАИ", г. Харьков

НЕВЕШКИН Ю.А., м. н. с., НАУ им. Н. Е. Жуковского "ХАИ"

ТРЕТЬЯК В.В., канд. техн. наук, доц., НАУ им. Н. Е. Жуковского "ХАИ"

К РАСЧЕТУ НЕОБХОДИМОЙ ЭНЕРГИИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ОБЪЕМНЫХ ДЕТАЛЕЙ ИМПУЛЬСНОЙ ШТАМПОВКОЙ

В статье проведен анализ возможного подхода к расчету деформирующих усилий и энергии деформирования сложных объемных деталей. Предложено использование программного комплекса DEFORM для этих целей. Приведены примеры расчета.

В статті проведено аналіз можливого підходу до розрахунку деформуючих зусиль та енергії деформування складних об'ємних деталей. Запропоновано використання програмного комплексу DEFORM для цих цілей. Наведені приклади розрахунку.

In the article the analysis of the possible going is conducted near the calculation of deforming efforts and energy of deformation of difficult by volume details. Drawing on a programmatic complex DEFORM is offered for these aims. The examples of calculation are resulted.

Объемная штамповка – одна из самых прогрессивных технологий получения заготовок, а в ряде случаев и готовых деталей для изделий машиностроения, приборостроения, радиоэлектронных и вычислительных средств.

По данным машиностроительных, в том числе и аэрокосмических, предприятий до 75% заготовок и деталей изготавливается методами штамповки.

Специфической особенностью процесса штамповки является высокая стоимость инструмента – штампов. Этот фактор предъявляет особо жесткие требования к качеству разработки технологических процессов. В процессе работы штампы испытывают большие напряжения, вызываемые деформирующими усилиями, развиваемыми машиной (молотом, прессом). Нагрев рабочих частей штампа в процессе эксплуатации до температур отпуска резко снижает их стойкость [1].

Для выбора оборудования, а также определения стойкости штампов и оптимизации процессов штамповки требуется исследование его напряженно-деформированного состояния. В последнее время широкое распространение получили пакеты программ, основанные на идеологии метода конечных элементов, позволяющие моделировать процессы горячей штамповки.

В современном машиностроительном (самолето-, ракето-, двигателестроительном) производстве постоянно возникает необходимость в изготовлении но-

вых видов продукции, где используются всё более совершенные и сложные детали. Появление новой нетиповой номенклатуры всегда вызывало трудности у инженеров и технологов заводов не только при запуске производства, но и на этапах разработки. Ввиду сложных параметров изготавливаемой продукции даже самые опытные технологи не могут абсолютно точно проанализировать заранее правильность всего разработанного технологического процесса. Особенно остро данная проблема стоит в области обработки металлов давлением, а именно для объёмной штамповки.

Применение современных пакетов программ для проектирования технологий различных видов производств в основном ориентировано на уменьшение сроков подготовки производства, отладки технологии, а также минимизации финансовых затрат. Проектирование технологических процессов в современных CAD/CAM/CAE системах позволяет также сократить затраты, которые могут появиться в процессе производства, так как сейчас возможно более точно прогнозировать дефекты различного рода связанные с недоработкой технологии.

Анализируя периодическую литературу можно с уверенностью сказать, что возрос интерес к CAE-системам в области обработки металлов давлением, как к надёжному средству, с помощью которого можно за оптимально короткое время проектировать технологические процессы любой сложности. Однако еще на многих предприятиях не спешат внедрять в процесс проектирования современные CAE-системы, либо из-за высокой стоимости программных продуктов, либо просто пренебрегая современными достижениями в области технологии, откладывая этот переход на "завтра". Но тем не менее этот процесс неизбежен и в скором будущем интегрированные CAD/CAM/CAE-системы займут свое место в процессе проектирования и подготовки производства, а те кто этого не сделал, будут просто вытеснены с рынка.

Стремления технолога кузнечно-прессового производства без проведения эксперимента, на основе расчета, определить необходимую деформирующую силу, рассчитать требуемое число переходов получения поковки заданной формы, предельное формоизменение без разрушения деформируемого материала, получить исходные данные для расчета на прочность и стойкость деформирующего инструмента, а также технологические параметры во многом осуществимы благодаря использованию современных специализированных программных средств. На сегодняшний день для решения конкретных технологических задачковки и штамповки предлагаются различные компьютерные программы, как на Западе, так и в России. Общеизвестными лидерами в этом направлении считаются американские компании SFTC с системой DEFORM и MSC с системой Autoforge/Superforge, французская компания TRANVALOR с системой FORGE и российская компания "Квантор-Софт" с системой QForm.

Выбор программного решения для моделирования основывался на сравнении возможностей упомянутых программных комплексов. Сравнение DEFORM и QForm показывает явное преимущество первого и поэтому DEFORM был выбран в качестве программного комплекса для моделирования объёмной штамповки.

Для определения потребной энергии деформирования, а также отслеживания дефектов, производилось компьютерное моделирование процесса штамповки для отобранных деталей.

Исходными данными для моделирования послужили:

- 1) конструкция штампа;
- 2) геометрия исходной заготовки;
- 3) кривые упрочнения материала каждой детали;
- 4) кривые удельной теплопроводности и теплоемкости;
- 5) условия трения (закон Кулона);
- 6) характеристики оборудования (нагружения);
- 7) температура.

Схематично постановку и решение задачи, можно представить графически (рис. 1).

Рассмотрим моделирование процесса штамповки заготовки детали "шестерня ведущая". Это осесимметричная задача и ее можно рассматривать в двумерной постановке в модуле DEFORM-2D.

По чертежу заготовки (с учетом расширения материала при нагреве) спроектированный штамп был выполнен в среде SolidWorks и импортирован в DEFORM Pre-Processor в виде верхней и нижней матрицы. Геометрия исходной заготовки получена при помощи встроенных примитивов. Предварительное моделирование показало, что наличие в верхней части заготовки радиуса скругления больше 0,5 мм приводит к образованию "складки" (замятию материала) в верхней части детали. Поэтому заготовка была изменена (уменьшен радиус в верхней части).

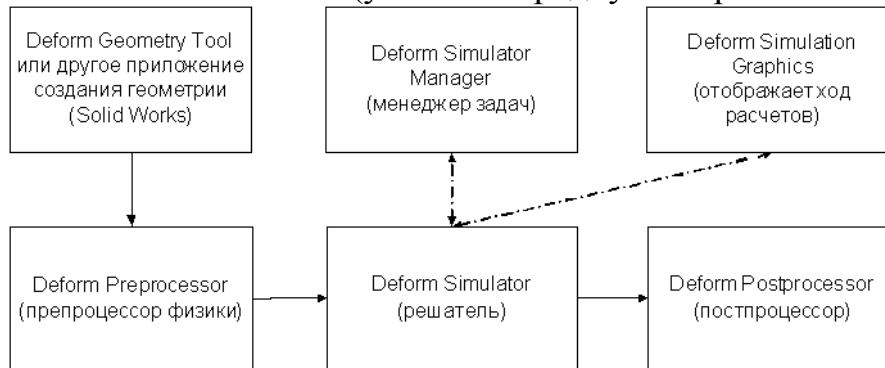


Рис. 1. Схема постановки и решения задачи с использованием пакета DEFORM

Моделирование штамповки шестерни было разделено следующим образом:

1. Нагрев заготовки в печи в течение 40 минут (расчет теплообмена).
2. Перенос нагретой заготовки (1160°C) от печи к штампу. Длительность 10 с (расчет теплообмена).
3. Нахождение заготовки на нижнем штампе. Длительность 3 с (расчет теплообмена).
4. Штамповки на молоте (расчет теплообмена и деформирования).

Установив необходимые параметры точности сетки, получили некоторое представление исследуемого объекта. Разделив общее время на 116 шагов (по 15 секунд каждый), задав температуру окружающей среды 1160°C и температуру за-

готовки 20°C, перешли к следующему этапу постановки задачи – разбиение заготовки на конечные элементы. В ходе разбиения была получена сетка с 987-ю элементами. Размер наименьшего элемента составил 0,62 мм, при соотношении наибольшего элемента к наименьшему равному 3. Определение граничных условий теплопередачи заготовки заключались в указании поверхностей испытывающих теплообмен с окружающей средой. В качестве таких поверхностей были выбраны один торец и наружная цилиндрическая поверхность (считаем, что заготовка лежит в печи и ее нижняя поверхность (торец) не подвержена теплообмену).

После задания материала кривыми упрочнения (сталь 14ХГСН2МА-Ш), удельной теплопроводности и теплоемкости было произведено моделирование процесса нагрева заготовки в печи, анализ результатов которого показал, что равномерная температура заготовки достигается приблизительно за 25 мин (в заводском технологическом процессе нагревают 29 мин).

Для моделирования процесса переноса заготовки от печи к штампу, а именно охлаждения на воздухе, были пересмотрены параметры моделирования. За исходный шаг был выбран 101й шаг базы данных (на котором все точки заготовки имеют равномерную температуру 1160°C). Также были пересмотрены граничные условия, т.к. теперь уже вся поверхность заготовки будет участвовать в теплообмене со средой. Результаты моделирования представлены на рис. 2.

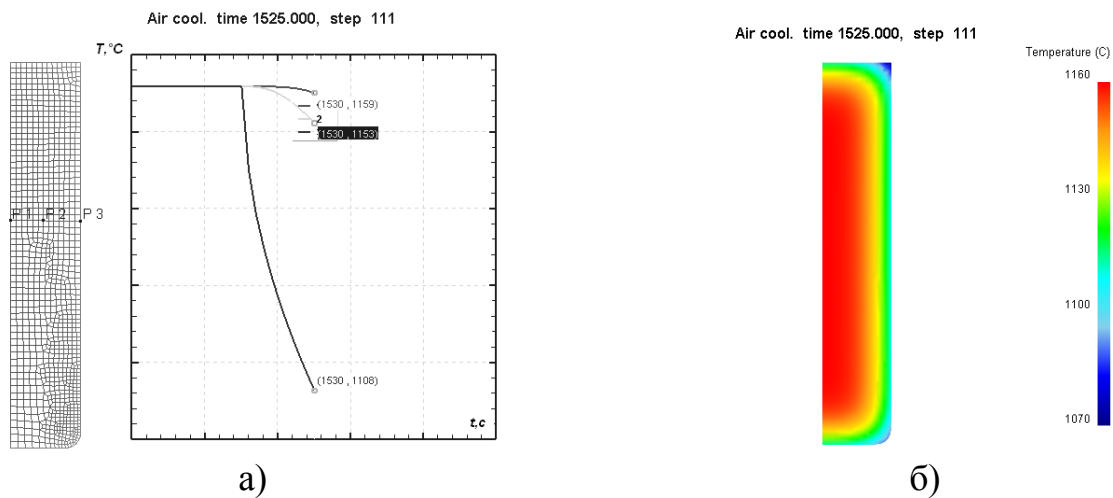


Рис. 2. Результаты моделирования процесса переноса заготовки от печи к штампу:
 а – охлаждение в реперных точках P_1, P_2, P_3 ;
 б – распределение температуры по заготовке после переноса к штампу

При моделировании нахождения заготовки в нижнем штампе (с момента установки ее в штамп и до момента контакта с верхним штампом) понадобилось добавить в задачу геометрию оснастки и задать необходимые параметры точности сетки, данные по материалу, температуре, поверхности взаимодействия с окружающей средой и др. Результат расчета показан на рис. 3.

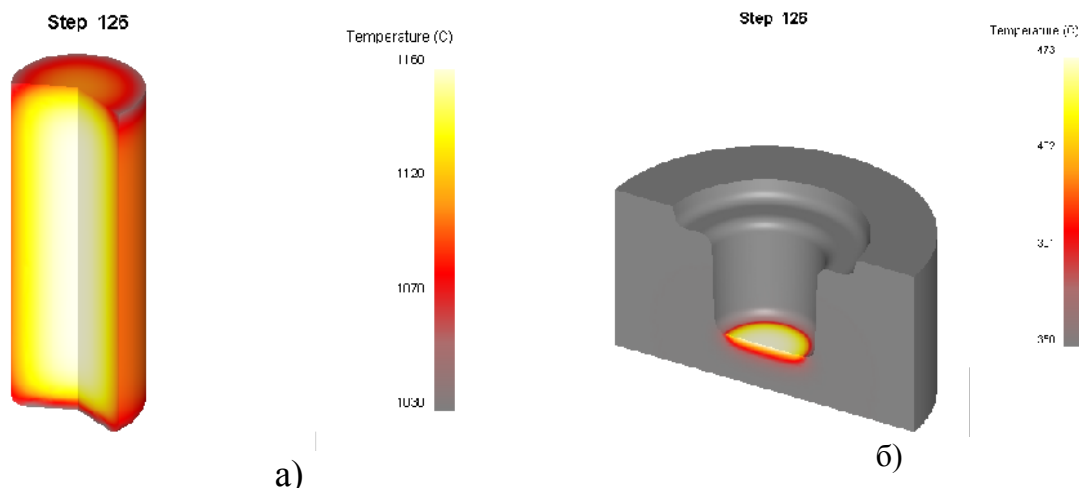


Рис. 3. Результат моделирования пребывания заготовки в нижнем штампе: а – распределение температуры в заготовке после 3х секунд пребывания в нижнем штампе; б – распределение температуры в нижнем штампе.

Для моделирования штамповки на молоте в задачу была добавлена геометрия верхнего штампа. Определены граничные условия, заданы параметры движения верхнего штампа, а именно: энергия молота 50 кДж, масса падающих частей 3150 кг, эффективность удара 0,8. Результат моделирования представлен на рис. 4.

Из рис. 4,е видно, что энергия необходимая для формоизменения нашей заготовки составляет величину $A_{нотр} = 2,83171 \cdot 10^7 \text{ Н} \cdot \text{мм} = 28,317 \text{ кДж}$.

Автором работы [2] было показано, что КПД рассматриваемых установок может достигать 30%.

Определим массу заряда БВВ (ТЭН) необходимого для формообразования рассматриваемой заготовки.

КПД процесса можно определить по формуле:

$$\eta = \frac{A_{нотр}}{A_{расп}}$$

где $A_{нотр}$ – потребная работа, та, которую нужно приложить к заготовке для ее деформирования;

$A_{расп}$ – располагаемая работа, энергия БВВ.

Тогда

$$A_{расп} = \frac{A_{нотр}}{\eta} = \frac{28,317 \text{ кДж}}{0,3} = 94,39 \text{ кДж}.$$

А массу заряда БВВ определим из зависимости:

$$m_{БВВ} = \frac{A_{расп}}{q} = \frac{94,39 \text{ кДж}}{4223 \frac{\text{кДж}}{\text{кг}}} = 0,0225 \text{ кг}.$$

Так же моделировался процесс объемного холодного формообразования детали типа крыльчатка (АМГ2). В связи со сложностью конфигурации моделиро-

вание проводилось в DEFORM-3D. Процесс был разбит на две операции: осадка и выдавливание.

Результат моделирования представлен на рис. 5.

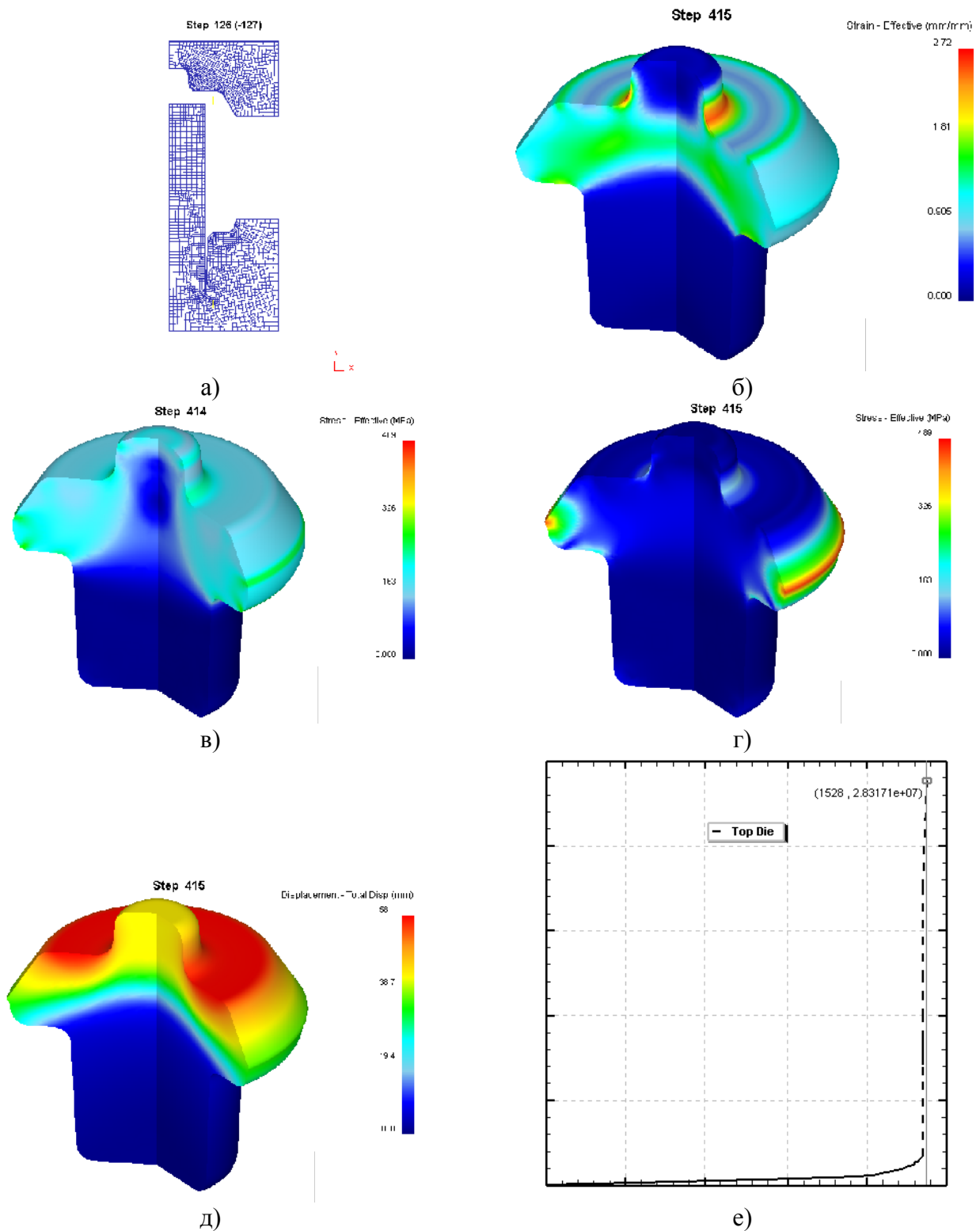
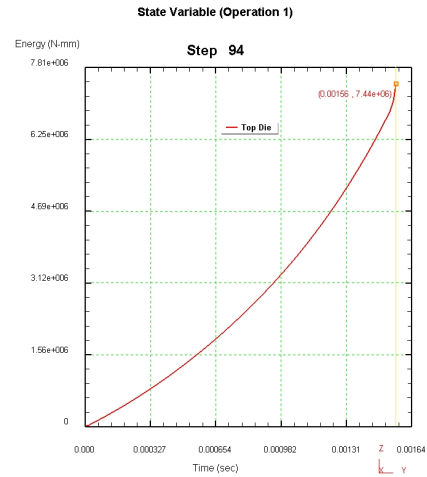
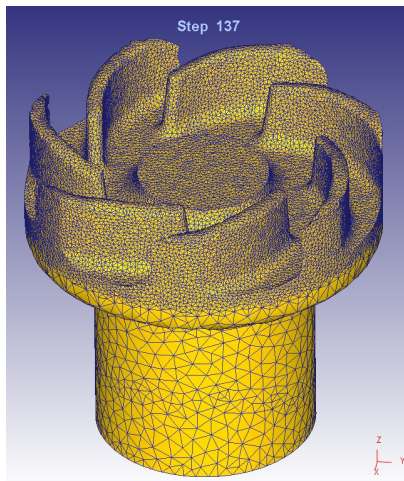
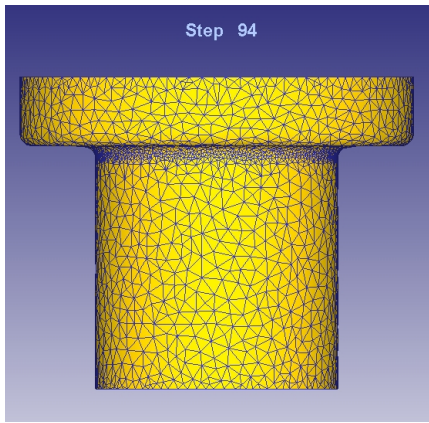
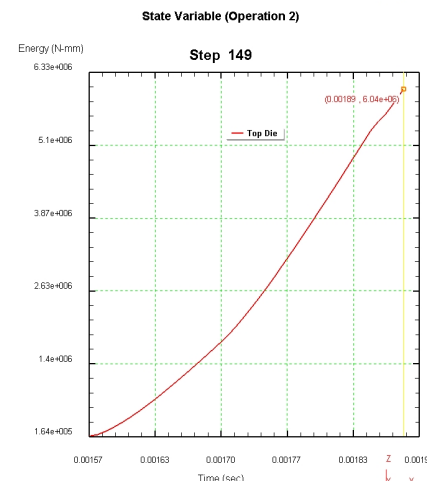


Рис. 4. Моделирование штамповки детали "шестерня ведущая":
 а) взаимное расположение объектов и сетка; б) распределение деформаций; в) распределение напряжений на 414 шаге; г) распределение напряжений на 415 шаге; д) Распределение перемещений; е) График изменения энергии во времени



а)



б)

Рис. 5. Заготовка и график изменения энергии во времени:
а – после осадки; б – после операции выдавливания

Суммируя значения потребных работ по операциям, получаем

$$A_{\text{номр}} = 13,48 \cdot 10^6 \text{ Н} \cdot \text{мм} = 13,48 \text{ кДж}.$$

Тогда

$$A_{\text{расп}} = \frac{A_{\text{номр}}}{\eta} = \frac{13,48 \text{ кДж}}{0,3} = 44,93 \text{ кДж} \text{ и } m_{\text{БВВ}} = \frac{A_{\text{расп}}}{q} = \frac{44,93 \text{ кДж}}{4223 \frac{\text{кДж}}{\text{кг}}} = 0,0107 \text{ кг} \approx 11 \text{ г}.$$

В результате проведенных исследований было установлено, что данные расчетов основных технологических параметров, выполненных на ЭВМ с помощью программного комплекса DEFORM, отличаются от фактических на 5–35%, которые должны корректироваться при обработке технологических процессов штампуемых деталей.

Для получения результатов находящихся еще ближе к фактическим, необходимо проводить дополнительные исследования для каждого материала заготовки и штамповой оснастки, осаживая цилиндрические образцы и подбирая коэффициенты трения при моделировании.

Список литературы: 1. Глушак Б. Л., Куропатенко В.Ф., Новиков С. А. Исследование прочности материалов при динамических нагрузках. – Новосибирск: Наука. – 295 с. – 1992. 2. Шкалова А.В. Определение КПД и других параметров штамповки взрывом по новой схеме нагружения // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. – Москва. – 1999, № 11. – с. 23 – 24.

ФЁДОРОВ С.В., докт. техн. наук, проф., КГТУ, г. Калининград, Россия

НЕКОТОРЫЕ РАЗМЫШЛЕНИЯ О СТРУКТУРНЫХ СВОЙСТВАХ В ОЧАГЕ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ОПЕРАЦИЯХ ХОЛОДНОЙ ОМД

Предлагается обобщенная теоретическая двух-стадийная модель существа деформации при холодной обработке металлов давлением с точки зрения эффектов самоорганизации твердых тел. Показаны возможности создания энерго-и материалосберегающих технологий обработки металлов давлением с позиций наноквантовой модели пластичности.

It is proposed a generalized theoretical two-stages model of the metals deformation under cold pressure treatment with point of view of the solids selforganization effects. With position of the nanoquantum plasticity model, the possibilities of creation the energy and material saving technologies of the metals cold pressure treatment has showed.

Введение

Общеизвестны преимущества холодной обработки металлов давлением, что справедливо ставит эти технологии в ряд перспективных – энерго- и материалосберегающих. Однако, естественно, существует ряд проблем ограничивающих возможности более интенсивного и широкого внедрения и использования этих уникальных технологий. Наиболее очевидны здесь проблемы создания высоких усилий деформирования и соответственно высокопрочной технологической оснастки, устранению побочных явлений – трения и т.д. Главным тормозом здесь, по нашему мнению, является проблема недостаточной изученности этих уникальных (естественных) технологий, и именно в рамках современного взгляда на все эти процессы, как процессы (технологии) самоорганизующиеся, которые подчиняются строго определённым и общим законам эволюции систем при переходе от начального состояния к конечному (оптимальному) через промежуточное сильно-возбужденное (механически активированное) состояние с реализацией своего естественного свойства приспособления (адаптации) к уровню внешних условий (воздействий). При этом самоорганизующиеся технологии действительно уникальны и перспективны (технологии будущего) в силу, реализации в них естественного (заложенного природой) комплекса свойств, и, конечно, наиболее экономны (рациональны), ибо естественные природные феномены обладают высшей степенью оптимальности с точки зрения энерго-материального баланса (существования).

Как известно, главным преимущественным фактором операций холодной обработки металлов давлением является схема неравномерного всестороннего сжатия, благодаря коей и появляется возможность получать высокие степени пластической деформации без разрушения, и это же есть суть получения высокого комплекса эксплуатационных свойств изделия.

Посмотреть более широко на эту схему и условия деформирования, используя современные фундаментальные знания, можно, например, вспомнив схему сдвига при высоком приближённо гидростатическим давлением, капитально исследовав

дованную П. Бриджменом [1] на так называемых наковальнях, получивших его имя, где он исследовал большие пластические деформации. Результаты этих исследований в полной мере относятся к рассматриваемому вопросу и описывают практически все те же эффекты положительного и отрицательного свойства, что имеют место в реальных технологиях.

В данной статье кратко и весьма популярно рассказано об основных результатах исследования состояния и свойств деформируемого контакта трения в рамках трибоэргодинамики [2] и которые достаточно близко отражают существо поведения активных шарниров деформации при ОМД, именно при технологиях холодной деформации.

Трибоэргодинамика, как аксиоматический метод анализа трения скольжения, является логическим развитием общей эргодинамики деформируемых тел [3] на область процессов поверхностного деформирования и разрушения.

Кратко об эргодинамике деформируемых тел.

Деформированное тело здесь рассматривается как открытая многокомпонентная система, представляющая иерархию статистически равномерно распределённых структурных элементов различного уровня (от субмикро- до макроуровня).

Макроскопическое явление пластической деформации и разрушения элемента тела рассматривается как кооперация огромного числа микроскопических элементарных актов (процессов) атомно-молекулярных перегруппировок в поле внешних сил (механических, термических, электрических и др.), активируемых флуктуациями тепловой энергии. Из достаточно детальной в теории дислокаций классификации микроскопических механизмов, контролирующих явление, выделим две наиболее характерных группы – адаптивную и диссипативную, первая из которых связана с постепенным накоплением дефектов и искажений структуры. А вторая – с тепловыми эффектами.

С термодинамической точки зрения пластическая деформация, повреждаемость и разрушение твёрдого тела – это конкуренция двух (указанных выше) противоположных, взаимозависимых и одновременно протекающих в деформируемых объёмах групп микроскопических процессов, связанных с ростом плотности скрытой энергии Δu_e различного рода дефектов и повреждений (зарождающихся и накапливающихся в системе вследствие работы внешних сил ω_p) и снижением её в силу диссипации. Первой группе соответствует деформационное упрочнение (наклёп) и повреждаемость материала, а второй – динамический возврат (отдых), обуславливающих тепловой эффект пластической деформации q :

$$\omega_p = \Delta u_e + q. \quad (1)$$

Значительная часть энергии теплового эффекта пластической деформации q не задерживается в деформируемом элементе тела и рассеивается в окружающей среде за счет теплообмена \vec{q} . Лишь небольшая ее часть накапливается в деформируемом элементе тела в виде тепловой составляющей внутренней энергии Δu_T , повышая его температуру (эффект саморазогрева).

Накапливаемая в деформируемом элементе тела внутренняя энергия Δu определяется суммой двух слагаемых - скрытой (потенциальной) Δu_e и тепловой (кинетической) Δu_T , т.е.

$$\Delta u = \Delta u_e + \Delta u_T. \quad (2)$$

Эта энергия связана с повреждаемостью материала (Δu_e) и термическим разупрочнением (Δu_T), следовательно, является опасной, ответственной за разрушение.

Соотношения между составляющими энергетического баланса процесса пластической деформации и разрушения реальных твердых тел могут быть самыми разнообразными и зависят как от физико-химической природы и структуры материала, так и условий, в которых протекает процесс деформирования (рис.1).

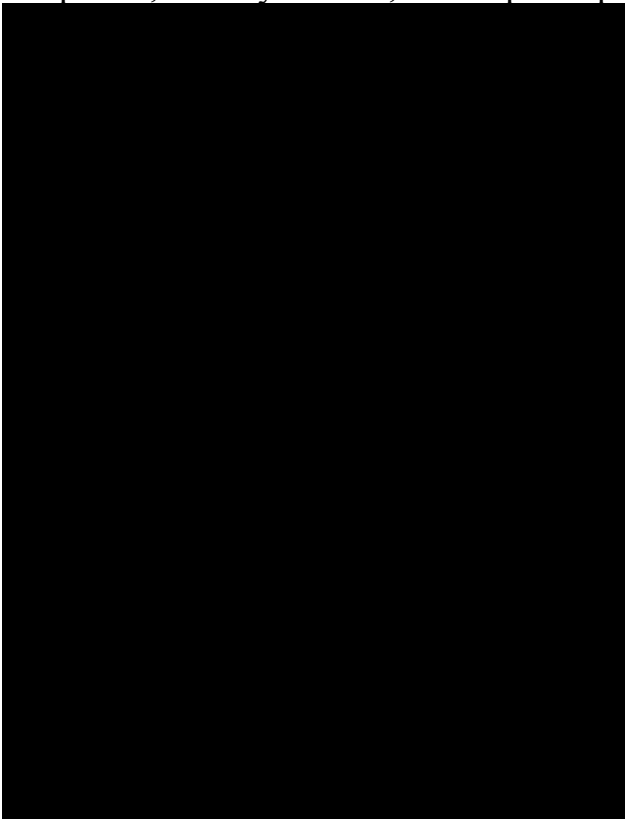


Рис.1 Схема энергетического баланса процесса пластической деформации и разрушения твердых тел [3].

За параметр повреждаемости и критерий разрушения принимаем плотность внутренней энергии u , накопленной в деформируемом элементе тела. Согласно эргодинамической теории, тело считается разрушенным, если хотя бы в одном макрообъеме, ответственном за разрушение, плотность внутренней энергии достигает предельной (критической) величины u_* . Этому моменту соответствует появление в системе бифуркаций, образование трещины критического размера, резкая локализация процесса в устье трещины. Условие локального разрушения записываем в виде

$$u(\bar{r}_*, t_*) = u(\bar{r}_*, 0) + \int_0^{t_*} \dot{u}(\bar{r}_*, t) dt = u_* = const, \quad (3)$$

где $u(\bar{r}_*, 0)$ - плотность внутренней энергии материала в исходном (до деформирования, $t=0$) состоянии; $\dot{u}(\bar{r}_*, t)$ - скорость изменения плотности

внутренней энергии в макрообъеме материала, ответственном за разрушение: \bar{r}_* - параметр, характеризующий координаты (x_*, y_*, z_*) объема тела, отнесенного за разрушение.

Согласно принципу суперпозиции энергии Планка, а также идеям Н.А. Умова о локализации и движении энергии,

$$\dot{u} = \dot{u}_\theta + \dot{u}_T. \quad (4)$$

Здесь

$$\dot{u}_\theta \equiv \frac{\partial u_\theta}{\partial t} = -div J_\theta + \dot{u}_e; \quad (5)$$

$$\dot{u}_T \equiv \frac{\partial u_T}{\partial t} = -\text{div} J_T + \dot{q}, \quad (6)$$

где J_Θ , J_T - потоки потенциальной (скрытой) и тепловой (кинетической) составляющих внутренней энергии, которые определяются феноменологическими соотношениями:

$$J_\Theta = -D_\Theta \text{grad } u_\Theta - D_{T\Theta} \text{grad } u_T; \quad (7)$$

$$J_T = -D_{\Theta T} \text{grad } u_\Theta - D_T \text{grad } u_T, \quad (8)$$

а также соотношениями взаимности Онзагера

$$D_{\Theta T} = D_{T\Theta}; \quad (9)$$

\dot{u}_e , \dot{q} - мощности внутренних источников скрытой энергии и теплового эффекта пластической деформации, которые определяются кинетическими уравнениями состояния

$$\dot{u}_e = A \text{sh}[(\alpha \sigma_i^2 - \nu u_e) / 2kT] \quad (10)$$

и динамического возврата

$$\dot{q} = B \text{sh}[(\alpha \sigma_i^2 + \nu u_e) / 2kT], \quad (11)$$

описывающими кинетику изменения в деформируемых объемах плотности скрытой энергии u_e (повреждаемости) и теплового эффекта q пластической деформации.

Здесь A и B - кинетические коэффициенты; α , ν , u_{e0} - структурные параметры, характеризующие локальность и неоднородность элементарных актов по объему элемента тела.

$$A = \frac{2kT}{hV_0} \sum_1^n U'_i(\sigma_0, T) \exp[-U'_i(\sigma_0, T) / kT]; \quad (12)$$

$$B = \frac{2kT}{hV_0} \sum_1^n U''_i(\sigma_0, T) \exp[-U''_i(\sigma_0, T) / kT]; \quad (13)$$

$$U'_i(\sigma_0, T) = U'_{0i} + \Delta U'(T) \pm \beta \sigma_0^2; \quad U''_i(\sigma_0, T) = U''_{0i} + \Delta U''(T) \pm \beta \sigma_0^2; \quad (14)$$

$$\alpha = \gamma_\sigma^2 V_0 / 6G, \quad \beta = \gamma_\sigma^2 V_0 / 2K, \quad (15)$$

где U'_{0i} , U''_{0i} - энергия активации образования и диффузии элементарных дефектов i -го типа; σ_0 , σ_i - гидростатическое напряжение и интенсивность напряжений; V_0 - атомный объем; k - постоянная Больцмана; h - постоянная Планка; G , K - модули сдвига и объемной упругости.

Нелинейность феноменологических соотношений (7) и (8) заключается в зависимости коэффициентов переноса (D) от плотностей скрытой (u_e) и тепловой (u_T) составляющих внутренней энергии.

В соответствии с термодинамическим анализом [3], суммарную величину накопленной пластической деформации (ε_i^P) и скорость её измерения ($\dot{\varepsilon}_i^P$) пред-

ставим как сумму двух слагаемых, связанных с деформационным упрочнением ($\varepsilon_i^P, \dot{\varepsilon}_i^P$) и динамическим возвратом ($\varepsilon_i^q, \dot{\varepsilon}_i^q$):

$$\dot{\varepsilon}_i^P = \dot{\omega}_p / \sigma_i = \dot{\varepsilon}_i^e + \dot{\varepsilon}_i^q = (1 / \sigma_i)(\dot{u}_e + \dot{q}). \quad (16)$$

Комплексный подход к проблеме с использованием термодинамических и термофлуктуационных концепций позволяет кинетическое уравнение пластической деформации (16) представить в виде

$$\dot{\varepsilon}_i^P = \sum_n \nu_{0i}(\sigma_0, \sigma_i, T, u_e) \exp\left[-\frac{U_i^n(\sigma_0, T)}{kT}\right]. \quad (17)$$

Здесь

$$\nu_{0i} = \frac{2kTU'_i(\sigma_0, T)}{hV_0\sigma_i} \left[\varphi_i \operatorname{sh}\left(\frac{\alpha\sigma_i^2 - \nu u_e}{2kT}\right) + \operatorname{sh}\left(\frac{\alpha\sigma_i^2 + \nu u_e}{2kT}\right) \right]; \quad (18)$$

$$\varphi_i = \exp[U_{mi}(T) / kT]; \quad U_{mi}(T) = U_i^n - U_i'. \quad (19)$$

Кинетическое уравнение (17) отражает двойственную природу пластической деформации, развивающейся во времени. Первый член уравнения (18) – составляющая скорости пластической деформации – определяется микроскопическими процессами адаптивного типа, связанными с деформационным упрочнением (повреждаемостью) материала. А второй член контролируется диссипативными процессами, обуславливающими тепловой эффект деформации. Уравнение (17) находится в хорошем соответствии с современными физическими представлениями и многочисленными экспериментальными данными [3].

Анализ кинетических уравнений (10), (11) показывает, что при условии постоянства внешних полей воздействия ($\sigma_0 = \text{const}, \sigma_i = \text{const}, T = \text{const}$) реальные материальные системы асимптотически стремятся к установившемуся состоянию; при этом

$$\dot{u}_e = 0; \quad \dot{q} = \dot{q}_{max} = \dot{\omega}_p. \quad (20)$$

Из уравнения (10) при условиях (20) вытекает очень важное следствие

$$\sigma_i = \sigma_s, \quad \sigma_s = (\nu u_e / \alpha)^{1/2}, \quad (21)$$

Согласно которому структурное состояние материальной системы $\sigma(u_e, \nu, \alpha)$ на установившейся стадии процесса однозначно определяется величиной девиаторной части тензора напряжений σ_i , т.е. она приспособляется (адаптируется) к условиям внешнего воздействия.

При этом в системе наблюдается динамическое равновесие между микроскопическими процессами, контролирующими явление, а энергия внешнего воздействия (ω_p) полностью трансформируется в тепловую (q) и рассеивается в окружающей среде (принцип максимальной диссипации энергии):

$$\dot{q}_{max} = \dot{\omega}_p = B \operatorname{sh}(\alpha\sigma_i^2 / kT). \quad (22)$$

В этих условиях квазивязкое течение сопровождается самоорганизацией структуры материальной системы (фрагментация, полигонизация и т.п.). В соответствии с выражением (21)

$$\sigma_{si} = (\nu u_e / \alpha)_i^{1/2} = \text{const}, \quad i = 1, 2, 3, \dots, n. \quad (23)$$

Процесс самоорганизации (улучшения) структуры – результат наиболее равномерного распределения скрытой энергии по объёму (ν возрастает) и уменьшения перенапряжений на межатомных связях (k_σ снижается), что приводит к повышению работоспособности (прочности, долговечности) материальной системы.

В наиболее общем случае напряжения (σ_0, σ_i) и температура T являются функциями координат \bar{r} и времени t :

$$\sigma_0 = \sigma_0(\bar{r}, t); \quad \sigma_i = \sigma_i(\bar{r}, t); \quad T = T(\bar{r}, t). \quad (24)$$

Система определяющих уравнений (3)-(24) вместе с соответствующими условиями однозначности, характеризующими начальные, граничные. Геометрические и другие условия процесса, позволяет с единых позиций эргодинамики решать широкий класс задач физики и механики деформируемых тел, а также материаловедения.

Тезисы модели трения

В рамках трибоэргодинамики [2] модель упруго-пластической деформации контактных объёмов представляет обобщенный механизм трансформации и рассеяния энергии и определяет существо сопротивления перемещению поверхностей.

Трение рассматривается как глобальный (энергетический) феномен трансформации относительного движения.

Трение строго подчиняется уравнению энергетического баланса и с термодинамической точки зрения представляет собой конкуренцию двух одновременно действующих, взаимосвязанных и противоположных тенденций:

$$f = \frac{\Delta U_e}{Nl} + \frac{Q}{Nl} = \frac{\Delta U_e}{Nl} + \frac{\Delta U_T}{Nl} + \frac{\bar{Q}}{Nl} = f_{adapt} + f_{dis} = f_{adapt} + f'_{dis_T} + f_{dis_{\bar{Q}}}, \quad (25)$$

накопления скрытой (потенциальной) энергии ΔU_e различного рода дефектов и повреждений структуры контактных объёмов и её высвобождения (рассеяния) Q за счет протекания различного рода релаксационных процессов.

Здесь N, l - нагрузка и путь трения); f - коэффициент трения; f_{adapt} - адаптивный (Амонтона) коэффициент трения; f_{dis_T} и $f_{dis_{\bar{Q}}}$ - статическая и динамическая компоненты диссипативного коэффициента трения; ΔU_T - тепловая компонента внутренней энергии;

Первая тенденция определяет эффект деформационного упрочнения и интегрально характеризует меру повреждаемости (параметр состояния); вторая тенденция определяет тепловой эффект трения Q и ответственна за квазивязкую составляющую процесса.

Коэффициент трения в его энергетической интерпретации есть отношение накопленной скрытой энергии деформации к работе внешних сил, и является истинным и обобщенным параметром состояния трибосистемы:

$$f = \frac{\Delta U_{e\Sigma}}{f^* Nl}; \quad f^* = 1,0, \quad Q \cong 0. \quad (26)$$

Эволюция трибосистемы, представленная в виде диаграммы (рис.2), имеет адаптивно-диссипативный характер (25) и отражает конкурентную (диалектическую) природу трения.

Эволюционная кривая имеет ряд принципиальных точек (1,2,3,4,5) переходных состояний ТС, которые строго подчинены балансовому принципу трения; между этими точками существуют наиболее характерные области поведения трибосистемы, отражающие общие свойства её нелинейной динамики.

Идеальная эволюция трибосистемы симметрична. Процесс начинается и заканчивается в областях упругого поведения. Между ними существует пластический максимум (сильновозбужденное состояние) как существо самоорганизации и приспособления. На конечном этапе эволюции упругость существует в условиях именно вязкопластической деформации.

На первом этапе адаптации эволюция контакта трения устремляется к возникновению некоторого критического объёма трения V_f^* (точка 2) - элементарной трибосистемы (адекватного понятию о равновесной шероховатости) как существа элементарного и самостоятельного трансформатора энергии; по существу – это то, что мы называем материальной точкой механики.

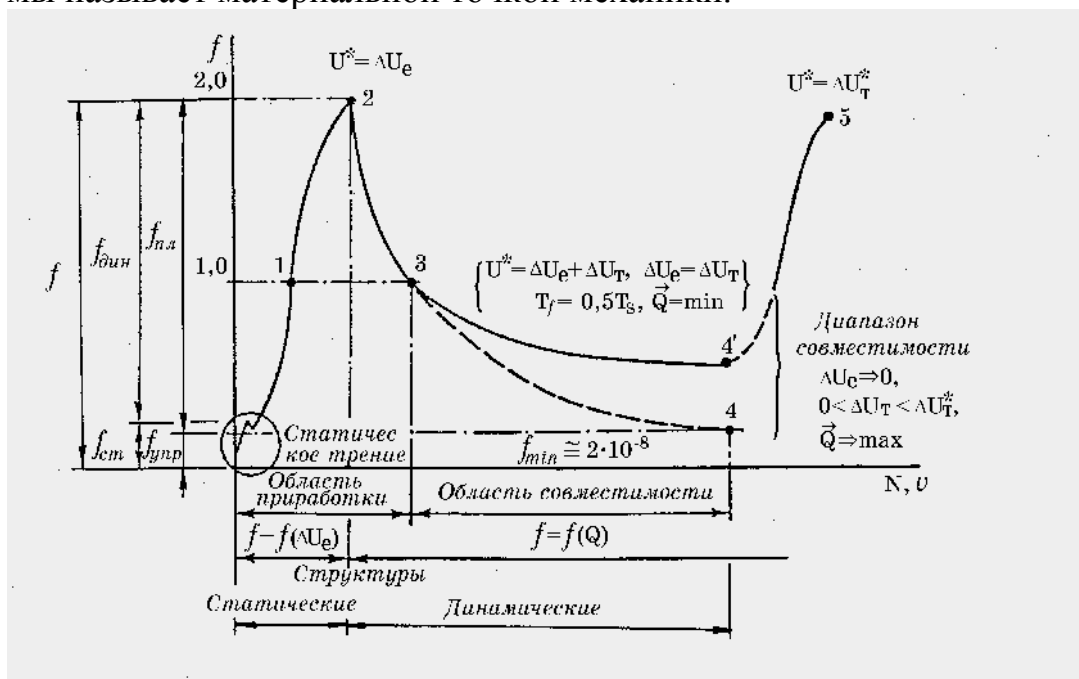


Рис. 2 Структурно-энергетическая диаграмма эволюции трущихся поверхностей [2]

Этот объём трения V_f^* постоянен на втором этапе эволюции и здесь он эволюционно развивается за счет структурной трансформации, реализуя возможный широкий спектр совместимых структур трения.

Кульминацией эволюции ТС является ее конечное и предельное состояние точки 4 – состояние аномально-низкого трения и безызносности (максимальной работоспособности).

Идея механического (нано) кванта

Итогом эволюции элементарной трибосистемы является образование уникальной наноструктуры, основу которой представляет механический квант [2].

Запись уравнения энерго-энтропийного баланса даёт уравнение квазиидеального твёрдого тела (контактного объёма) при трении:

$$\vec{S}_T T = f_{dis} N l_f = V_f^* u_e^* = V_f^* \vec{q}_*. \quad (27)$$

Здесь \vec{S}_T и T - энтропия динамической диссипации и температура на статическом осцилляторе [2] (температура вспышки) элементарной трибосистемы; N и l_f - нагрузка и линейный размер элементарной трибосистемы; u_e^* и \vec{q}_* - критические плотности скрытой энергии и энергии динамической диссипации элементарной трибосистемы.

Решение этого уравнения [2] определяет параметр вероятности этого состояния - $W = e^3$, которое характеризует минимальные размерные параметры трибосистемы (ТПС) - механического кванта. Механический квант представляет собой минимальное число атомов, способных обеспечить такое их конфигурационное распределение (наноструктуру), которое обладает свойством обратимо воспринимать и рассеивать (возвращать) энергию внешнего механического движения. Он также представляет собой наименьшее структурное образование материального твёрдого тела в условиях пластической деформации и образуется при переходе трибосистемы (контактного объёма) через предельно активированное (критическое) состояние вследствие развития самоорганизационных процессов адаптации трибосистемы.

Универсальный размер (объём) механического кванта равен:

$$V_Q = (e^3)^3 = (20,08553695)^3 = 8103,083969 \text{ атомных осцилляторов.}$$

Механический квант сам по себе является динамическим осциллятором диссипативных структур трения и его линейный размер равен радиусу сферического идеального кристалла:

$$D_Q = 2R_{MQ} = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot W^3 d_a^3}{4 \cdot \pi}} = 7,177 \text{ нм.} \quad (28)$$

Здесь d_a - средний атомный диаметр.

Собственно механический квант следует рассматривать как элементарную наноструктуру металлического твердого тела [4].

На рис. 3 представлена сконструированная модель этого атомарно-шероховатого теоретического кристалла [4], состоящего из 8103 кубических атомных ячеек.

В объёме элементарной трибосистемы (равновесной шероховатости) количество таких механических квантов (трибосистем) равно, примерно, $n_* = 0,63 \cdot 10^8$, т.е. безопасному числу циклов усталости.

Размер элементарной трибосистемы определяется универсальной константой:

$$R_f = k \cdot N_f = R_{MQ} \cdot N_Q = R_{MQ} \cdot 2\pi \cdot 10^7, \quad (29)$$

которая характеризует энергетический размер одной элементарной трибосистемы.

Здесь $R_{MQ} = k \cdot 8103,085 \dots \frac{\dot{A}e}{\ddot{a}\delta\ddot{a} \cdot \dot{I}Q}$; $R_f = R_{MQ} \cdot N_Q \frac{\dot{A}e}{\ddot{a}\delta\ddot{a} \cdot \dot{O}S}$; k - постоянная Больцмана; N_f - число атомов в объёме элементарной трибосистемы; N_Q - количество механических квантов (трибосистем) в одной элементарной трибосистеме. Для всех материалов, в условиях идеальной эволюции трибосистемы, количество атомов (механических квантов (MQ)) в объёме одной элементарной трибосистеме (TS) величина постоянная. Таким образом, можно говорить о количестве вещества, равного по массе, одной элементарной трибосистеме (одному механическому кванту).

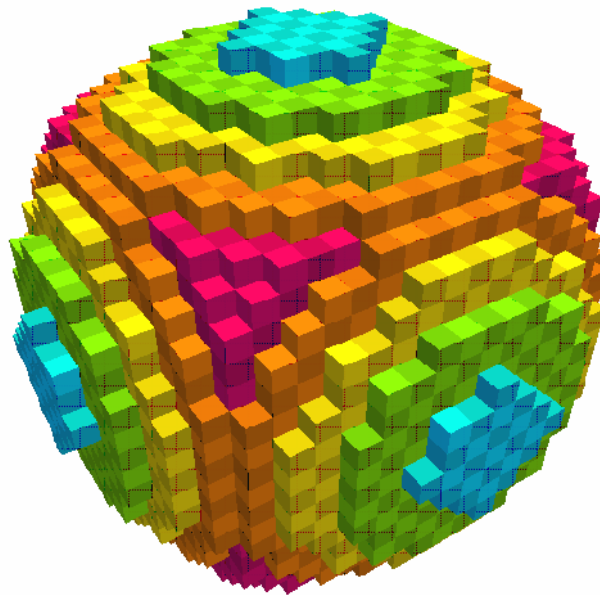


Рис. 3 Модель кристалла элементарной наноструктуры трения – механический квант

Синергизм трибосистемы и оптимальность состояния

Идеальное, квазиупругое состояние контакта при его полной эволюции представляет собой эффект наиболее полного рассеяния энергии внешнего механического движения по вновь образованным (по механизму самоорганизации в окрестности критического состояния) структурным элементам – механическим квантам (динамическим осцилляторам), которые реализуют наиболее полное ротационно-колебательное их поведение относительно друг друга в объёме элементарной трибосистемы. При этом сопротивление их относительно взаимодвижению минимально – упруго и соответствует упругости идеальных атомарных (термодинамически равновесных) взаимодействий на уровне электронных оболочек.

Универсальные константы механического кванта и элементарной трибосистемы (материальной точки) определяют как квантовую модель демпфирования поверхностей

$$f_{dis} = \frac{3R_{MQ}T n_i}{N l_f} = \frac{U_{1Q}n_i}{U_{1Q}n_*} = \frac{n_i}{n_*} = 1 - f_{adapt}; \quad f = 1 - \frac{n_i}{n_*} = \frac{n_{dest}}{n_*}, \quad (30)$$

учитывающей кванты разрушения n_{dest} (необратимая компонента процесса) и кванты демпфирования n_i (обратимая, упругая компонента (число усталости)), так и вероятностную модель эволюции трибосистемы к наиболее упорядоченному состоянию

$$f_{adapt} = 1 - f_{dis} = 1 - \frac{R_f T \ln W_i}{N l_f} = 1 - \frac{\ln W_i}{\ln W_*}. \quad (31)$$

Здесь R_{MQ} постоянная деформирования (трения); $3R_{MQ}T = U_{1Q}$ - энергия одного механического кванта; W_i и W_* - текущая и предельная вероятности состояний совместимых трибосистем.

Согласно модели квантового демпфирования поверхностей при трении в условиях наиболее полной эволюции (адаптации) элементарной трибосистемы все механические кванты, за исключением одного, упруго и обратимо трансформируют энергию внешнего воздействия (механического движения). Один механический квант излучения ($\cong 8103$ атомов) – есть минимальная потеря (существо безызносности).

Рассмотрены [2] физические и количественные закономерности формирования совместимого трения диссипативных структур, обладающих долговечностью пропорциональной числу циклов нагружения ($1 \div 0,63 \cdot 10^8$) элементарной трибосистемы до предельного состояния. В области диапазона совместимости (рис.1) существует набор дискретных уровней совместимого трения, подчиняющихся квантовой модели демпфирования поверхностей. Эти уровни квантово различаются по степени рассеяния энергии по структурным элементам диссипативных структур, обладающих возрастающей степенью фрактально-геометрического их совершенства, в направлении к точке идеально-упругого (аномально-низкого) трения (т.4).

Учитывая принцип квантовых уровней L_n совместимого трения, степень совершенства диссипативных структур трения в области совместимости, возможно оценивать, сопоставляя развороты структурных элементов в пропорции к полному обороту (осцилляции) механического (нано) кванта, т.е. $360^\circ / L_i = \varphi_i^\circ$ - элементарный фрактальный (видимо, по дисклинационному (ротационному механизму)) угол разворота структурных элементов при квазивязкой, упруго-пластической деформации объёма трения.

Здесь можно говорить о синергизме при эволюции трения, который проявляется в возникновении действительно новых свойств у целого, элементарной трибосистемы, образованной в т.2 – центре самоорганизационных процессов. Эти новые свойства есть существо коллективного, действительно совместного, взаимо-

действия совокупности механических (нано) квантов в т.4 идеальной эволюции трибосистемы. Нанокванты как трибоподсистемы в их упругом взаимодействии реализуют наивысшую совместимость трибоматериалов и соответственно максимум долговечности элементарной трибосистемы. Механический квант является собой именно асимптотически устойчивый аттрактор типа предельного цикла для деформируемого твёрдого тела. Он действительно представляет предел в структурной эволюции твёрдого тела и характеризует предельную долговечность рабочего цикла трущейся пары.

Принципиальная основа естественных нанотехнологий холодной обработки давлением

В соответствии с вышеупомянутой исходной информацией, с учетом кинетического уравнения пластической деформации (17), процесс эволюции (адаптации) деформируемой системы в условиях операций холодной обработки металлов давлением, условно, в наиболее общем случае, можно представить в виде двух этапов.

Первый этап деформации – этап накопления скрытой энергии деформации до состояния предразрушения – близкого к критической плотности скрытой энергии u_e^* . По мере возрастания в деформируемых объёмах материала плотности скрытой энергии u_e (упрочнение – механическая активация), скорость процесса деформационного упрочнения уменьшается и асимптотически стремится к нулю. При этом объёмы деформируемого металла характеризуются максимальным упрочнением ($u_e \cong u_e^*$). Достигается предельно неустойчивое термодинамическое состояние – точка бифуркации. Обычно далее эволюция в системе может «раздвоиться». Первый путь - это разрушение деформируемого объёма. Второй - это путь естественно эволюционный и наиболее благоприятный – реализовать диссипативный процесс и приспособиться к внешним условиям. Тем более что система находится в условиях именно благоприятствующих развитию второго пути эволюции – неравномерного всестороннего сжатия. В соответствии с кинетическим уравнением пластической деформации (17) может иметь место второй этап адаптации системы, связанный с высвобождением накопленной скрытой энергии деформации. Скорость процессов, контролирующей динамический возврат, при этом асимптотически возрастает. Процесс протекает скачкообразно – флуктуация в макрообъёме. Устанавливается новое квазиравновесное состояние, соответствующее внешним условиям. Такой характер поведения тела под действием приложенных внешних сил имеет место, например, при стационарном течении вязких жидкостей, установившейся ползучести металлов и др., когда структурное (следовательно, термодинамическое) состояние элемента тела не изменяется.

Перестраиваясь эстафетно между двумя смежными состояниями (структурами), деформируемый объём испытывает пластическое течение как диссипативный процесс. Осуществляемая в ходе интенсивных диссипативных (релаксационных) процессов, самоорганизация структуры приводит к адаптации системы к условиям внешнего воздействия и повышению её работоспособности.

При наиболее развитом процессе возможно получение схемы деформации, описанной выше для наноквантового состояния, т.е. когда будет иметь место идеальная структурная сверхпластичность – высокая степень эффективности процесса и высокие свойства изделия.

Таким образом, мы видим, что в реальных схемах холодной обработки металлов давлением уже органически заложен принцип возможности реализации свойства самоорганизации деформируемых тел. Естественно, что главной задачей современных технологий, основанных на том свойстве, является задача оптимизации процесса управления такими технологиями [5] с целью получения заданного комплекса эксплуатационных свойств путём создания сильно возбуждённого состояния с последующей трансформацией его в приспособившуюся (оптимальную) структуру. И здесь же, в первую очередь, стоит задача более глубокого всестороннего исследования комплекса состояний и свойств самой деформируемой системы в этих условиях. Только лишь в таком случае возможно решение полной задачи состояния высокопроизводительных энерго- и материалосберегающих технологий.

Список литературы: 1. Бриджмен П. Исследование больших пластических деформаций и разрыва.-М.: Изд. Иностранная литература, 1995.-444 с. 2. Фёдоров С.В. Основы трибоэргодинамики и физико-химические предпосылки теории совместимости.- Калининград: КГТУ, 2003. – 415с. 3. Фёдоров В.В. Эргодинамическая концепция разрушения // Проблемы прочности, 1991.-№8.-С.48-58, №10.-С. 31-35. 4. Fedorov S.V. The Mechanical Quantum of Dissipative Friction Structures is the Elementary Tribonanostructure/ Proceedings of World Tribology Congress 2009 (6-11 September 2009): Japanese Society of Tribologists.- Kyoto, Japan.p. 926 5. Фёдоров С.В., Сабол С.Ф., Ревенко В.В. Об оптимальном использовании свойства самоорганизации деформируемых тел и управлении операциями холодной обработки давлением / Инженерные проблемы трения, смазки, изнашивания. Сб. науч. работ. Вып.48., Калининград БГАРФ, 2001, С.59-86.

УДК 621.73, 621.777

ЄВСТРАТОВ В.О., д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»

ПРО ДЕЯКІ ЗАБОБОНИ В ОБРОБЛЕННІ МЕТАЛІВ ТИСКОМ

Оброблення металів тиском відоме людству з давніх-давен, але наукові основи технології оброблення металів тиском (ОМТ) та конструювання штампів були закладені лише у 30-х роках ХХ-го століття, коли в Америці, Німеччині, Радянському Союзі, Британії стали широко використовувати штампування і публікувати підручники, монографії, статті, що присвячені технології ОМТ [1-5].

Теоретичні підходи на той час були обмежені, тому підручники, монографії й довідники базувались на спрощених моделях процесів ОМТ або навіть і на емпіричній основі. З тих часів в ОМТ були сформульовані деякі «Правила», які на сьогодні виглядають як забобони. Ці забобони суттєво погіршують технологічні рішення, значно здорожують вартість виготовлення штампів та знижують їхню стійкість.

Розглянемо деякі забобони, що пов'язані з ОМТ.

1. Недоцільність використання закритих штампів.

Сутність забобону: стійкість закритих штампів на порядок нижча, ніж стійкість відкритих.

В усіх підручниках та довідниках стверджується, що для штампування вісесиметричних штампованок застосування закритих штампів дає суттєві переваги як у технічному (покращується макроструктура штампованки, спрощується виготовлення штампа), так і в економічному аспектах (у зв'язку з відсутністю ґрату зменшуються витрати металу та підвищується продуктивність праці, зменшуються капітальні та поточні витрати). Проте зазначається, що стійкість закритих штампів значно зменшується відносно стійкості відкритих, а через це використовувати закриті штампи недоцільно. На жаль, це один з поширених забобонів, який виник через те, що штампування у закритих штампах здійснюють так само, як і штампування у відкритих.

У відкритих штампах процес формозміни заготованки можна умовно розділити на три стадії: 1) вільна формозміна заготованки, коли стінки рівчака, що прилягають до ґратового містка, ще не впливають на течію металу, а заповнення рівчака відбувається у відповідності із законом найменшого опору деформації; 2) спрямована формозміна заготованки, коли стінки рівчака, які прилягають до ґратового містка, суттєво впливають на течію металу, що зумовлює спрямоване заповнення рівчака і часткове витікання металу у ґратову канавку; 3) доштамповування, тобто витискання надлишку металу у ґратову канавку. Ця стадія завершується тоді, коли верхня та нижня частини штампа зімкнуться по поверхні їхнього з'єднання. Штампувальник встановлює цей момент по специфічному дзвінкому звуку в процесі удару. Третя стадія штампування у закритому штампі є обов'язковою, бо у зв'язку із зношенням рівчака штампа його об'єм поступово збільшується, і, якщо не передбачити у заготованці певного надлишку металу, то після виготовлення перших десятків чи сотень штампованок ми отримаємо суцільний брак через незаповнення.

При штампуванні у закритих штампах третя стадія відсутня, бо об'єм заготованки розраховують без такого надлишку металу, а конструкція рівчака не передбачає витискування надлишку. Конструкція рівчака передбачає можливість лише утворення задирки.

Враховуючи, що об'єм заготованки розраховують так, щоб компенсувати збільшення об'єму рівчака через його зношення, у штампі із закритим рівчаком, на відміну від штампа із відкритим рівчаком, фактична висота штампованки після завершення другої стадії (тобто цілковитого заповнення рівчака) може дещо перевищувати висоту штампованки, яка вказана на кресленику. Щоб забезпечити високу стійкість рівчака закритого штампу, процес штампування треба зупинити саме на цьому етапі, ні в якому разі не доводячи до зімкнення верхньої та нижньої частини штампа по поверхні їхнього з'єднання. Цей момент встановити досить просто: перехід від верхньої горизонтальної поверхні штампованки до похилої (як елемент тороподібної поверхні) завжди має високу шорсткість (типу апельсинової шкірки), якщо він формувався вільно, і цей же елемент має блискучу (дзеркальну) поверхню, якщо він формувався штампом. Крім того, на нижньому торчаку штампованки може з'явитись задирка, якщо штампувальник намагатиметься «доштампувати» штампованку. Тому досвідченому штампувальнику досить дати просту інструкцію: не брати до уваги зімкнення верхньої та нижньої частини штампа по поверхні їхнього з'єднання, як це робиться у штампах із відкритими рівчаками, а дивитись лише на тороподібну поверхню переходу. Коли вона стане блискучою, то штампування відбуватиметься без перевантаження рівчака та пластичної деформації штампа.

Якщо дотримуватись цих рекомендацій, то стійкість закритого рівчака буде вищою, ніж стійкість відкритого. Те, що збільшиться припуск на механічне оброблення по висоті штампованки, не має суттєвого значення. По-перше, цей припуск зменшуватиметься із наближенням зношення рівчака до допустимої межі, а по-друге, режими токарного оброблення дозволяють знімати значні припуски без збільшення кількості проходів.

2. Будь-який інструмент руйнується лише під час робочого ходу і під дією робочого зусилля.

Сутність забобону: зусилля витягання інструменту із штампованки не впливає на довговічність.

Детальні дослідження на пуансонах для холодного видавлювання [7,8] показали, що тріщина може виникнути навіть у тому разі, коли пуансон тільки стискається. Тріщина утворюється в тому випадку, коли $\sigma_R = \sigma_{зал} > S_{відр}$, а ця умова виконується, коли $\sigma_{сер} \cdot \alpha_\sigma > \sigma_{0,2}$, тобто, коли в галтелі під час робочого ходу відбувається пластична деформація, яка обумовлена стисканням пуансона силою F_σ . Дослідження показали, що циклічне навантаження призводить до утворення тріщини навіть за умови $\sigma_R \approx S_{відр}$. Це означає, що вірогідність утворення тріщини в реальних умовах роботи пуансонів для холодного видавлювання значно вища, ніж при одноразовому навантаженні.

Дослідження також показали, що тріщина, якщо вона вже виникла, може поводитись по-різному (рис. 1).

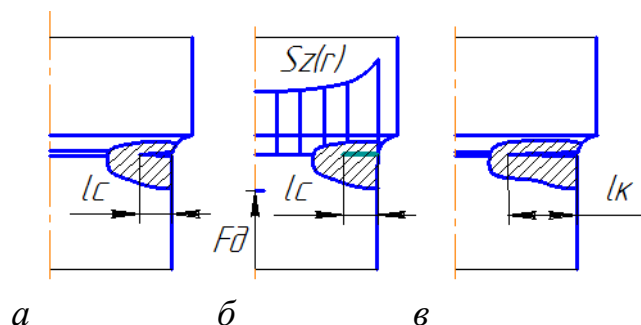


Рис. 1. Схеми поведінки пуансона з тріщиною в галтелі: *a* – коли розмір тріщини (l_c) стабілізувався; *б* – коли на пуансон діє зусилля видавлювання, і береги стабілізованої тріщини з'єднуються; *в* – коли розповсюдження тріщини (l_k) стає критичним, і пуансон руйнується під час зворотного ходу

Якщо $\sigma_{зв} = 0$ (тобто, зворотне зусилля відсутнє і зусилля розтягування не виникають, наприклад при застосуванні технічного рішення [9]), то тріщина розвивається до певної межі, після чого її розміри стабілізуються (рис. 1, *a*). Під час робочого ходу береги тріщини змикаються (тріщина закривається), і пуансон може працювати як суцільний (рис. 1, *б*), але за умов, що він навантажується симетрично і в області тріщини не виникають напруження розтягу. Проте, якщо при зворотному ході поковзля діє сила $F_{зв}$, яка викликає напруження $\sigma_{зв}$, то за кожен цикл навантаження-розвантаження тріщина підростає і досягає критичних розмірів, за яких напруження $\sigma_{зв}$ викликає остаточне руйнування.

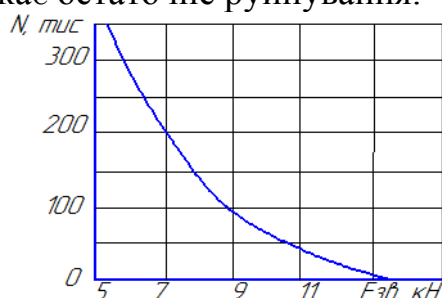


Рис. 2. Графік довговічності пуансона зі сталі X12M (HRC 59) в залежності від зусилля зворотного ходу $F_{зв}$ (ХВЗ, деталь В1500603)

Дослідження [8] показали, що кількість циклів до руйнування пуансона суттєво залежить від зусилля зворотного ходу $F_{зв}$ (рис. 2). З рисунка витікає, що зі зменшенням зусилля $F_{зв}$ довговічність різко збільшується і при $F_{зв} = 5$ кН вже перевищує 300 тис. штамповок, що значно вище ніж зносостійкість.

Збільшення зусилля зворотного ходу до 14 кН настільки погіршує умови роботи пуансона, що він може руйнуватись після перших же десятків циклів навантаження. Ось чому при видавлюванні сталевих деталей та деталей зі сплавів кольорових металів з великими ступенями деформації пуансони руйнуються переважно під час зворотного ходу і залишаються у видавленій деталі. Руйнування під час робочого ходу свідчить або про помилкові розрахунки під час проектування штампа, або про грубе порушення технологічного процесу видавлювання (заготованку не відпалили, не змастили, виготовили з невідповідної марки сталі або сплаву), або про грубе порушення технологічного режиму виготовлення штампа

(пуансон зробили з невідповідної сталі, погано загартували, не відпустили після загартування, зробили гострий підріз галтелі тощо).

Отже, щоб запобігти утворенню тріщини в пуансоні для видавлювання, необхідно: 1. Так розрахувати переходи видавлювання, щоб на кожному з них зусилля видавлювання було допустимим (щоб у галтелі пуансона в області Π не було пластичної деформації).

Для цього треба: 1) або так побудувати технологічний процес видавлювання, щоб зусилля деформації F_d не обумовлювало осьового напруження σ_z , яке з урахуванням концентрації напружень перевищувало б напруження течії матеріалу пуансона $\sigma_{0,2}$, 2) або взяти для пуансона такий матеріал, напруження течії якого дозволяє забезпечити умову $\alpha_\sigma F_d / A < \sigma_{0,2}$. 2. Забезпечити безумовне виконання технологічного процесу видавлювання (відпалювати заготовки, наносити на них підмастильне покриття, змащувати заготовки тощо). 3. Точно виготовити штамп, забезпечити співвісність пуансона та матриці ($e = 0$). Цього можна досягти, як правило, технологічними засобами, зокрема, розточуванням місць під матрицю (або матрицетримач) і пуансонотримач з однієї установки на верстат верхньої та нижньої частин штампа. 4. Точно центрувати заготовку в матриці. Це можна забезпечити, передбачивши в матриці конічну західну частину, а розміри заготовки прийняти в межах $D_m + 0,05 < D_s < D_m + 0,15$ щоб вона перед деформуванням запресовувалась у матрицю і точно центрувалась у ній.

Щоб запобігти розповсюдженню тріщини на весь перетин пуансона для видавлювання, необхідно: 1. Значно зменшити зусилля витягання пуансона зі штампованки. Для цього можна застосувати спосіб, який запропонований в роботі [9]. 2. Якщо зменшити зусилля витягання пуансона зі штампованки не вдається, то треба оптимізувати розміри висоти калібрувального пояса пуансона.

3. Вплив розмірів інструмента та особливостей структури заготовки на стійкість та витрати матеріалу.

Сутність забобону: для виготовлення робочого інструменту можна використати інструментальну сталь певної марки, не зважаючи на те, які розміри та структуру вона має.

Довговічність і зносостійкість пуансонів і матриць суттєво залежить від їхньої конструкції та особливостей структури метала заготовки. Прокат, з якого виробляють робочі деталі штампа, має певні особливості, які полягають у наступному. По-перше, властивості металу по перетину заготовки досить суттєво розрізняються, що пов'язано з умовами кристалізації зливка. Осьова зона містить значно більший відсоток шкідливих домішок сірки та фосфору, а також дефектів осідного походження. По-друге, інструментальні сталі, з яких виготовляють робочі частини штампів, характеризуються певним балом карбідної неоднорідності. Чим менший бал, тим вищі механічні властивості металу. Сталі з карбідним балом 5...7 і вище слід вважати взагалі непридатними для виготовлення навантаженого інструменту (пуансонів та матриць для видавлювання та розділових операцій).

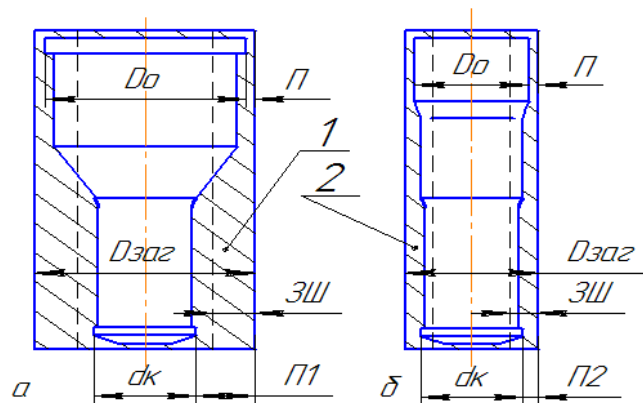


Рис. 3. Залежність розмірів вихідної заготовки від особливостей конструкції пуансона. 3Ш – ширина здорової шкірки заготовки.

Заготовки у вигляді прокату (іноді у вигляді покованок) мають різний карбідний бал: він вищий в осевій зоні і менший на периферії. Ці дуже важливі особливості треба приймати до уваги, конструюючи робочі частини штампів.

На рис. 3 показані різні конструкції пуансонів, у яких відношення D_o/d_k суттєво різні. На рис. 3,а це відношення складає 1,5 і більше. На рис. 3,б це відношення не перевищує 1,1. Тому калібрувальний поясок пуансона для видавлювання (або ріжучу крайку пуансона для розділових операцій) виготовляють не із зовнішнього шару вихідної заготовки, властивості якого найвищі, а з металу, який містить підвищену кількість шкідливих домішок сірки та фосфору, а також має дефекти структури осідного походження.

Для виготовлення пуансона по рис. 3,а треба видалити в стружку усю область 1 (заштриховану частину заготовки). В цьому разі припуск на оброблення перевищує товщину шару здорового металу ($П1 > 3Ш$), а через те калібрувальна частина пуансона для видавлювання (або його галтель, або ріжуча крайка пуансона для розділових операцій) виготовляється з серцевинної частини заготовки, яка має значно нижчі показники міцності й зносостійкості.

Для виготовлення пуансона по рис. 3,б треба видалити в стружку лише область 2 (так само заштриховану). Але в цьому разі припуск на оброблення не перевищує товщини шару здорового металу ($П2 < 3Ш$), через що калібруюча частина пуансона для видавлювання (або його галтель, або ріжуча крайка пуансона для розділових операцій) виготовляється з шару заготовки, яка має значно вищі показники міцності й зносостійкості.

Крім того, заготовки меншого діаметра мають відчутно нижчий карбідний бал, що також суттєво підвищує стійкість пуансонів.

Ось чому пуансони з невеликим перепадом діаметрів робочої та опорної частин (як це показано на рис. 3,б) мають суттєво вищу стійкість.

Треба звернути увагу також і на те, що витрата кошовної та дефіцитної штампової сталі у першому варіанті у 2,5...3,5 рази вища (за умов однакових розмірів робочих частин), що в умовах ринкової економіки також має суттєве значення.

Вплив особливостей структури металу на стійкість матриць для витягування та розділових операцій можна показати на такому прикладі.

Нехай треба зробити двобічну матрицю для витягування (рис. 4, а).

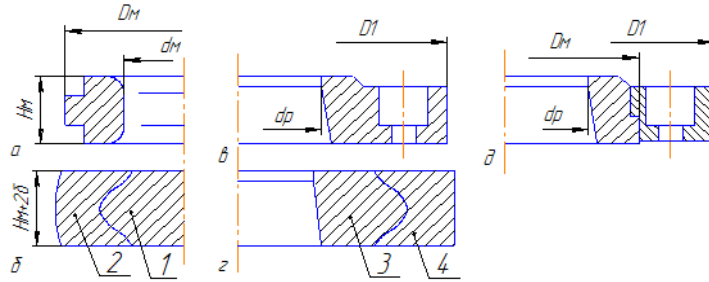


Рис. 4. Вплив конструкції матриці на якість металу, з якого виготовляються її робочі елементи

Якщо заготованку для неї виготовити з відрізка штанги методом осаджування на плоских не змашених бойках, то дендритна зона буде розташована в області 1 (див. рис. 4, б), яка буде видалена під час виготовлення матриці. Радіус витягувальної частини буде виготовлений з металу (зона 2), який має дещо вищі механічні властивості. В цій зоні також нижчий карбідний бал.

На рис. 4,в показана матриця для розділових операцій. Ця конструкція об'єднує матрицю та матрицетримач. Тому її зовнішній діаметр значно більший за діаметр отвору. Через те ріжуча крайка матриці виготовляється з дендритної зони 3 (особливо в тому випадку, коли матриця виготовляється з прошитої заготовки, як це показано на рис. 4,з). Крім того, в цій зоні значна карбідна неоднорідність, а також зосередження великої кількості дефектів осідного походження. З цієї причини стійкість ріжучої крайки буде суттєво нижчою. Найкращий метал знаходиться в зоні 4, яка використовується як пуансонотримач, навантаження на який дуже і дуже низькі. Варіант конструкції матриці з відокремленим матрицетримачем (див. рис. 4,д) дозволяє отримати ріжучу крайку матриці з більш доброякісного металу, якщо для виготовлення використати заготованку по рис. 4,б.

Отже, співставлення варіантів виготовлення матриць для глибокого витягування та розділових операцій показує, що матриці треба робити з якнайтоншими стінками, щоб їхні робочі елементи можна було виготовити з тієї частини покованки (після відрізання штанги та осаджування на плоских бійках без змашування), яка є найбільш доброякісною.

Робити матриці великого діаметра і малої висоти з товстолистового прокату недоцільно через те, що механічні властивості прокату металу вздовж волокна і впоперек досить суттєво відрізняються. Тому стійкість таких матриць буде і нестабільною, і відносно низькою. В такому випадку краще виготовити матрицю з покованки із застосуванням операції розкочування на оправці.

4. Конструювання та використання ґратових канавок.

Сутність забобону: розміри ґратового містка не залежить від висоти штампванки, а тип ґратової канавки не залежить від об'єму виробництва і властивостей заготованки.

Для визначення параметрів ґратової канавки спочатку по формулі $h_o = 0,015 \sqrt{A_{ш}}$ розраховують висоту містка h_o (тут $A_{ш}$ – площа штампванки в площині з'єднання штампів (по дзеркалу), а далі по таблиці визначають усі інші

параметри: [1, 3-5]. Однак ця формула не враховує такого важливого чинника, як висота штампованки. Розрахунки показують, що із збільшенням висоти штампованки збільшується об'єм надлишкового металу, який треба витіснити у ґратову канавку в процесі «доштамповування» (якщо ми хочемо використати максимальне допустиме зношення рівчачка штампа). Тому розміри ґратової канавки, особливо кишені (магазина) треба розраховувати, виходячи з цього об'єму, а також коефіцієнту заповнення ґратової канавки ζ , який треба приймати у межах 0,5...0,8 [4].

У сучасних умовах, коли об'єми виробництва суттєво знизились, вимоги щодо стійкості ґратової канавки суттєво змінилися. Тому набули поширення канавки першого типу, про які йде мова у роботі [1]. Але вони повністю виключені у наступних роботах [4,5].

Тут треба зробити одне уточнення. Усі пуансони штампів для обрізування ґрату діляться на два принципово різні типи: 1) пуансони, які приймають безпосередню участь у розділенні ґрату і штампованки; 2) пуансони які тільки тиснуть на штампованку.

Пуансони першого типу широко використовують у авіабудуванні, коли штампують деталі з тонкими фланцями. Через наявність тонкого фланця вони стають дуже нетехнологічними, бо поверхню з'єднання штампів треба розташовувати так, щоб покованка надійно центрувалась в обрізувальному штампі. Ця вимога призводить до того, що всю фігуру треба розміщувати у нижньому штампі і використовувати ґратову канавку першого типу [1], але дещо удосконалену, як це показано на рис. 5. Таке рішення виключає фрезерування ґратової канавки у верхньому штампі (що скорочує об'єм його механічного оброблення) і дозволяє зробити його поверхню плоскою. Це ускладнює обрізування ґрату (треба робити ріжучий пуансон), але дає можливість застосувати один верхній штамп з плоским дзеркалом для виготовлення декількох різних штампованок, формоутворення яких здійснюється цілком у нижньому штампі (рис. 5).

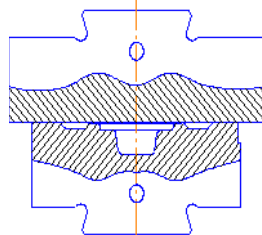


Рис. 5. Штамп з універсальним плоским верхнім бойком для виготовлення деталей з тонкими фланцями

ґратова канавка першого типу має нижчу стійкість, ніж канавка другого типу (за класифікацією А.Н.Брюханова [1]). Але невелика серійність у літакобудуванні а також властивості алюмінієвих сплавів дають можливість використати це технічне рішення.

Пуансони другого типу широко використовують у різних галузях для обрізування високих штампованок. При цьому треба звернути увагу на те, що пуансон може занурюватись у матрицю, а може й не занурюватись. В першому випадку між пуансоном і матрицею треба робити проміжок z , розмір якого можна вира-

хувати по формулі $z = h_s \cdot \operatorname{tg} \alpha + r_{ш}$, але не більш, як 2 мм. Тут позначено: h_s – висота штампованки, яка розташована вище дзеркала обрізувальної матриці; α – штампувальний нахил у градусах; $r_{ш}$ – радіус тієї частини штампованки, яка прилягає до пуансону. При цьому робити у штампі знімач (або ексцентричні проточки на пуансоні) зовсім не треба, бо значний зазор між матрицею та пуансоном забезпечує вільне знімання ґрату з пуансону під дією ваги.

При обрізуванні високих штампованок складної форми обрізний штамп можна конструювати так, щоб пуансон не занурювався у матрицю. Це значно знижує вимоги до конструкції пуансона та спрощує його виготовлення. Наприклад, при обрізуванні повідні, яка має хрестоподібну форму в плані (рис. 6,а), на одному з заводів Харкова пуансон також робили хрестоподібним і приганяли його по матриці з зазором 0,2 мм. При цьому так проектували штамп, що пуансон заходив у матрицю, а щоб ґрат не зависав на пуансоні, у штампі передбачали жорсткий знімач, а також напрямні колонки та втулки), його важко було обслуговувати (бо жорсткий знімач заважав вкладати покованку у матрицю). За раціоналізаторською пропозицією пуансон зробили циліндричним, щоби він тільки штовхав штампованку на товщину зрізу ґрату та проштовхував її крізь поясок матриці. При цьому з'явилась можливість використати штамп без напрямних вузлів (рис. 6,б)

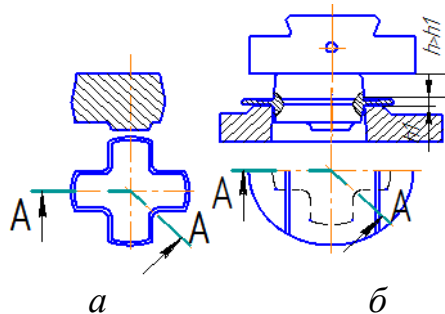


Рис. 6. Покованка повідні хрестоподібної форми (а); конструкція робочих частин штампа за раціоналізаторською пропозицією з циліндричним пуансоном спрощеної форми (б)

Це не тільки скоротило витрати на виготовлення штампа, але й призвело до значного полегшення його налагодження і підвищення продуктивності праці.

5. Використання принципу подвоєння стійкості.

Сутність забобону: для подвоєння стійкості необхідно виготовляти два комплекти інструменту.

В той же час у багатьох випадках можна подвоїти стійкість інструменту, використавши принцип подвоєння. Як приклади, можна навести такі.

В процесі висаджування деталей кріплення (шурупів, гвинтів, прогоничів, мутр тощо) на холодновисаджувальних автоматах пуансони досить швидко зношуються. Щоб зменшити питому вартість штампа треба зменшити витрати на виготовлення пуансонів. Основна складова виготовлення пуансона – це вартість штампової сталі. Тому невеличке збільшення довжини заготованки і виготовлення двох робочих частин на кожному пуансоні майже вдвоє зменшує його питому вартість. Ця ідея була усвідомлена вже давно, але практична реалізація була здійснена лише тоді, коли була вирішена технічна задача опирання пуансона [10].

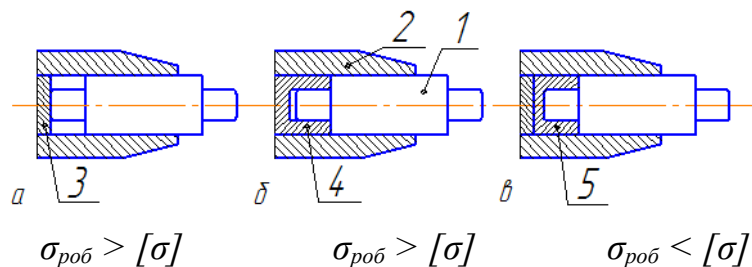


Рис. 7. Різні схеми виконання двобічного висаджувального інструмента: 1 – пуансон; 2 – пуансонотримач; 3 – загартована опора, що забезпечує обпирання на торчак; 4 – загартована опора, що забезпечує обпирання на заплечики; 5 – пластична прокладка, що забезпечує рівномірний розподіл напружень по всій поверхні пуансона

Здавалосьь, що положення безнадійне. Але автори винаходу запропонували таке рішення, яке забезпечує спирання пуансона по всій поверхні шляхом розміщення між пуансоном та пуансонотримачем пластичної прокладки (відпаленої маловуглецевої сталі), яка вирівнює напруження і забезпечує виконання умови міцності (рис. 7,в). Справа в тому, що навантаження на пуансон, віднесене до площі його опираючої поверхні, найчастіше перевищує допустиме напруження $\sigma_{роб} > [\sigma]$ (рис. 7,а). Якщо ж спирати пуансон на заплечики, то й у цьому випадку маємо невиконання умови міцності $\sigma_{роб} > [\sigma]$ (рис. 7,б).

Другий приклад – використання двобічних матриць для витягування та згинання. Матриці для витягування зношуються достатньо інтенсивно по тороподібній поверхні. Це обумовлено значним шляхом тертя $L_{тер}$, який на матриці на порядок більший за шлях тертя на пуансоні. При цьому допуск на зношення майже не впливає на якість деталі, що виготовляється. Але зношення матриці призводить до появи на її поверхні рисок, що може спричинити до невірного браку. Щоб подвоїти ресурс витяжної матриці на зношення, доцільно виконувати її двобічною, як показано на рис. 8.

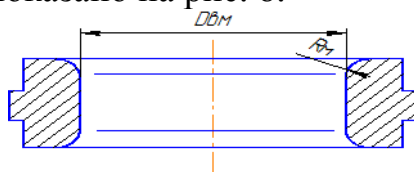


Рис. 8. Двобічна витяжна матриця

Аналогічним способом можна подвоїти стійкість матриці для згинання, комплекту валків для профілювання тощо.

Тлумачення основних термінів, які використані у статті.

Деталь – це такий виріб, який виготовлений з однорідного матеріалу без використання операцій збирання, розміри та шорсткість поверхонь якого дозволяють використовувати його в певних збірних одиницях (вузлах) [6].

Кресленик – графічне зображення певного об'єкта.

Креслення – процес виготовлення графічного зображення певного об'єкта.

Заготованка – напівпродукт, що призначений для подальшого оброблення тиском або різанням й отримання готового виробу [6].

Штампованка – деталь, яка може бути використана без будь-якого механічного чи іншого оброблення у збірних вузлах, або заготованка для неї, яка потребує незначного подальшого оброблення.

Стійкість штампа – це така властивість штампа, що визначається максимальною кількістю виготовлених на ньому штампованок N^{max} (деталей або їхніх заготованок), які відповідають вимогам кресленика.

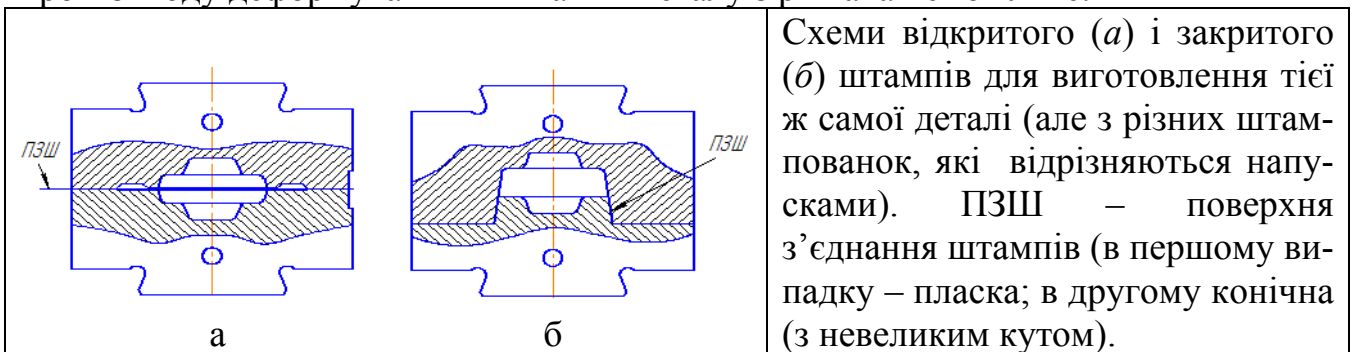
Довговічність штампа – здатність штампа виготовляти доброякісні штампованки без руйнування робочих чи інших елементів штампа.

Зносостійкість штампа – здатність штампа виготовляти доброякісні штампованки, розміри та якість поверхні яких відповідають вимогам кресленика.

Стадія штампування – умовне поділення неперервного процесу формозміни заготованки у рівчаку штампа на характерні етапи, що принципово відрізняються граничними умовами.

Відкритий рівчак – рівчак штампа, у якому поверхня з'єднання розташована перпендикулярно напрямку руху верхньої половини штампа.

Закритий рівчак – рівчак штампа, у якому поверхня з'єднання розташована паралельно напрямку руху верхньої половини штампа. Через це на всьому протязі ходу деформування витікання металу з рівчака неможливе.



Список літератури: 1. Брюханов А.Н., Ребельский А.В. Горячая штамповка. Конструирование и расчет штампов. – М.: Машгиз, 1952. 2. Ганаго О.А., Тарновский И.Я. Безоблойная штамповка на молотах. – Свердловск: Машгиз, 1955. 3. Охрименко Я.М. Технология кузнечно-штамповочного производства. – М.: Машиностроение, 1966. 4. Ковка и объемная штамповка стали. Справочник в 2-х томах. Том 1. Под ред. М.В.Сторожева. – М.: Машиностроение, 1967. 5. Ковка и штамповка. Справочник в 4-х томах. Том 2. Горячая объемная штамповка. Под ред. Е.И.Семенова. – М.: Машиностроение, 1986. 6. Политехнический словарь. Гл. ред. И.И.Артоболовский – М.: Советская энциклопедия, 1976. 7. Стаценко С.И. Повреждаемость материала деталей штампов холодной объемной штамповки и методы повышения их стойкости. Дис...канд. техн. наук, 05.02.01 и 05.03.05 – Харьков, 1991. 8. Еремин В.И. Исследование разрушения инструмента из высокопрочных штамповых сталей, применяемого для холодной объемной штамповки.: Дис...канд. техн. наук, 05.02.01 – Харьков, 1981. 9.Алиев И.С. Исследование и совершенствование процессов холодного выдавливания. Дис...докт. техн. наук, 05.03.05 – Краматорск, 1997. 10. Евстратов В.А., Евстратова Т.Л., Шевченко Н.Д. Сборный пуансон для холодной высадки. АС №1230734, МКИ В21J5/08. Опубл. 15.05.86. Бюл. 18, с. 57.

УДК 621.735

АШКЕЛЯНЕЦ А.В., асп. каф. ОМТ, НМетАУ, г.Днепропетровск

ЧУХЛЕБ В.Л., канд. техн. наук, доц. каф. ОМТ, НМетАУ,

ДАНЧЕНКО В.Н., докт. техн. наук, проф., НМетАУ, г.Днепропетровск

ДЫЯ Х., профессор, Politechnika Czestochowska, г.Ченстахова, Польша

АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ВНЕДРЕНИЯ «ВРЕЗНОГО КОЛЬЦА» С ПОСЛЕДУЮЩЕЙ ОСАДКОЙ В ПОДКЛАДНОМ КОЛЬЦЕ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ДИСКА С УСТУПОМ

В работе представлены результаты математического моделирования, с применением программного продукта «Forge3», формоизменения металла при использовании технологичного инструмента - «врезное кольцо». Они используются для получения свободной ковкой поковок типа дисков с уступами, с последующей осадкой полученной заготовки в подкладном кольце.

Ключевые слова: ковка, заготовка, осадка, инструмент, диск, уступ, поковка, кольцо.

В роботі представлені результати математичного моделювання, з використанням програмного продукту “Forge3”, формозміни металу при використанні технологічного інструменту – “врізне кільце”. Вони використовуються для виготовлення вільним куванням поковок типу диск з уступом, з послідуною осадкою отриманої заготовки в підкладному кільці.

Ключові слова: кування, заготовка, осадка, інструмент, диск, уступ, поковка, кільце.

The results of mathematical modeling, using software «Forge3», metal forming, using technological tool - cutting ring, were shown in the work. They are used for receiving forgings, stepped discs, by free forging and subsequent upset of the received forgings in the spacing ring.

Key words: preparation, a deposit, the tool, a disk, a ledge, forged piece, ring.

Ковка дисков с уступами относится к металлоемким операциям, что обуславливается большими значениями допусков и напусков при получении данного типа поковок. Это в свою очередь приводит к большим отходам металла при дальнейшей обработке данного изделия. Основной металлозатратной операцией является удаление кузнечного напуска, который назначается при получении диска с уступом в случае, когда высота уступа в несколько раз превышает высоту полотна диска. То ту часть уступа, которую невозможно получить существующей технологией, а именно осадкой в подкладном кольце, накрывают кузнечным напуском, который в дальнейшем удаляется механической обработкой. Так применение технологического инструмента «врезное кольцо», которое дает возможность получить максимально приближенную форму поковки к размерам конечного изделия за счет рационального формоизменения заготовки при его внедрении и этим дает возможность не назначать кузнечный напуск при производстве данного типа дисков с уступами и этим уменьшить металлозатраты производства, является актуальным.

Описание и анализ экспериментального исследования применения технологического инструмента «врезное кольцо» было рассмотрено авторами [1], где описывалось влияние наружного угла конусности «врезного кольца» на конечную высоту заготовки при проведении первого этапа эксперимента, который заключался во внедрении «врезного кольца» с различными углами конусности. Так же авторами [2] были проанализированы экспериментальные исследования, а именно влияния внутреннего угла конусности на конечную высоту уступа.

Задачей данного исследования является оценка результатов математического моделирования и сравнение их с полученными данными экспериментальных исследований. Эти экспериментальные исследования выполнялись с приме-

нием технологического инструмента «врезное кольцо» при получении дисков с уступом, высота которого в несколько раз превышает высоту полотна диска без назначения кузнечного напуска.

Цель работы состоит в сравнении полученных результатов экспериментальных и теоретических исследований на основании формоизменения металла при внедрении технологического инструмента «врезное кольцо» в цилиндрическую заготовку с последующей осадкой полученной заготовки в подкладном кольце. При этом в результате математического моделирования были получены такие данные как температура, степень деформации, напряжения в поперечном сечении образца после каждой стадии предлагаемой технологии производства данного типа дисков.

Переходы предлагаемого способа производства дисков с уступом при использовании технологического инструмента «врезного кольца» представлено на рис. 1.

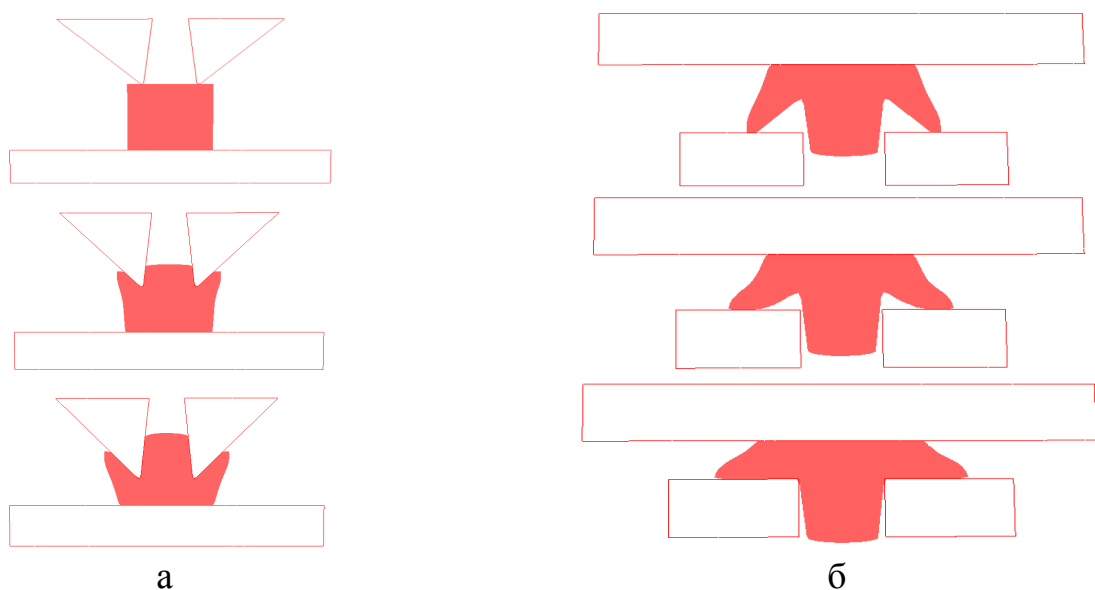


Рис. 1. - Переходы новой технологии производства дисков с уступами [3]
 а - 1-ая стадия (внедрение “врезного кольца”), б - 2-ая стадия (осадка в подкладном кольце)

Для дальнейшего теоретического исследования формоизменения металла была выбрана программа компьютерного моделирования «Forge3» фирмы «Transvalor» (Франция). Исследования проводились совместно с сотрудниками Ченстоховского политехнического университета в рамках договора о сотрудничестве с НМетАУ.

Описание модели процесса формоизменения при моделировании поставленной задачи: используется закон трения Амонтона; принимается теория пластического течения несжимаемых сред Сен-Венана – Леви – Мизеса; задача считается трехмерной.

Для получения решения в программе «Forge3» используется условие стационарности функционала смешанного вариационного принципа:

$$J = \frac{1}{2} \int_V \sigma_S \dot{\varepsilon}_j dV + \int_V \sigma_{\square} \dot{\varepsilon}_O dV - \int_F \sigma_{\tau} u_{\tau} dF .$$

где - зависимость напряжения текучести σ_S от интенсивности скорости деформации $\dot{\varepsilon}_i$, интенсивности деформации ε_j и температуры t ; V – объем металла; σ_T и u_T - напряжение трения и скорость скольжения металла по инструменту; F – поверхность контакта металла с инструментом.

Зависимость $\sigma_S(\varepsilon_i, \varepsilon_j, t)$ выбирается для конкретных материалов из литературных данных или по результатам пластометрических испытаний.

В программе используются конечные элементы в виде тетраэдров с линейной аппроксимацией среднего напряжения и кусочно-линейной аппроксимацией скорости (по угловым узлам элемента и узлу в центре тяжести элемента) [4].

В качестве исходных данных были выбраны следующие показатели: температура нагрева заготовки: $T=1200^{\circ}\text{C}$; температура инструмента: $T=50^{\circ}\text{C}$; размеры заготовки: $D_3=400\text{мм}$, $H_3=400\text{мм}$; скорость опускания инструмента: $V=60\text{мм/с}$; марка стали заготовки: Ст45.

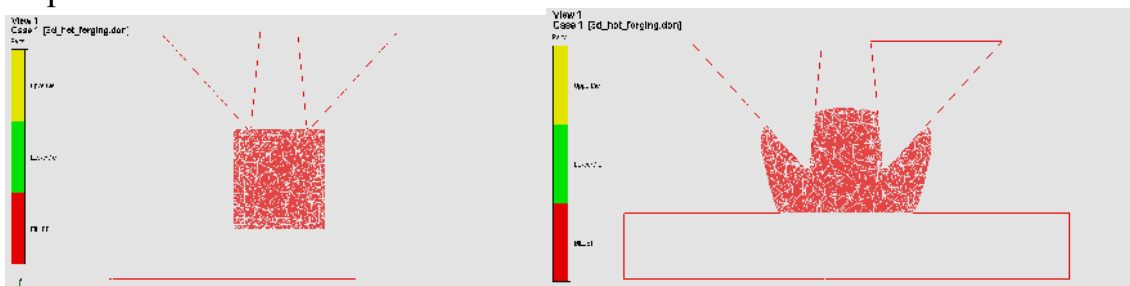


Рис. 2 - Математическое моделирование внедрения «врезного кольца».

Данная схема, представленная на рис. 2, соответствует 9-ому номеру опыта ПФЭ. [2] «Врезное кольцо» применялось со следующей геометрической формой: $\alpha_{\text{вн.}} - 6^{\circ}$; $\alpha_{\text{нар.}} - 45^{\circ}$; $d_{\text{отв.}} - 25\text{мм}$; $h_{\text{внедр.}} - 2/3$ высоты заготовки.

Марки стали выбирались из условия реологического подобия, т.к. при проведении экспериментальных исследований использовался свинец марки С1, который по формоизменению при пластической деформации соответствует формоизменению марки стали 45 при горячей пластической деформации [5].

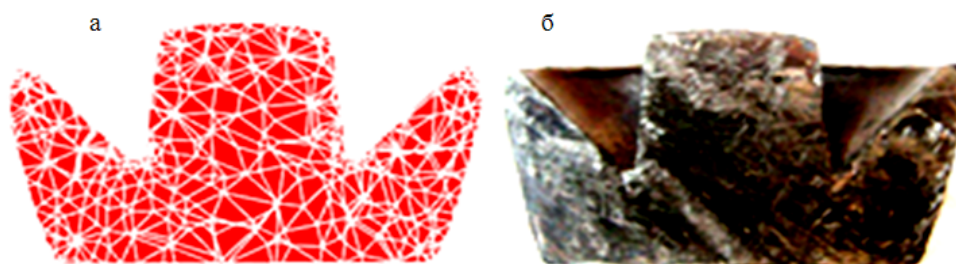
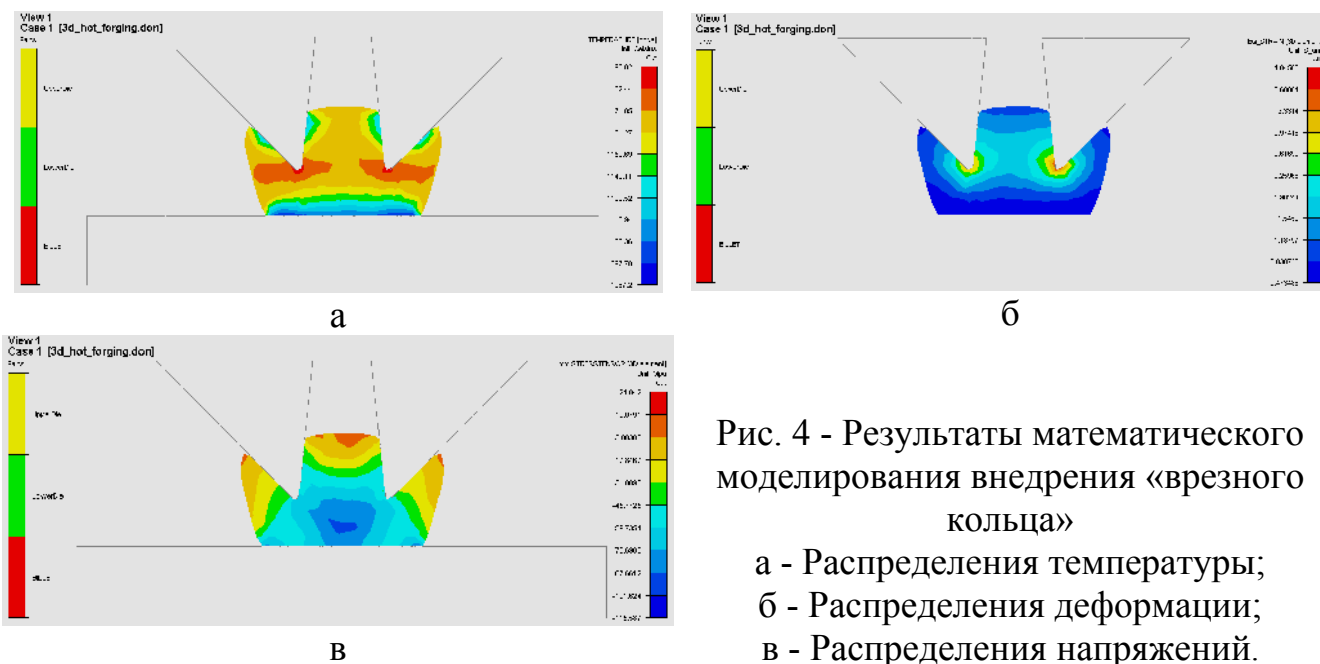


Рис. 3 - Сравнение геометрии полученных образцов после 1-й стадии

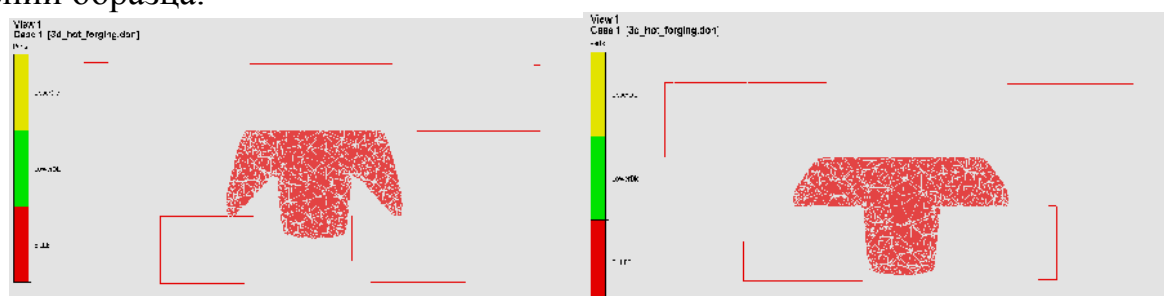
а - вид образца, полученный математическим моделированием;

б - экспериментально полученный образец.

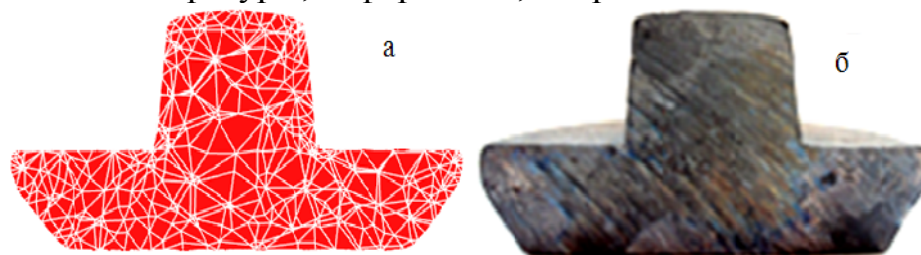
При анализе рис. 3 можно сказать, что наблюдается идентичность геометрических параметров в поперечных сечениях полученных образцов в результате математического моделирования с поперечным сечением экспериментально полученных образцов. Это в свою очередь подтверждает правильность выбора граничных условий при моделировании и так же подтверждает адекватность используемого программного обеспечения.



На рис. 4 представлены результаты математического моделирования первой стадии технологии при внедрении «врезного кольца», которые дают возможность оценить температурные и деформационные схемы распределения в поперечном сечении образца.



При моделировании второй стадии, представленной на рис. 5, граничные условия вводились только для инструмента, это: температура инструмента, коэффициент трения и условия теплообмена заготовки и инструмента. Что касается заготовки, то все ее характеристики были перенесены после первой стадии с помощью функции импорта сетки. При использовании этой функции заготовка переносится со всеми изменениями в результате первого моделирования это: перенос сетки, значение температуры, деформации, напряжений и т.д.



б - экспериментально полученный образец.

При анализе рис. 6 можно сказать, что при выполнении математического моделирования второй стадии предлагаемой технологии так же наблюдается сходство при сравнении поперечных сечений полученных образцов. Это в свою очередь так же подтверждает правильность выбора граничных условий при моделировании.

На рис. 7 представлены результаты математического моделирования второй стадии технологии, которая заключается в осадке полученной заготовки в подкладном кольце. Полученные данные дают так же возможность оценить распределения температуры и деформации в поперечном сечении образца.

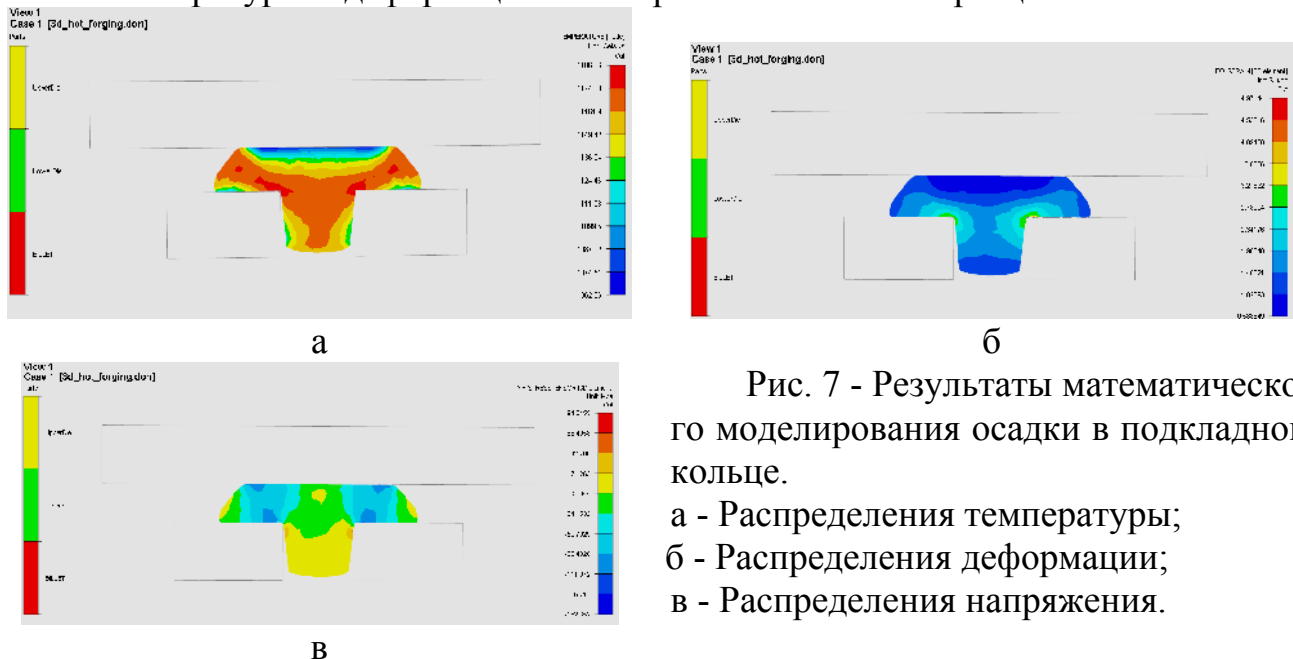


Рис. 7 - Результаты математического моделирования осадки в подкладном кольце.

а - Распределения температуры;
б - Распределения деформации;
в - Распределения напряжения.

Производство дисков с уступом при использовании технологического инструмента «врезное кольцо» дает возможность получить поковку такого типа изделий с минимальным значением кузнечного напуска, в связи с этим возникла необходимость выполнить математическое моделирование для оценки этой технологии. При сравнении экспериментальных результатов получения дисков с уступами при использовании технологического инструмента «врезное кольцо» с дальнейшей осадкой в подкладном кольце, и данных, полученных путем моделирования с использованием программного обеспечения «Forge 3», показывают хорошую сходимость результатов, что подтверждает правильность выбранного программного обеспечения и ввода граничных условий.

Список литературы: 1. Ашкелянец А.В. Экспериментальное исследование формоизменения металла при внедрении врезного кольца / Ашкелянец А.В. // Обработка материалов давлением: Тематич. сб. научн. тр. №2(21) – Краматорск: ДГМА, 2009. – с. 307-311 2. Ашкелянец А.В., Чухлеб В.Л. Анализ экспериментального исследования влияния внутреннего угла конусности на высоту уступа при внедрении «врезного кольца / Ашкелянец А.В., Чухлеб В.Л. // Обработка материалов давлением: Тематич. сб. научн. тр. №2(23) – Краматорск: ДГМА, 2010. – 99-102 с. 3. Патент 90962 Україна, МПК (2009) B21K 1/28. Спосіб кування дисків з уступами / В.Л. Чухліб, А.В. Ашкелянець. - №a200814963; Заяв. 25.12.08. Опубл. 10.06.2010. Бюл. №11. – 4 с. 4. Forge 3 - a general tool for practical optimization of forging sequence of complex three-dimensional parts in

industry / Chenot J. L., Fourment L., Coupez T, Ducloux R., Wey E. // Forging and Related Technology. – Birmingham, (UK). – 1998. – P. 113–122 5. Шломчак Г.Г. Проблеми сучасного наукового експерименту в обробці металів тиснення // Вісті Академії інж. Наук України. – 1995. - №3. – с. 79-89

УДК 621.762.4

ГАПОНОВА О.П., канд. техн. наук, старш. преподаватель, СумГУ, г. Сумы

РАЗРАБОТКА ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО РЕЖИМА ШТАМПОВКИ ДЕТАЛИ «РОЛИК СВАРОЧНЫЙ»

Разработан термомеханический режим штамповки детали «ролик сварочный» из порошкового медно-титанового материала с массовым содержанием титана 0,5%, который включает операции холодного прессования пористой заготовки, спекания и штамповку при температуре 600°C. Применение предложенного режима позволило получить детали высокого качества с необходимыми физико-механическими свойствами.

Розроблений термомеханічний режим штампування деталі «ролик зварювальний» з порошкового мідно-титанового матеріалу з масовим вмістом титану 0,5%, який включає операції холодного пресування пористої заготовки, спікання та штампування при температурі 600°C. Застосування запропонованого режиму дозволило отримати деталі високої якості з необхідними фізико-механічними властивостями.

The thermomechanical conditions stamping of detail the «roller welding» from copper-titanium powder material with mass content of titanium 0,5% has developed, which includes the operations of the cold pressing of porous billets, sintering and stamping at temperature 600°C. Application of the introduced conditions allowed to get the detail of high quality with necessary physical-mechanical properties.

Перспективними матеріалами електротехнічного призначення являються порошкові матеріали на основі міді з масовим содержанием титана 0,5% [1]. Методи порошкової металургії дозволяють отримати в одній композиції властивості різних матеріалів. Мідна матриця забезпечує достатньо високу електро- і теплопровідність, а частини титана – отримання матеріалу з високою прочністю, твердістю, зносостійкістю і дугостійкістю. Застосування термомеханічних режимів при виготовленні деталей з порошкових матеріалів, варіювання такими параметрами як температура, ступінь і швидкість деформації дозволить отримувати деталі з заданою структурою і високими фізико-механічними властивостями.

Цілью роботи є розробка термомеханічного режиму штамповки деталі «ролик сварочный» з порошкового медно-титанового матеріалу.

Результати експериментальних досліджень пластичного течення, зміни пористості і структуроутворення порошкових медно-титанових матеріалів з масовим содержанием 0,5% Ti [2, 3], а також теоретичних досліджень процесів динамічного розупрочнення показали, що в температурному інтервалі 100-300°C розупрочнення твердої фази здійснюється за рахунок динамічного возврату, а при температурах 500-700°C – динамічної рекристалізації, яка приводить до найбільш інтенсивного зменшення напружень тече-

ния и уплотнению [4]. Кроме того, при деформации в интервале 500-600°C в следствие разупрочнения за счет динамической рекристаллизации твердой фазы формируется мелкозернистая структура с размером зерна меди до 5,4 мкм.

На основании полученных теоретических и экспериментальных исследований разработана технология изготовления детали «ролик сварочный» из порошкового медно-титанового материала с 0,5% Ti (рис. 1). Технология изготовления детали включает операции холодного прессования пористой заготовки пористостью 10-15%, спекания при температуре 920°C и штамповку при температуре 600°C.

Прессование заготовки детали «ролик сварочный» пористостью 15% выполняли на гидравлическом прессе модели ПД-476 силой 1600 кН. Форма и параметры заготовки после прессования представлены на рис. 2, а. Спекание спрессованных заготовок проводили по ступенчатому режиму в среде генераторного газа, выдержка при температуре 920±5°C составляла 3 ч. Спеченные заготовки с целью доуплотнения, формирования рабочей части детали и получения требуемых геометрических размеров штамповали при температуре 600±5°C на винтовом прессе с дугостаторным приводом модели Ф-1730. При этом учитывали, что скорость деформирования на этом прессе больше, чем при изготовлении прессованной заготовки, что обеспечивает высокое качество доуплотнения. Для снижения трения между штамповым инструментом и заготовкой применяли смазку MoS_2 . Форма и параметры заготовки после штамповки представлены на рис. 2, б.

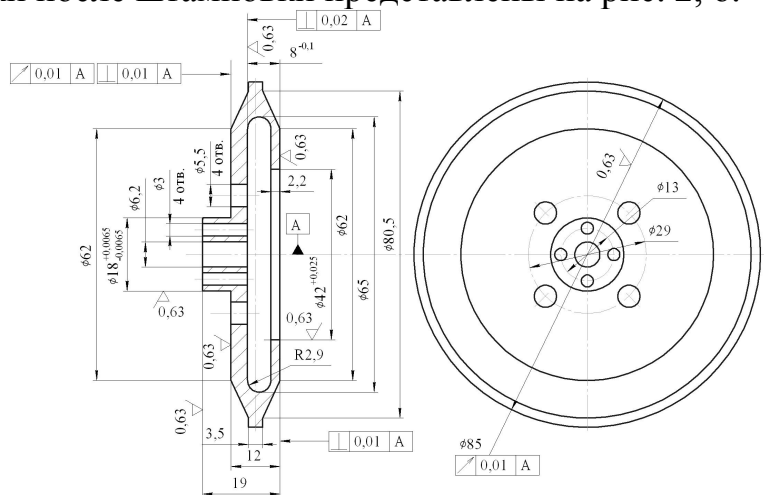


Рис. 1. Ролик сварочный

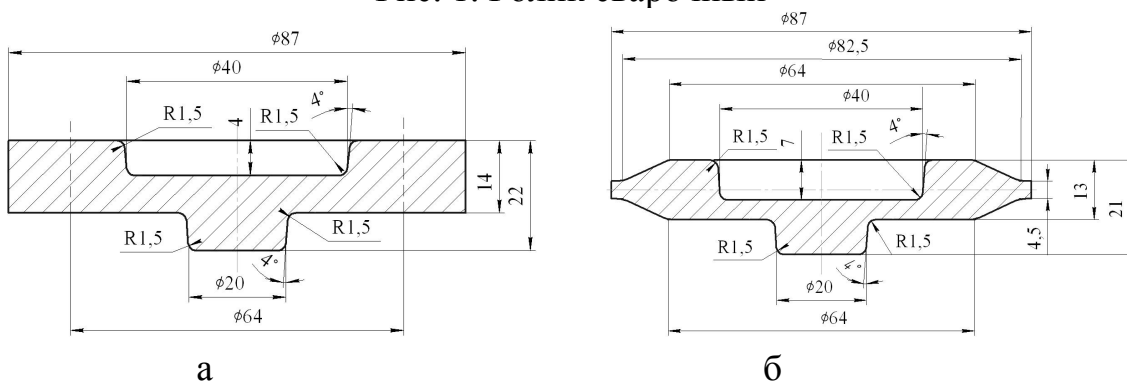


Рис. 2. Заготовки детали «ролик сварочный»: а – до штамповки; б – после штамповки

После штамповки проводили макро- и микроанализ заготовок и оценивали их качество путем определения физико-механических свойств.

Визуальный контроль заготовок показал, что штамповкой при 600°C получены качественные изделия без макродефектов. Металлографический анализ проводили на образцах, вырезанных из средней и рабочей части изделия с использованием металлографического микроскопа «НЕОРНОТ 21». Микроструктура заготовок после штамповки характеризуется мелким равноосным зерном меди размером 4,5-5,3 мкм (рис. 3, а и б), которое сформировалось в результате прохождения динамической рекристаллизации. Следует отметить, что наиболее мелкозернистая структура характерна для рабочей части изделия (рис. 3, а), поскольку при штамповке в этом участке степень деформации достигает максимальной величины. В структуре присутствуют равномерно распределенные по объему заготовки частицы титана размером 15 мкм.

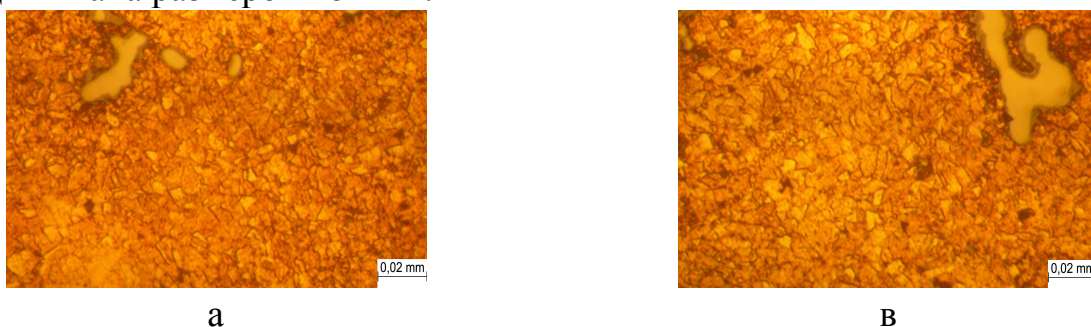


Рис. 3. Микроструктура заготовки детали «ролик сварочный» после штамповки: а – рабочая; б – средняя часть заготовки

Для оценки качества детали определяли физико-механические свойства: плотность разных частей детали методом гидростатического взвешивания согласно ГОСТ 25281-82, удельное электросопротивление мостовым методом (ГОСТ 7229-76); твердость на приборе Бринелля ГОСТ-9012-59, испытание на растяжение по ГОСТ 1497-84.

Мелкозернистая структура, полученная в результате штамповки при 600°C обеспечивает повышенные механические свойства готовой детали «ролик сварочный». В табл. 1 приведены физико-механические свойства детали, изготовленной из компактной меди марки М1 и детали, полученной обработкой давлением порошковой заготовки.

Таблица 1. Физико-механические свойства детали «ролик сварочный»

Материал	Свойства					
	$\sigma_{\text{в}}$, МПа	δ , %	НВ	Электросопротивление, Ом·мм ² /м	Плотность, г/см ³	Разноплотность, %
Компактная медь М1	200-240	18	40-60	0,0172	8,9	-
Порошковый материал Cu-0,5%Ti	270	4	90-100	0,021	8,86	< 1

При изготовлении детали из порошкового медно-титанового материала штамповкой порошковой заготовки по сравнению с традиционной технологией повышается твердость в 2 раза, предел прочности при испытании на растяжение в 1,4 раза. При этом удельное электрическое сопротивление возрастает незначительно (табл. 1). Применение порошкового медно-титанового материала для изготовления детали позволяет повысить эксплуатационные свойства готовых изделий за счет упрочнения медной матрицы частицами титана и термомеханического упрочнения. Необходимо отметить, что медно-титановые изделия, изготовленные обработкой давлением порошковых заготовок, характеризуются повышенной способностью сопротивляться разрушению, изменению их массы, формы и объема при воздействии электрической дуги.

Таким образом, разработана технология изготовления детали «ролик сварочный» из порошкового медно-титанового материала с массовой долей титана 0,5%, включающая операции: холодное прессование заготовки пористостью 15%, спекание при 900-920°C в среде генераторного газа; штамповку при температуре 600°C. Применение термомеханического режима штамповки позволило получить изделия высокого качества с мелкозернистой структурой, обеспечивающей необходимые физико-механические свойства порошкового материала и эксплуатационные характеристики готовых изделий.

Список литературы: 1. Салькова С.С. Порошковые материалы для оснащения электросварочного оборудования / С.С. Салькова, Т.В. Писаренко, В.Г. Сегель, Н.Н. Павлов, А.Р. Шерстюк // Порошковая металлургия. – 1991. - №9. – С. 88-93. 2. Gaponova O. Deforming of the copper-titanium powder materials at elevated temperatures / O. Gaponova, L. Ryabicheva. // International Conference Deformation and fracture in structural pm materials DF PM 2008 Proceedings. - Stará Lesná, High Tatras, Slovak Republic, 2008. - P. 202-206. 3. Рябичева Л.А. Исследование свободной осадки порошковых медно-титановых материалов / Л.А. Рябичева, О.П. Гапонова // Наукові праці ДонНТУ. Металургія. – Донецьк, ДонНТУ. – 2008. – Вип. 10 (141). – С. 236-240. 4. Рябичева Л.А. Взаимосвязь параметров пластического деформирования и структурообразования в порошковых пористых телах / Л.А. Рябичева, О.П. Гапонова // Обработка материалов давлением Сб. науч. тр. – Краматорск: 2009. – №1 (20). – С. 193-198.

УДК 621.981.1

КАЛЮЖНИЙ О.В., канд. техн. наук, ст. викл., НТУУ „КПІ”, м. Київ

РОЗРАХУНКОВИЙ АНАЛІЗ ГОФРУВАННЯ ПОЛОСИ ІЗ МАЛОВУГЛЕЦЕВОЇ СТАЛІ

Розглянутий розрахунковий аналіз методом скінчених елементів процес гофрування полоси з малоуглецевої сталі. Визначені силові режими, напружено-деформований стан заготовки, встановлена кінцева геометрія виробу.

Ключові слова: розрахунковий аналіз, формоутворення гофр, силові режими, деформований

Рассмотрен расчетный анализ методом конечных элементов процесса гофрирования полосы из малоуглеродистой стали. Определены силовые режимы, напряженно-деформированное состояние заготовки, установлена конечная геометрия изделия.

Ключевые слова: расчетный анализ, формообразование гофр, силовые режимы, деформированное состояние

The design analysis of corrugating of strip made of low-carbon steel is considered by finite element method. Power modes, mode of deformation of workpiece are established. Final geometry of detail is determined.

Key words: design analysis, forming of crimp, power modes, strained state.

Гофровані полоси з маловуглецевої сталі використовують для виготовлення об'легшених двотаврових балок, ферм колон і рам, які використовуються в будівельній промисловості. Гофри можуть бути у вигляді трапеції, прямокутні, трикутні, хвильові та інші. Використання таких виробів дозволяє суттєво знизити вагу будівельних металоконструкцій, збільшити швидкість виготовлення металоконструкцій, скоротити терміни будівельних робіт.

Гофрування полос невеликої довжини можливо виконати в штампі на гідравлічних пресах, причому розрахунок технологічних параметрів в основному зводиться до визначення розмірів вихідної заготовки по геометрії виробу та знаходження силових режимів [1,2]. Практично відсутні дані по визначенню на стадії проектування технології гофроутворення зміцнення здеформованого металу для прогнозування механічних властивостей, а також інформація про ступінь використання ресурсу пластичності для виявлення можливості руйнування листового металу при холодній формозміні. Тому технологія виготовлення будівельних профілів проектується і вказані властивості визначаються експериментальним шляхом, або на базі виробничого досвіду [3].

Мета роботи.

Метою даної роботи є встановлення можливості формоутворення гофр на полосі з маловуглецевої сталі розрахунковим шляхом методом скінчених елементів, отримання необхідних даних для проектування технологічного процесу і прогнозування механічних властивостей здеформованого металу.

Постановка задачі.

Процес гофроутворення моделювали з використанням ліцензійної скінчено-елементної програми DEFORM3D. Деформування листової заготовки розглядали в пружно-пластичній постановці. Враховували тертя на контактуючих поверхнях, зміцнення здеформованого металу, а також визначали ступінь використання ресурсу пластичності. Деформуючий інструмент вважався абсолютно жорстким. Розміри вихідної заготовки: довжина 560 міліметрів (мм), ширина 330 мм, товщина 2 мм. Розміри деформуючого інструменту наведені на рис. 1. Процес формування гофр розподіляли на певну кількість кроків навантаження до отримання кінцевої геометрії виробу.

Результати досліджень.

На рис. 2 представлені залежності зусилля деформування від переми-

щення пуансона. На першій стадії формоутворення гофр гнуттям зусилля зростає повільно і досягає максимального значення 250 КН.

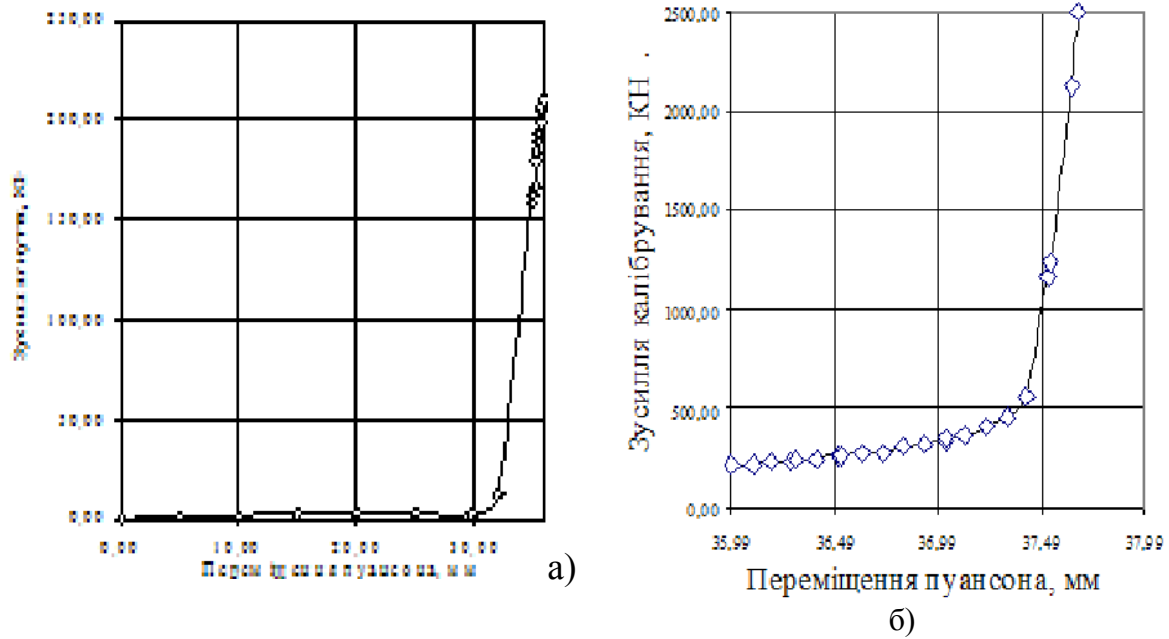


Рис. 2. Залежність зусилля деформування від переміщення пуансона: а) на стадії гнуття; б) на стадії калібрування

На другій стадії калібрування зусилля інтенсивно зростає до значення 2500 КН.

Здеформована полоса, в порівнянні з вихідною заготовкою, показана на рис. 3. Моделюванням визначений напружено-деформований стан по об'єму zdeформованої заготовки. Ступінь використання ресурсу пластичності zdeформованого металу досягає максимального значення 0,4. Тому процес формоутворення гофр проходить без руйнування металу. Для

прикладу, на рис. 4. наведений розподіл інтенсивності деформацій на радіусі заокруглення гофри. Вказані деформації досягають значень до 10 %. В цьому місці можна прогнозувати межу плинності zdeформованого металу 400 МПа.

На основі результатів розрахункового аналізу розроблена технологія гофрування полоси з мало вуглецевої сталі на гідравлічному пресі ДБ2436 зусиллям 4 МН. Металоконструкція, яка виготовлена з відштампованих заготовок представлена на рис. 5.

Висновки.

1. Методом скінчених елементів проведений розрахунковий аналіз гофрування полоси з мало вуглецевої сталі.

Визначені силові режими деформування, напружено-деформований стан по об'єму здеформованої заготовки.

2. Встановлена кінцева геометрична форма виробу. Визначене зміцнення здеформованого металу, що дозволяє прогнозувати механічні властивості здеформованої полоси.

3. На основі результатів розрахунків розроблена технологія гофроутворення полос. Виготовлена металоконструкція з отриманих полос.

Список літератури: 1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – 6-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1979.-520 с. 2. Ковка и штамповка: Справочник: В 4 т. Т 4. Листовая штамповка/ Под ред. А.Д. Матвеева; ред. совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. –М.: Машиностроение, 1985-1987. – 544 с. 3. Плеснецов Ю.А. Новая технология валковой формовки специальных деформационно упрочненных гнутых профилей с поверхностью противоскольжения для строительства. // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2004. -6(12). – С. 71-72.

УДК 621.73

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПОКОВКИ «ОСТРЯК»

Б.С. КАРГИН, канд.техн.наук., проф., зав. каф. КШП ПГТУ, г. Мариуполь
Е.А. МКРТЧЯН, аспирант, ассистент, ПГТУ, г. Мариуполь

Предлагается изготавливать поковку "остряк" на ковочных вальцах. Приведен расчет вальцовки, даны рекомендации по выбору материала инструмента и технологической смазки

It is proposed to produce forging "Ostriak" in forging rollers. The calculation of rolling, recommendations on the choice of material and technological tool lubrication

Пропонується виготовляти поковки "гостряк" на кувальних вальцах. Наведено розрахунок вальцювання, дані рекомендації з вибору матеріалу інструменту та технологічного мастила

1. Введение. Поковка «остряк» железнодорожный относится к поковкам удлиненной формы с резкой разницей в площадях поперечного сечения вдоль оси (рис 1). Она должна иметь высокие прочностные характеристики, т.к. условия работы на железнодорожном транспорте связаны с безопасностью пассажиров и перевозимых грузов. В настоящее время поковка «остряк» изготавливается на Днепропетровском, Муромском и Керченском заводах по одинаковой технологии на гидравлических прессах силой 100 МН за 2 перехода с последующей обрезкой облоя. Концевая часть заготовки (рис. 1) рельса ОР65 длиной 670 мм. нагревается

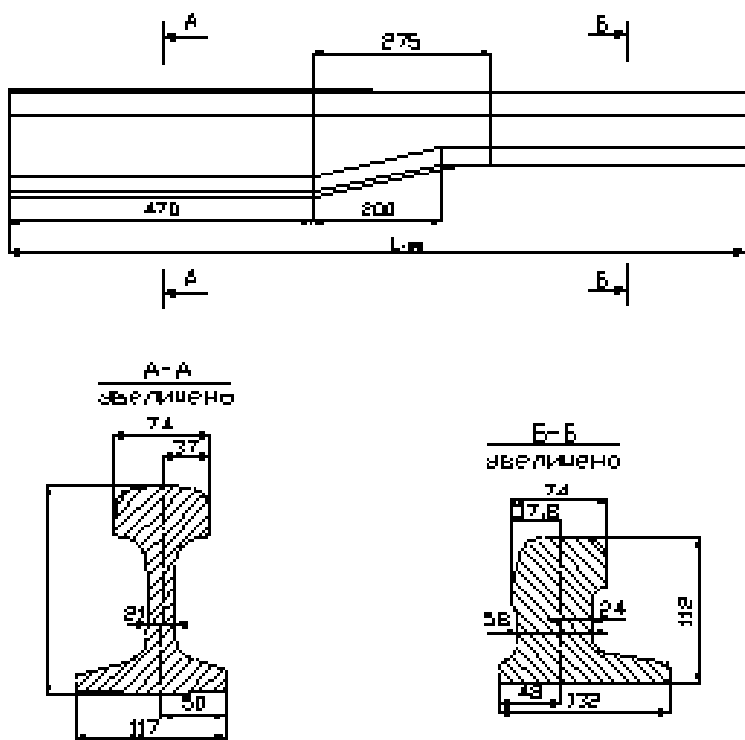


Рисунок 1. Рельс остряковый ОР50 с выпресованным корнем

составляет 5.. 10 сек. Перед выполнением каждого перехода с рабочей поверхности штампов удаляются остатки окалины, и наносится смазка (40% графита + 60% масла) с помощью квача. Фактическая стойкость штампов составляет 40-50 штамповок. Причины выхода из строя штамповой оснастки – значительные глубокие поперечные разгарные трещины. Материал для изготовления штампов сталь 5ХНМ в состоянии поставки (без термообработки, поковка Гр. 5 КП 590 ГОСТ 8479-70, двойной переков, продольное направление волокон, габариты кубика 500×500×1000)

Материал штампуемого изделия М73 В ТУ У 14-2-1194-97 (Остряковый прокат ОР65, ОР50). Входной контроль определения качества поковки на заводе отсутствует. Технология реставрации штампов выполняется в цехе путём механической обработки (занижение ручья штампа на глубину разгарных трещин)

2. Постановка проблемы, анализ последних исследований и публикаций. Недостатками существующей технологии производства поковки «Остряк» является низкая стойкость штампов, низкая производительность и большая трудоёмкость процесса.

Попытки решить вопрос повышения стойкости штампов при изготовлении поковки «остряк» были изложены в работе [1], где сообщается о предложении заменить заводскую маслографитовую ТС. Были предложены 3 состава бездымных воднографитовой смазки: 1) воднографитовую (содержание графита 10-12%); 2) воднографитовая (содержание графита 10-12% и 20% сульфидноспиртовой барды); 3) воднографитовая (графита 10%, триполифосфата натрия 2%, триэтанолamina 0,2%, этноса 3%, сульфидно-спиртовой барды – 10%). После изготовления 25 поковок штампы были сняты для изучения их состояния. Анализ показал что при использовании ТС-2 и ТС-3 на нижней половинке штампа имеется налипание

в камерной печи, до температуры 1100°C ± 10°C. Одновременно с нагревом заготовки происходит разогрев штампов до температуры 200-250°C. Нагретую заготовку извлекают из печи и укладывают в штамп первого перехода. Происходит штамповка в течении 1,5 сек. После раскрытия штампов поковка укладывается во второй ручей штампа. После раскрытия штампов поковка с облоем подаётся в штамп третьего перехода для обрезки облоя. Манипуляция заготовки выполняется с помощью крана. Задержка между 1 и 2 переходами

зольных остатков с частичками металла. При использовании ТС-1 наблюдается залипание поковок в верхнем штампе. В тоже время дым, копоть, горение смазки полностью отсутствуют. Поэтому на повышение стойкости штампов применение указанных ТС существенно не повлияло.

3. Цель работы. Целью работы является совершенствование существующей технологии производства поковки «остряк»

4. Изложение основного материала. Предлагается заменить существующий технологический процесс штамповки на изготовление её с помощью ковочных вальцов. Одно из основных преимуществ вальцовки это высокая производительность процесса, обусловлен высокой скоростью деформации и большими обжатиями а также переход на процесс вальцовки позволит снизить расходы металла в облой, а следовательно, снизить себестоимость[2], что подтверждает приведенный расчет процесса вальцовки.

Общая длина заготовки составляет $L_{\text{заг}}=6585$ мм а её масса составляет $M=420$ кг, площадь поперечного сечения $F_{\text{заг}}=8345$ мм². Деформации подвергается только концевая часть заготовки которая складывается из массы вальцованного корня $L_{\text{кор}}=470$ мм и массы переходного участка $L_{\text{переход}}=200$ мм и составляет $M_{\text{пок}}=39,72$ кг, площадь поперечного сечения поковки составляет $F_{\text{пок}}=7587$ мм.

Для нагрева концевой части заготовки, целесообразно использовать щелевой индуктор. На основании рекомендаций для индуктора применяем ток промышленной частоты 50 Гц, время индукционного нагрева составит 280с., напряжение - 600 В, производительность 2700 кг/час, скорость перемещения внутри индуктора 0,0125 м/с и длина индуктора 1,5 м. После деформации поковку подвергают термообработке: закалка $T=1000^{\circ}\text{C}$ охлаждающая среда – веретенное масло, отпуск $T=850^{\circ}\text{C}$ + охлаждение с печью до $T=700^{\circ}\text{C}$ и выдержкой в течении 16-20 часов.

Коэффициент вытяжки определяем по обще принятой зависимости[3]:

$$\lambda_{\text{общее}} = \frac{F_0}{F_1}$$

Где F_0 - заготовки до деформации, мм²;

F_1 - площадь заготовки после деформации, мм².

$$\lambda_{\text{общее}}=8345/7587=1.0999$$

По проходам:

$$\lambda_1=8345/8093=1.0311$$

$$\lambda_2=8093/7841=1.0321$$

$$\lambda_3=7841/7587=1.0334$$

В расчетах типоразмер вальцовочной машины выбираем по максимальному размеру исходной заготовки и длине деформируемой части, оговариваемых в технических характеристиках машин. Согласно [2] выбираем двух опорные ковочные вальцы, модель С1240.

Вальцовочные штампы выполняем секторными, располагая каждый ручей в отдельном секторе [4]. Наружный диаметр секторов равен межцентровому расстоянию валков $D=900$ мм, внутренний диаметр секторов равен диаметру консоли рабочих валков ковочных вальцев $d_{\text{вн}}=600$ мм., на рисунке 2-4, представлены

профиль секторов. Сектора предлагается изготавливать из стали ДИ-23, что позволит повысить стойкость сектора в 3-5 раз.

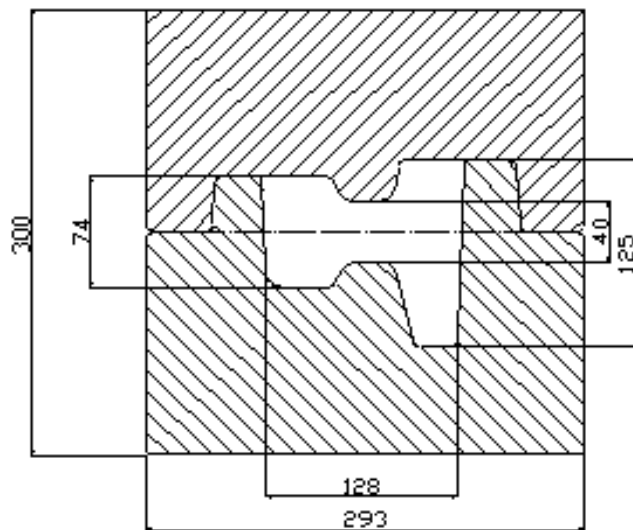


Рисунок 2. Сечение сектора вальцев первого перехода

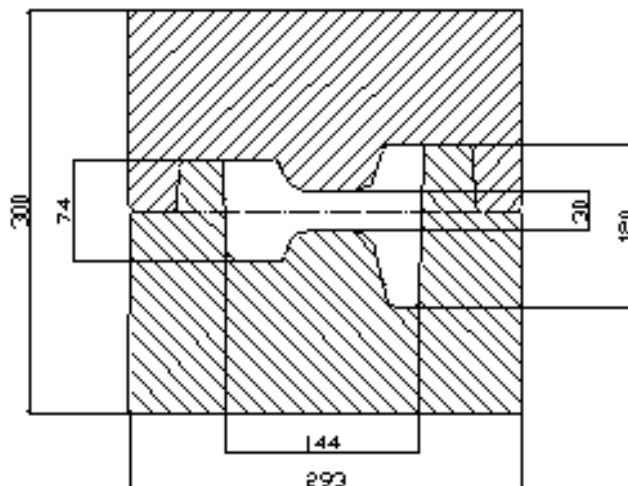


Рисунок 3. Сечение сектора вальцев второго перехода

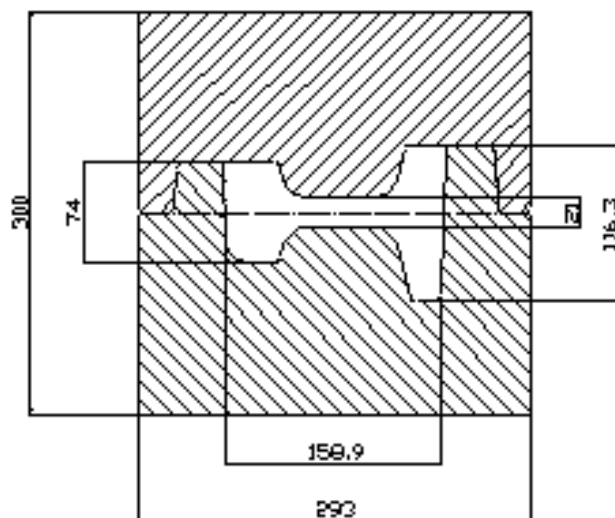


Рисунок 4. Сечение сектора вальцев третьего перехода

Центральный угол сектора рассчитывается в зависимости от минимального радиуса сектора в ручьях[4]:

$$\Delta R_{\min}=450-66.3=383.7(\text{мм})$$

$$L_{\text{окр}}=\pi\Delta R_{\min}=2*3.14*383.7=2409(\text{мм})$$

Центральный угол рис. 5 определяем по формуле [4]:

$$\alpha=360(L_{\text{кор}}+L_{\text{переход}})/L_{\text{окр}}=360(470+200)/2409,6=100^{\circ}$$

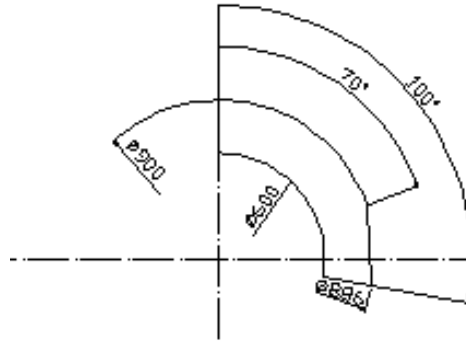


Рисунок 5. Схема сектора-штампа для вальцовки

Ширина секторов-штампов рассчитывается в зависимости от длины валков ковочных вальцев:

$$L=L_{\text{в}}/3=1180/3=293(\text{мм})$$

Силу при вальцовке определяем по следующей формуле [4]:

$$P=p_{\text{ср}}\cdot F_{\text{к}}$$

где $p_{\text{ср}}$ – среднее удельное усилие при вальцовке;

$F_{\text{к}}$ – горизонтальная проекция контактной поверхности металла с ручьем сектора штампа.

Площадь контакта находим по следующей формуле[4]:

$$F_{\text{к}}=\frac{b_0+b_1}{2}\sqrt{0,5(A-h_1)(h_0-h_1)}$$

Где b_0 и b_1 - ширина шейки до и после прохода;

h_0 и h_1 – высота шейки до и после прохода;

A – наружный диаметр сектора.

По проходам:

$$F_{\text{к1}}=\frac{30+43,1}{2}\sqrt{0,5(900-40)(58-40)}=3220,8(\text{мм}^2)$$

$$F_{\text{к2}}=\frac{43,1+60}{2}\sqrt{0,5(900-30)(40-30)}=3403,1(\text{мм}^2)$$

$$F_{\text{к3}}=\frac{60+78,2}{2}\sqrt{0,5(900-21)(30-21)}=4345,9(\text{мм}^2)$$

Среднее удельное усилие при вальцовке определяем по формуле [4]:

$$p_{\text{ср}}=1,08n_{\sigma}\sigma_u$$

Для данных условий вальцовки t_k [4]: $n_{\sigma1}=1.25$; $n_{\sigma1}=1.3$; $n_{\sigma1}=1.4$ величина σ_u берут $\sigma_{u1}=95$; $\sigma_{u2}=135$ и $\sigma_{u3}=170$ МПа;

Тогда по проходам:

$$p_{\text{ср1}}=1,08\cdot 1,25\cdot 95=128,25(\text{МПа})$$

$$p_{\text{ср2}}=1,08\cdot 1,3\cdot 135=189,5(\text{МПа})$$

$$p_{\text{ср3}}=1,08\cdot 1,4\cdot 170=257,1(\text{МПа})$$

Сила вальцовки по проходам составила:

$$P_1=3220,8 \cdot 128,25=412 \text{ (кН)}$$

$$P_2=3403,1 \cdot 189,5=645 \text{ (кН)}$$

$$P_3=4345,9 \cdot 257,1=1117 \text{ (кН)}$$

Необходимой силой вальцовки является максимальное усилие по переходам которое составляет $P=1,117$ МН. Сила выбранных ковочных вальцов модели С1240 [4]: составляет $P=2,5$ МН, что превышает необходимую силу вальцовки полученную расчётом.

Механизация и автоматизация операций на вальцах производится манипулятором МП-4[3]. Манипулятор выполняет следующие работы: захват заготовки клещами, загрузку нагретой заготовки на линию первого ручья, подачу заготовки в ручьи вальцовочных штампов и отвод её от вальцов, перенос заготовки от ручья к ручью и высвобождение заготовки после вальцовки.

В качестве ТС мы рекомендуем использовать смазку В-1. Подачу смазки осуществлять распылителем через распылительное устройство разработанное кафедрой.

Выводы. В результате предлагаемой замены технологического процесса штамповки поковки «остряк» на вальцовку уснижается трудоёмкость изготовления поковки, повышается стойкость штампов, а также снижается расходы металла ввиду отсутствия облоя. В результате себестоимость продукции будет значительно снижена.

Список литературы: 1. Каргин Б.С. Исследование эффективности технологических смазок при штамповке поковок «остряк» / Б.С. Каргин, К.К. Диамантопуло, Г.Е. Бурцев, Л.Д. Гофман, Ю.В. Слепов, Е.Н. Миринский. – XIII региональная научно-техническая конференция: сб. тезисов докладов в 2 т. Мариуполь: ПГТУ, 2006-335с. 2. Смирнов В.К. Горячая вальцовка заготовок/ В.К. Смирнов, К.И. Литвинов, С.В. Харитонов. –М.: Машиностроение, 1980.-304 с. 3. Ковка и объемная штамповка: Справочник в 2-х т./ под ред. М.В. Сторожева. –М.: Машиностроение, 1967. 4. Атрошенко А.П. Технология горячей вальцовки/ А.П. Атрошенко. –М.: Машиностроение, 1969.-176 с. 5. Ковка и штамповка: Справочник в 4-х т./ под ред. В.И. Семенова. – М.: Машиностроение, 1985.

УДК 621.777.01

А.Я. МОВШОВИЧ, докт. техн. наук, проф., зам. дир. по науч. работе НПП «Оснастка», г. Харьков

Ю.А. КОЧЕРГИН, инженер, зам. ген. директора ГП «Харьковстандартметрология»

И.К. КИРИЧЕНКО, докт. техн. наук, УИПА, г. Харьков

Н.Д. ЖОЛТКЕВИЧ, докт. техн. наук, УИПА, г. Харьков

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ФОРМООБРАЗУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННЫХ ПЕРЕНАЛАЖИВАЕМЫХ ШТАМПОВ ДЛЯ ГИБКИ ЛИСТОВЫХ ДЕТАЛЕЙ

У статті представлені результати експериментально-аналітичного дослідження зносостійкості формотворчих елементів гибочних штамів залежно від межі міцності і товщини штампуючого матеріалу, матеріалу формотворчих елементів і величини партії штампованих деталей.

В статье представлены результаты экспериментально-аналитического исследования износостойкости формообразующих элементов гибочных штампов в зависимости от предела прочности и толщины штампующего материала, материала формообразующих элементов и величины партии штампующих деталей.

The article presents the results of experimental and analytical study of durability of the formative elements of bending dies, depending on the strength and thickness of the stamped material, the material forming elements and the magnitude of the party stamped parts.

Методы исследования

Значения износостойкости формообразующих элементов специализированных гибочных штампов определялись по результатам экспериментальных исследований проведенных в производственных условиях экспериментального производства Харьковского научно-исследовательского института технологии машиностроения. В качестве штампующего материала использовались стали: Ст3, Ст5, сталь 45, толщиной 4, 5, 6, 8 мм. Материал формообразующих элементов - сталь У8А. Зазор между формообразующими элементами назначался в соответствии с рекомендациями проф. Романовского В.П. [1]. Эксперименты проводились с использованием штампа [2], отличающихся возможностью бесступенчатой регулировки положения формообразующих элементов конструкции, перегиба полков деталей на расчетный угол с одновременной их калибровкой, устойчивостью технологических параметров оснастки в процессе эксплуатации, достигаемой конструктивными особенностями матрицедержателя.

Контрольные эксперименты проводились для определения влияния на износостойкость материала формообразующих элементов: сталей Х12М и ШХ15.

Полученные результаты

В таблице 1 представлены средние значения износа формообразующих элементов СПШ для гибки при величине партии 12 тыс. штампующих деталей.

Таблица 1 - Значения суммарного износа формообразующих элементов гибочных СПШ

Толщина материала, мм	Предел прочности материала, МПа			
	400	500	550	600
	Удельный суммарный износ, мкм			
4	12,65	15,2	18,34	23,8
5	23,6	28,0	32,7	36,0
6	30,1	35,9	42,8	45,1
8	42,1	48,6	50,0	56,0

Для облегчения определения функциональной зависимости между переменными величинами, данные экспериментов представлены в виде графиков. При графическом построении зависимости между переменными величинами C_T , S и σ_B поступаем следующим образом: вначале рассматриваем одну из независимых переменных как параметр и строим соответствующее ему семейство кривых $C_T = f(S)$ (Рис.1, б); поступив точно также со второй независимой переменной, строим семейство кривых $C_T = f(\sigma_B)$ (Рис1, а).

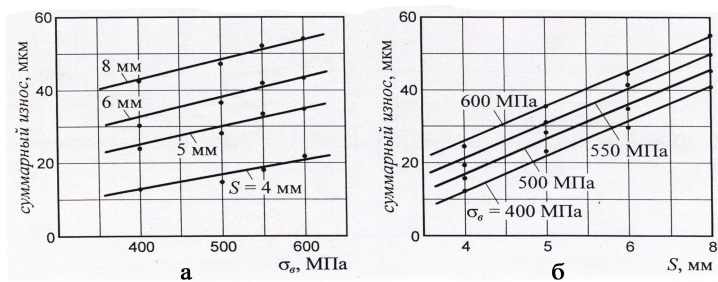


Рис.1. Зависимость средних значений суммарного износа C_T формообразующих элементов от σ_B и S при 12,0 тыс. рабочих ходов процесса (прямоугольная система координат).

Графики построены в равномерных шкалах прямоугольной системы координат. Выбранный масштаб, одинаковый по обеим осям координат, позволил избежать возможных при построении искажений, что особенно важно при определении по графику вида формулы, отвечающей зависимости между переменными величинами.

Сопоставление полученных результатов показало, что переменные величины C_T , S и σ_B связаны между собой прямолинейной зависимостью.

Сравнение полученных графиков с различными кривыми, уравнения которых известны, позволило определить тип формулы, отвечающей функциональной зависимости между экспериментальными данными.

Среди многообразных видов уравнений с тремя переменными, только одна группа, а именно - уравнения вида

$$y = ax^m z^n \quad (1)$$

при положительных значениях коэффициента a и при любых значениях показателей степени m и n дают при построении в логарифмической сетке параллельные между собой прямые линии, как в семействе по X , так и в семействе по z [3].

Нетрудно заметить, что построение графиков по результатам экспериментов в логарифмической сетке (Рис. 2) не изменяет прямолинейной зависимости между переменными и параллельности прямых, а лишь изменяет их наклон по отношению к осям координат.

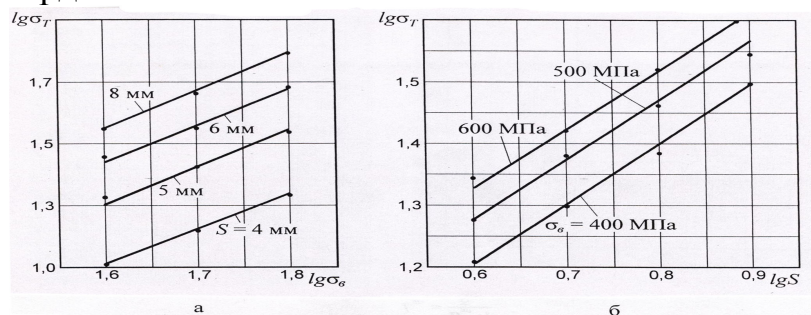


Рис.2. Зависимость средних значений суммарного износа C_T формообразующих элементов от σ_B и S при 12,0 тыс. рабочих ходов процесса (логарифмическая система координат).

Износостойкость формообразующих элементов специализированных гибочных штампов находится в прямой зависимости от толщины и предела прочности материала, тогда формулу (1) можно представить в виде:

$$C_T = a \cdot S^m \cdot \sigma_a^n \quad (2)$$

где C_T - изменение износостойкости формообразующих элементов специализированных гибочных штампов, мкм; S - толщина штампуемого материала, мм; σ_B - предел прочности штампуемого материала, кг/мм²; a - постоянный коэффициент; m, n - показатели степени.

Значения C_T, S и σ_B известны. Нашей задачей является нахождение по результатам наблюдений наиболее вероятных значений коэффициентов a, m, n .

Математическая обработка результатов экспериментов

Для определения значений коэффициентов уравнения (2) применим способ наименьших квадратов, утверждающих, что наиболее вероятные значения параметров будут таковыми, при которых сумма квадратов отклонений будет наименьшей, т.е.

$$\sum_{i=1}^k [y_i - f(x_i, a_0, a_1, \dots, a_m)]^2 = \min \quad (3)$$

Рассматривая здесь a_0, a_1, \dots, a_m как независимые переменные и приравнявая нулю, частные производные от левой части по этим переменным, получим в точности $m + 1$ уравнений с $m + 1$ неизвестными.

Сопоставление и решение этой системы особенно просто в том случае, когда функция $f(x_i, a_0, a_1, \dots, a_m)$ линейна относительно параметров.

В нашем случае преобразуем уравнение $C_T = a \cdot S^m \cdot \sigma_a^n$ в линейное путем логарифмирования.

$$\lg C_T = \lg a + m \lg S + n \lg \sigma_a \quad (4)$$

Обозначим $\lg C_T = y, \lg a = A, \lg S = x, \lg \sigma_a = z$, получим уравнение в форме

$$y = A + mx + nz, \quad (5)$$

$$\sum_{i=1}^k [y_i - (A + mx + nz)]^2 = \min \quad (6)$$

Дифференцируем сумму квадратов по A, m, n и приравнявая нулю производные получим систему уравнений нормальной формы (7)

$$\begin{aligned} kA + m \sum_{i=1}^k x_i + n \sum_{i=1}^k z_i &= \sum_{i=1}^k y_i; \\ A \sum_{i=1}^k x_i + m \sum_{i=1}^k x_i^2 + n \sum_{i=1}^k z_i x_i &= \sum_{i=1}^k y_i x_i; \\ A \sum_{i=1}^k z_i + m \sum_{i=1}^k x_i z_i + n \sum_{i=1}^k z_i^2 &= \sum_{i=1}^k y_i z_i \end{aligned} \quad (7)$$

k - число экспериментов, для нашего случая $k = 12$.

Данные, необходимые для решения системы уравнений при определении коэффициентов A, m, n приведены в табл. 2.

Таблица 2 - Экспериментальные данные для решения системы уравнений (7)

$\sum_{i=1}^{12} x$	$\sum_{i=1}^{12} x^2$	$\sum_{i=1}^{12} z$	$\sum_{i=1}^{12} z^2$	$\sum_{i=1}^{12} y$	$\sum_{i=1}^{12} yx$	$\sum_{i=1}^{12} yz$	$\sum_{i=1}^{12} zx$
8,9469	6,8154	20,3172	34,4608	17,6739	13,4013	30,0110	15,1472

После подстановки полученных данных в уравнения (7), имеем систему трех уравнений с тремя неизвестными

$$\begin{aligned} 12A + 8,9469m + 20,3172n &= 17,6739; \\ 8,9469A + 6,8154m + 15,1472n &= 13,4013; \\ 20,3172A + 15,1472m + 34,4608n &= 30,0110 \end{aligned} \quad (8)$$

Решая полученную систему уравнений (8) путем последовательного исключения независимых переменных по способу Гаусса, получим:

$$C_T = 2,322 \cdot S^{1,4839} \cdot \sigma_{\dot{a}}^{1,2} \quad (9)$$

С достаточной для практического пользования точностью выражение (9) может быть представлено в виде:

$$C_T = 2,322 \cdot S^{1,5} \cdot \sigma_{\dot{a}}^{1,2} \quad (10)$$

Предложенная формула дает хорошую сходимость в результате экспериментов.

Вероятность значений средней квадратической ошибки (σ_0^1) определяется по формуле:

$$\sigma_0^1 = \frac{\overline{E_1}}{\hat{E} - N_1}, \quad (11)$$

где $\overline{E_1}$ - сумма квадратов остатков;

K – число экспериментов;

N_1 – число неизвестных.

В результате получено значение $\sigma_0^1 = 0,8953$.

Следовательно, по формуле (10) можно с достаточной степенью точности прогнозировать износостойкость формообразующих элементов специализированных гибочных штампов при штамповке широкой номенклатуры широко распространенных конструкционных углеродистых сталей обыкновенной и повышенной точности.

Это особенно важно при планировании и изготовлении необходимого количества гибочных пуансонов и матриц для технологической подготовки производства в условиях дискретно-нестабильных программ выпуска продукции.

Для определения влияния величины партии штампуемых деталей на износостойкость формообразующих элементов в пределах 0,5-12,0 тыс. штук необходимо ввести в формулу (10) поправочный коэффициент k_0 .

Значение k_0 определено из эмпирической зависимости:

$$k_0 = \Pi_0 / \Pi_{12}, \quad \tilde{N}'_{\dot{o}} = \tilde{N}^0_{\dot{o}} \cdot k_0 \quad (12)$$

где $\tilde{N}^0_{\dot{o}}$ - суммарный износ, образовавшийся в результате изготовления базовой партии деталей 12,0 тыс. штук (при выполнении 12,0 тыс. рабочих ходов пресса); $\tilde{N}'_{\dot{o}}$ - суммарный износ, образующийся при изготовлении искомой партии Π_0 , мкм; Π_0 - размер партии, для которой определяется k_0 ; Π_{12} - размер базовой партии, тыс. штук.

В табл. 3 приведены значения поправочного коэффициента k_0 .

Таблица 3 - Значения коэффициентов k_0

P_0	500	1000	2000	4000	6000	8000	10000	12000
\tilde{N}'_0	4,3	8,6	17,2	34,45	51,7	68,9	86,1	103,35
k_0	0,042	0,08	0,16	0,3	0,5	0,67	0,8	1

На износостойкость формообразующих элементов специализированных гибочных штампов большое влияние оказывает материал, из которого они изготовлены.

Проведенные исследования показали, что при изготовлении формообразующих элементов специализированных гибочных штампов из стали X12M и ШХ15 увеличение их износостойкости находится в прямой зависимости от толщины штампуемого материала.

При этом по сравнению со сталью У8А коэффициент k_i повышения износостойкости составляет для стали X12M и ШХ15 при штамповке деталей:

толщиной 4 мм соответственно 1,57 и 1,36;

толщиной 5 мм соответственно 1,84 и 1,38;

толщиной 6 мм соответственно 1,75 и 1,37;

толщиной 8 мм соответственно 1,62 и 1,23.

Таким образом, с достаточной степенью точности, для легированных инструментальных сталей ШХ 15, X12M: $k_i = 1,4 \dots 1,7$.

Большие значения k_i рекомендуются для сталей класса X12, X12M, X12Ф.

В результате, на основании выше изложенного, формула (12) может быть представлена в следующем виде:

$$C_T = 2,322 \cdot S^{1,4839} \cdot \sigma_a^{1,2} \cdot k_0 \cdot k_i \quad (13)$$

Выводы.

1. Увеличение толщины штампуемого материала приводит к повышению износа формообразующих элементов специализированных гибочных штампов. При этом изменение величины износа происходит непропорционально изменению толщины материала.

2. Между толщиной штампуемого материала и износом формообразующих элементов специализированных гибочных штампов во всех случаях имела место прямолинейная зависимость.

3. В результате проведенных исследований получена формула для определения износостойкости формообразующих элементов конструкции СПШ для гибки листовых деталей, позволяющая прогнозировать требуемое количество формообразующих элементов, необходимых для технологической подготовки производства в условиях дискретно-нестабильных программ выпуска изделий.

Список литературы: 1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – Л.: машиностроение, 1971. – 782 с. 2. Мовшович А.Я., Кочергин Ю.А. Конструкции и технологические возможности специализированных переналаживаемых гибочных штампов. Вестник Национального технического университета «КПИ». – К.: НТУУ «КПИ». – 2010. – с. 250 – 254. 3. Блох А.С. Основные графические методы обработки опытных данных. М.: Машгиз, 1951. – 175 с.

ИЩЕНКО Г.И. главный инженер завода «Турбоатом», г. Харьков

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ КЛЕЕВОГО СОЕДИНЕНИЯ НАПРАВЛЯЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ ОБРАТИМОЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОСНАСТКИ

В статье рассмотрено влияние основных технологических факторов на прочность закрепления направляющих элементов технологической оснастки. Приведены аналитические зависимости для определения геометрических параметров направляющих колонок и усилия выпрессовки при клеевом соединении направляющих элементов с базовыми деталями.

Ключевые слова: направляющие элементы, клеевое соединение, шероховатость поверхности, точность конструкций, длина посадочных частей, усилия выпрессовки.

У статті розглянуто вплив основних технологічних чинників на міцність закріплення направляючих елементів технологічного оснащення. Приведено аналітичні залежності для визначення геометричних параметрів направляючих колонок і зусилля випресовки при клейовому з'єднанні направляючих елементів з базовими деталями.

Ключові слова: направляючі елементи, клейове з'єднання, шорсткість поверхні, точність конструкцій, довжина посадочних частин, зусилля випресовки.

In the article influence of basic technological factors is considered on durability of fixing of sending elements of the technological rigging. Analytical dependences are resulted for determination of geometrical parameters of sending columns and effort of pressing of at glue connection of sending elements with base details.

Keywords: sending elements, glue connection, roughness of surface, exactness of constructions, length of landings parts, efforts of spue.

Введение. Долговечность работы технологической оснастки в значительной степени определяется конструкцией и качеством исполнения системы направляющих элементов.

Наибольшее распространение система направления получила при конструировании и эксплуатации обратимых штампов листовой штамповки. Это вызвано особенностями их конструкции, в частности, необходимостью обеспечения точности совмещения верхней и нижней частей штампа с установленными рабочими элементами (матрицами и пуансонами), сохранения их положения в течение всего времени эксплуатации под действием усилия штамповки, достигающего от 2 до нескольких тысяч и более ньютонов.

Сущность системы обратимых штампов заключается в том, что вместо ряда специальных штампов из одних и тех же нормализованных и стандартизованных элементов и узлов создаются новые штампы с разнообразным расположением рабочих элементов и различным их сочетанием.

В своём первоначальном виде они сохраняются на время выполнения определенной технологической операции (от нескольких часов до нескольких месяцев) а, затем разбиваются на составные части для монтажа штампов новой конструкции [3].

Система направляющих элементов обеспечивает точность функционирования конструкций в течение всего срока службы.

В зависимости от габаритных размеров штампов и величины усилия штамповки устанавливается от двух до четырех и более направляющих элементов.

Результаты исследования. Одним из наиболее эффективных способов, обеспечивающих высокую точность установки направляющих элементов при конструировании штампов для выполнения разделительных и форморазделяющих операций, является клеевое соединение с базовыми элементами конструкции [1].

Исследования показали, что на прочность клеевого соединения направляющих элементов существенное влияние оказывают толщина клеевой прослойки, шероховатость и величина боковой поверхности соединяемых деталей.

С увеличением толщины клеевой пленки в пределах 0,2-1,8мм предел прочности клеевого соединения на сдвиг уменьшается на 12-18% (рис.1). Максимальная прочность клеевого соединения при толщине клеевой пленки 0,2 мм и шероховатости поверхности $R_z 215$; в пределах 0,2-0,8 мм прочность клеевого соединения изменяется не значительно (уменьшение составляет 4-5%) и не оказывает существенного влияния на работоспособность конструкции.

В результате появилась возможность отказаться от операции координатной расточки отверстий в обоймах под направляющие элементы и тем самым снизить трудоемкость их изготовления.

На рис.2 показана зависимость прочности клеевого соединения от шероховатости поверхности направляющих элементов.

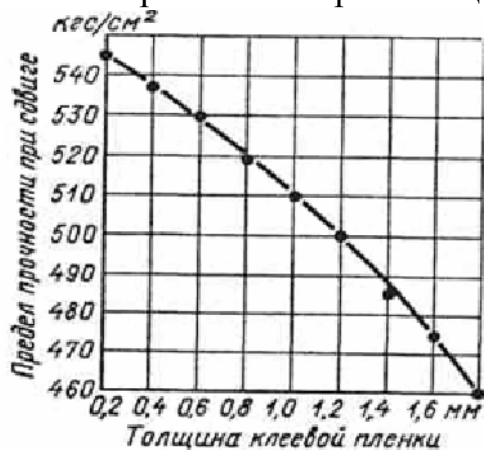


Рис.1. Зависимость прочности клеевого соединения от толщины клеевой пленки.



Рис.2. Зависимость прочности клеевого соединения от величины шероховатости соединяемых поверхностей

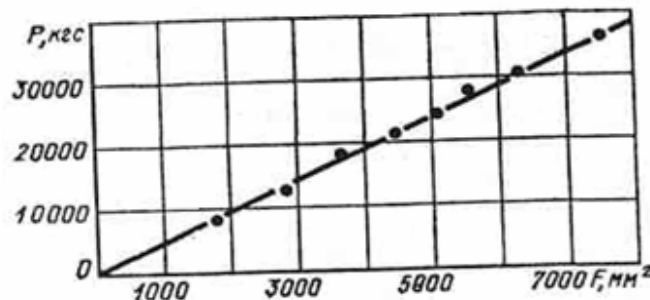


Рис.3 Зависимость прочности клеевого соединения от площади боковой поверхности направляющих элементов.

Измерение прочности клеевого соединения прямо пропорционально увеличению площади боковой поверхности соединяемых деталей (рис.3). Так при изменении площади боковой поверхности направляющей колонки с 1884 мм² на 3768 и 7536 мм² усилие выпрессовки увеличивалось в 2 и 4 раза и составляло 18,5 и 37 тс.

Установлено, что минимально допустимая длина посадочных частей направляющих колонок и втулок, при которой обеспечивается их надежное закрепление, составляет $(0,7—1,2)D$, где D — диаметр посадочной части колонки.

Функциональная зависимость усилия выпрессовки направляющих элементов от величины их боковой поверхности выведена путем математической обработки результатов экспериментов, полученных при следующих условиях: толщина клеевой пленки 0,4 мм, шероховатость поверхности R_z215 , поверхность направляющих элементов без канавок.

На рис.3 показана зависимость усилия выпрессовки P от площади боковой поверхности направляющей колонки F . Из графика следует, что эмпирическая формула зависимости $P = f(F)$ может быть выбрана в таком виде:

$$P = aF^\alpha \quad (1)$$

где a и α — параметры, которые необходимо определить.

Наиболее вероятные значения искомых параметров методом наименьших квадратов.

В результате функциональная зависимость (1) имеет вид

$$P = 4,8F \quad (2)$$

Результаты вычислений значений P по формуле (2) отличаются от экспериментально полученных не более чем на 5%.

В процессе штамповки система направления находится под воздействием силы P_r , действующей в горизонтальной плоскости:

$$P_r = f(P_n, P_{сб}, P_{изг.м.}, P_B^r)$$

где P_n -- усилие на ползуне прессы; $P_{сб}$ — усилие, действующее на направляющие элементы и связанное с погрешностями сборки штампа; $P_{изг.м.}$ — усилие, возникающее в системе базовые плиты — направляющие элементы и вызываемое поворотом направляющих колонок вследствие прогиба нижней базовой плиты под воздействием усилия штамповки; P_B^r — горизонтальная составляющая усилия штамповки (при резке по замкнутому контуру), вызванная погрешностями при установке зазора между матрицей и пуансоном, анизотропией штампуемого материала и др.

Для определения величины горизонтального усилия P_r испытания проводили при вырубке деталей $\varnothing 85$ мм из сталей Ст3 и 45 толщиной 0,5—8 мм, что обеспечивало изменение в широких пределах усилия штамповки. Опыты проводили на кривошипных прессах усилиями 40 и 100 тс, зазоры в направляющих ползунов соответствовали паспортным данным. Сначала регистрировались напряжения в направляющих элементах при перемещении верхней части штампа относительно нижней от руки, что позволяло определить влияние $P_{сб}$ затем при холостом ходе прессы определялось влияние $P_{сб} + P_n$ и далее в момент штамповки материала.

Напряжения в направляющих колонках регистрировали методом тензометрирования.

Для установления влияния количества направляющих элементов и их расположения на работоспособность конструкции штампа опыты проводились при осевом, заднем и четырехколончатом расположении направляющих элементов. Количество колонок последовательно уменьшалось с четырех до трех и двух.

Анализ полученных результатов позволил сделать вывод, что конструкция направляющих элементов обратимых штампов позволяет обеспечить достаточную точность сборки. Напряжения, вызванные неточностью установки направляющих колонок и втулок, не превышают 8—10% в общем балансе напряжений.

Для сравнения было проведено исследование с установкой направляющих элементов запрессовкой в верхнюю и нижнюю обоймы. В этом случае величины напряжений при одних и тех же параметрах направляющих элементов возрастали в 2-4 раза.

Напряжения в системе направления, вызванные действием силы P_n в случае, когда параметры пресса соответствуют паспортным данным, также незначительны и в общем балансе напряжений не превышают 6—7%.

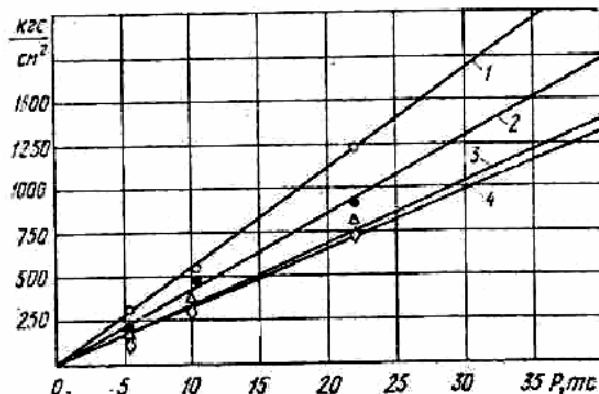


Рис.4. Зависимость максимальных напряжений в направляющих колонках от усилия штамповки: 1 - две колонки, заднее расположение; 2 - две колонки, диагональное расположение; 3 — три колонки, 4 — четыре колонки.

Однако в тех случаях, когда люфт в направляющих превышает 0,5—1,5 мм, напряжения, вызванные силой P_n , резко возрастают и в зависимости от величины коэффициента $k = \frac{r}{L}$ (r — радиус кривошипа; L — длина шатуна пресса)

могут достигать до 40% в общем балансе напряжений в системе направления.

Таким образом, наибольшие по величине напряжения в направляющих элементах вызываются действием силы $P_{изг.м}$ и P_r и составляют до 82—86% в общем балансе напряжений.

Экспериментальные исследования показали, что конструкция державок обратимых штампов практически обеспечивает точность установки зазора между матрицей и пуансоном в пределах до 5%. Однако неравномерность зазора между пуансоном и матрицей оказывает существенное влияние на величину напряжений в направляющих колонках. Так, при штамповке деталей $\varnothing 85$ мм из листового ма-

териала толщиной 4 мм изменение зазора между режущими частями штампа от 0,28 до 0,01 мм привело к увеличению величины P_B^r на 65—80%.

На рис.4 приведена зависимость максимальных напряжений в направляющих колонках от усилия штамповки. Наибольшие напряжения имели место при заднем расположении колонок, а минимальные — при трехколончатом расположении направляющих элементов. Установлено, что при размерах базовых плит универсально-сборных штампов в пределах до 360*480 мм в плане увеличение числа направляющих элементов свыше трех не оказывает существенного влияния на характер напряженного состояния направляющих элементов при одинаковых их геометрических размерах.

Система направления оказывает большое влияние на стойкость режущих частей штампов [2].

При нормальной работе штампа абсолютная величина смещения пуансона относительно матрицы определяется зазором между направляющими элементами. Испытания универсально-сборных штампов на стойкость показали, что хорошие результаты достигаются в том случае, когда эксцентricность пуансона относительно матрицы не превышает 30% величины одностороннего зазора. В связи с этим горизонтальная жесткость направляющих колонок не может выбираться произвольно.

Относительные перемещения матрицы и пуансона складываются из двух величин: перемещения в результате выбора зазора между колонкой и втулкой δ_1 и перемещения δ_2 в результате изгиба колонки под воздействием горизонтального усилия P_r .

Исходя из условия незаклинивания направляющих колонок во втулках, величину допускаемого смещения колонок определяют по формуле:

$$\delta_1 = \frac{2}{3} \Delta_{cp} = \frac{2(\Delta_1 + \Delta_2)}{6},$$

где Δ_{cp} — величина средневероятного зазора между направляющими элементами; Δ_1 — допуск на отверстие направляющей втулки; Δ_2 — допуск на диаметр направляющей колонки.

Согласно условию обеспечения оптимальной стойкости режущих частей штампа величина допускаемого смещения не должна превышать $0,3 \frac{z}{2}$, где $\frac{z}{2}$ односторонний зазор между матрицей и пуансоном.

Тогда

$$\frac{0.3z}{2} \geq \delta_1 + \delta_2 \quad (3)$$

Величину δ_2 определяют из условия прогиба балки, заземленной консолью, под действием силы P_r , приложенной на расстоянии H . Таким образом,

$$\delta_2 = \frac{P_r H^3}{n3EJ},$$

где n - число колонок; J - момент инерции; E - модуль упругости материала.

Подставляя соответствующие значения в уравнение (3), получим формулу для определения диаметра колонок, системы универсально-сборочных штампов

$$d = 0.24 \sqrt[4]{\frac{P_r H^3}{n\pi(0.225z - \Delta_{cp})}}$$

Величину силы P_r определяют из формулы

$$P_r = \frac{\sigma W}{H}$$

Где σ - напряжение в направляющей колонке, кгс/мм²; W - момент сопротивления,

$$W = \frac{\pi d^3}{32} \approx 0.1d^3 \text{ мм}^3.$$

Тогда

$$d = \frac{\sigma H^3}{nE(0.225z - \Delta_{cp})}$$

Выводы.

Автономная система направления, применяемая в универсально-сборных штампах, обеспечивает их достаточную надежность в работе и точность при сборке.

Закрепление направляющих элементов при помощи клеевых материалов сокращает трудоемкость и цикл изготовления посадочных мест соединения, повышает прочностные показатели, увеличивает точность сборки.

Список литературы: 1. Ищенко Г.И., Резниченко Н.К., Мовшович А.Я. Конструктивные особенности системы направления и её влияние на работоспособность обратимой технологической оснастки. – Академия инженерных наук Украины.- К.:НТУУ «КПИ», вып. 1(39)/2010-с.18-23. 2. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – Л.: Машиностроение,1985- 520с. 3. Мовшович А.Я. Система универсально – сборных штампов для листовой штамповки. М.-: Машиностроение,1977.- 176с.

УДК 621.7.075

МОВШОВИЧ А.Я., докт. техн. наук, проф., заместитель директора по научной работе НПП «Оснастка», г. Харьков

ЖОЛТКЕВИЧ Н.Д., докт. техн. наук, УИПА, г. Харьков

РЕЗНИЧЕНКО Н.К., докт. техн. наук, доц., УИПА, г. Харьков

КОЧЕРГИН Ю.А., инженер, Укрстандартметрология, г. Харьков

БУДЕННЫЙ М.М., канд. техн. наук, генеральный директор Укрстандартметрология, г. Харьков

ИССЛЕДОВАНИЕ ТОЧНОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И СБОРКИ БЛОКОВ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННЫХ ПЕРЕНАЛАЖИВАЕМЫХ ШТАМПОВ ДЛЯ ГИБКИ ДЕТАЛЕЙ

В статье рассмотрены вопросы влияния погрешностей изготовления и сборки деталей специализированных переналаживаемых штампов для гибки на точностные параметры штампуемых деталей.

Ключевые слова: специализированные штампы, сборка, точность, размерные цепи, погрешности, колонка, втулка, компаунд.

У статті розглянуто питання впливу погрішностей виготовлення і складання деталей спеціалізованих переналагоджуваних штампів для гнуття на точності параметри штампованих деталей.

Ключові слова: спеціалізовані штампи, складання, точність, розмірні ланцюги, погрішності, колонка, втулка, компаунд.

In the article the questions of influence of errors of making and assembling of details of the specialized over – setting up of die are considered for flexible on the accuracy parameters of the stamped details.

Keywords: specialized stamps, assembling, exactness, size chains, errors, column, hob, additive.

Состояние вопроса. Надежность и долговечность деталей и узлов СПШ для гибки во многом зависит от правильного выбора материала и рациональных режимов термической обработки, точности их изготовления и сборки.

Под точностью сборки подразумевается степень совпадения материальных осей, контактирующих поверхностей или иных элементов сопрягающих деталей с положением их условных прототипов, определяемых соответствующими размерами на чертеже или техническими требованиями.

На точность сборки блоков (рис. 1) оказывают влияние погрешности изготовления деталей, а также погрешности сборки, погрешностями которых могут являться:

- ошибки, допущенные рабочими при ориентации и фиксации достигнутого положения собираемых деталей;

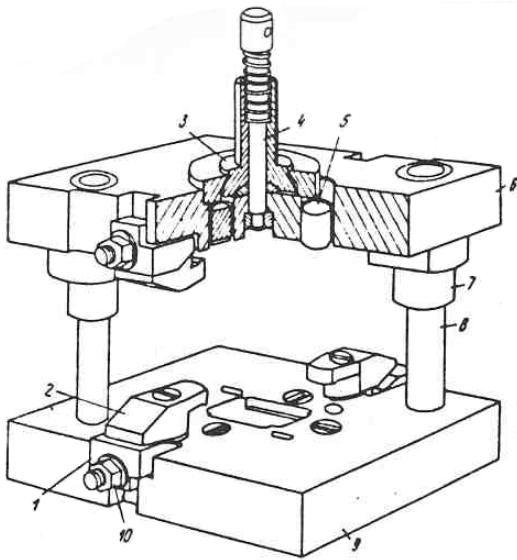
- погрешности установки измерительных средств, применяемых сборщиками в процессе сборки, погрешности регулирования, пригонки и контроля точности положения деталей, достигнутого при сборке, а также собственные погрешности измерительных средств;

- относительные сдвиги деталей в промежутке времени между достижением ими требуемого положения и фиксацией достигнутого положения.

В наибольшей степени на точность сборки блоков влияют следующие погрешности:

- погрешность изготовления и установки направляющих колонок и втулок;
- погрешность изготовления и установки пазовых фиксаторов блока и шпонок пакета;

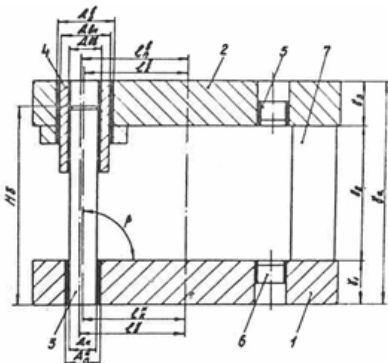
- отклонение от параллельности опорных плоскостей плит блока и держателей пакета.



1. Клиновой зажим
2. Прихват
3. Хвостовик
4. Выталкивающее устройство
4. Фиксатор
5. Верхняя плита
6. Направляющая втулка
7. Направляющая колонка
8. Нижняя плита
9. Гайка

Рис.1. Универсальный блок СПШ для гибки.

Методика. Минимальная величина указанных погрешностей обеспечивается правильным расчетом допусков размеров деталей с учетом технологических возможностей оборудования технологической оснастки, а также наименьшей стоимости обрабатываемых деталей. Расчет допусков размеров деталей производился по теоретико-вероятностному методу. На рис.2 дана схема размерных цепей блока.



- 1- плита нижняя,
- 2- плита верхняя,
- 3- направляющая колонка,
- 4- направляющая втулка,
- 5, 6 - пазовые фиксаторы,
- 7- мерные плитки.

Рис. 2. Схемы размерных цепей блока.

Расчет размерных цепей. Для упрощения расчетов пространственные размерные цепи рассматривались как плоские. Погрешности составляющих звеньев размерных цепей принимались взаимно независимыми и расчет производился по следующим формулам:

$$\delta_{\Sigma} = \frac{1}{K_{\Sigma}} \sqrt{\sum A_i^2 \cdot K_i^2 \cdot \delta_i^2} \quad (1)$$

$$\Delta_{\Sigma} = \sum A_i (\Delta_i + \alpha_i \cdot \delta_i) - \alpha_{\Sigma} \cdot \delta_{\Sigma} \quad (2)$$

где:

δ_{Σ} - половина поля рассеивания погрешностей замыкающего звена;

Δ_{Σ} - координата середины поля рассеивания погрешностей замыкающего звена;

A_i - передаточное отношение, определяющее влияние погрешности i -го составляющего звена на замыкающее звено;

K_i, K_Σ - соответственно коэффициенты относительного рассеивания погрешностей составляющих и замыкающего звеньев размерной цепи;

δ_i - половина поля допуска i -го составляющего звена;

Δ_i - координата середины поля допуска i -го составляющего звена;

α_i, α_Σ - соответственно коэффициенты относительной асимметрии составляющих и замыкающих звеньев размерной цепи.

Для векторных погрешностей в формулах для расчета применяется приведенный коэффициент относительно рассеивания K_{np} :

$$K_{np} = \sqrt{0,125[k^2 + -(1 + \alpha)^2]} \quad (3)$$

Расчет размерных цепей сводится к определению величин δ , α и K . Размерная цепь при установке направляющих колонок и втулок блока СПШ содержит звенья-зазоры, являющиеся замыкающими звеньями: сопряжения колонка-втулка, колонка-плита нижняя, втулка-плита верхняя (рис. 2). Величины зазоров равны:

$$Z_1 = \Delta_{z_1} + \alpha_{z_1} \cdot \delta_{z_1} = (D_{\text{вв}} - D_K) + (\Delta_{\text{вв}} - \Delta_K) + (\alpha_{\text{вв}} \cdot \delta_{\text{вв}} - \alpha_K \delta_K) \quad (4)$$

$$Z_2 = \Delta_{z_2} + \alpha_{z_2} \cdot \delta_{z_2} = (D_n^H - D_K) + (\Delta_n^H - \Delta_K) + (\alpha_n^H \cdot \delta_n^H - \alpha_K \delta_K) \quad (5)$$

$$Z_3 = \Delta_{z_3} + \alpha_{z_3} \cdot \delta_{z_3} = (D_n^e - D_{\text{вн}}) + (\Delta_n^e - \Delta_{\text{вн}}) + (\alpha_n^e \cdot \delta_n^e - \alpha_{\text{вн}} \delta_{\text{вн}}) \quad (6)$$

где:

$\Delta_{z_i} + \alpha_{z_i} \cdot \delta_{z_i}$ - среднее значение суммарного зазора в сопряжении;

δ_{z_i} - половина поля рассеивания зазора;

D_K - диаметр колонки;

$D_{\text{вв}}, D_{\text{вн}}$ - соответственно внутренний и наружный диаметр втулки;

D_n^H, D_n^e - диаметр отверстия соответственно в нижней и верхней плитах.

Величина поля рассеивания зазоров:

$$\delta_{Z_1} = \frac{1}{K_{Z_1}} \sqrt{K_{\text{вв}}^2 \cdot \delta_{\text{вв}}^2 + K_K^2 \cdot \delta_K^2} \quad (7)$$

$$\delta_{Z_2} = \frac{1}{K_{Z_2}} \sqrt{K_n^H^2 \cdot \delta_n^H^2 + K_K^2 \cdot \delta_K^2} \quad (8)$$

$$\delta_{Z_3} = \frac{1}{K_{Z_3}} \sqrt{K_n^e^2 \cdot \delta_n^e^2 + K_{\text{вн}}^2 \cdot \delta_{\text{вн}}^2} \quad (9)$$

Положение деталей звеньев-зазоров принимаем равновероятным в любой точке поля зазора. Для этого случая приведенный коэффициент относительно рассеивания равен:

$$K_Z^2 = \frac{3}{8} \left(\frac{\Delta_Z}{\delta_Z} + 1 \right)^2 \quad (10)$$

Коэффициенты относительной асимметрии принимаем равными:

$$\alpha_{\text{вв}} = \alpha_{Z_i} = \alpha_K = \alpha_n^H = \alpha_n^B = \alpha_{\text{вн}} = 0 \quad (11)$$

Зазоры z_2 и z_3 являются технологическими, предназначенными для закрепления колонок и втулок эпоксидным компаундом. Величина такого зазора находится в пределах 0,5...0,8 мм. Тогда параметрами зазора можно считать следующие величины:

$$\Delta_Z = 0,65 \text{ мм} \quad \delta_Z = \begin{matrix} + \\ - \end{matrix} 0,15 \quad \delta_Z^2 = 0,023$$

Необходимо отметить, что наличие зазоров z_2 и z_3 позволяет компенсировать погрешности изготовления деталей и расширить поля допусков. Т.е. погрешность сборки направляющих элементов блока определяется практически только погрешностью установки и закрепления деталей.

Результаты исследования. Сборка блоков СПШ для гибки имеет свою специфику, связанную с применением эффективных способов закрепления направляющих и фиксирующих элементов конструкции в базовых плитах при помощи эпоксидного компаунда, что в значительной мере снижает трудоемкость, а следовательно, и стоимость изготовления штампов. При этом обеспечивается высокая точность соосности сопрягаемых элементов блока, что позволяет верхней части блока перемещаться относительно нижней плавно, без перекосов и заеданий.

Проведенные расчеты размерных цепей блока СПШ позволили установить допуски на соответствующие звенья размерных цепей (табл. 1)

Таблица 1 - Величина допуска на соответствующие звенья размерных цепей

№	Наименование	Обозначения	Допуск, мм
1	Расстояние до отверстий под направляющие колонки и втулки в плитах блоков.	l_n^H, l_n^B l_K^B, l_K^H	$\pm 0,15$
2	Диаметры отверстий в плитах под направляющие колонки и втулки.	D_n^H, D_{II}^B	+0,60
3	Ширина шпоночных пазов фиксаторов.	b_n	+0,018
4	Ширина шпонки.	$b_{ш}$	+0,018
5	Диаметр направляющих колонок блоков.	D_K	-0,009
6	Диаметр направляющих втулок.	$D_{ви}$ $D_{вв}$	-0,03 +0,015
7	Параллельность поверхностей	На 100мм длины	0,01
8	Перпендикулярность поверхности	На 100 мм длины	0,01

Выводы

1. Разработанные СПШ для гибки представляют собой конструкции высокой точности, позволяющие получать штампуемые детали с точностными параметрами до 7-9 квалитетов
2. Установлено, что точность изготовления и сборки блоков СПШ характеризуется погрешностями изготовления и установки направляющих элементов, а также параллельностью опорных поверхностей базовых плит
3. Установлены значения коэффициентов “К” и “ ” для расчета размерных цепей блоков
4. Наличие зазоров в звеньях СПШ, необходимых для сборки блоков при помощи эпоксидного компаунда, позволило использовать их в качестве звеньев-компенсаторов, что, в свою очередь, дало возможность увеличить поля допусков на изготовление деталей СПШ.

Список литературы: 1. Горницкий А.Я., Мовшович А.Я. Штамповка деталей в специализированных переналаживаемых штампах. – М.: Вопросы оборонной техники, II серия, 3 (149). – 1983. – с. 25-28. 2. Дунаев В.И. Размерные цепи. М: Машгиз, 1963. – 308 с. 3. Ищенко Г.И., Мовшович А.Я., Резниченко Н.К., Кочергин Ю.А. Прочность клеевого соединения направляющих элементов технологической оснастки. Х.: НТУ “ХПИ”, - 2010. - №24. – с.89-95.

УДК 621.979.134

СТЕБЛЮК В.И., докт. техн. наук, проф., НТУУ “КПИ”, г. Киев
САВЧЕНКО Д.Н., асп., НТУУ “КПИ”, г. Киев
ШКАРЛУТА Д.Б., магистр, НТУУ “КПИ”, г. Киев

ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЬ РЕЗКИ ТОНКОСТЕННОЙ ТРУБЧАТОЙ ЗАГОТОВКИ СДВИГОМ ВРАЩАЮЩИХСЯ ОПРАВОК

Рассмотрены две конструктивные схемы приспособления для безотходной резки тонкостенных трубчатых заготовок при одновременном поперечном сдвиге и кручении. Определены основные зависимости, характеризующие процесс резки трубчатых заготовок этим приспособлением.

Ключевые слова: тонкостенная трубчатая заготовка, безотходная резка, одновременный сдвиг и кручение.

Розглянуто дві конструктивні схеми пристрою для безвідходного розрізування тонкостінних трубчатих заготовок при одночасному поперечному зсуві і скручуванні. Визначені основні залежності, які характеризують процес розрізування трубчатих заготовок даним пристроєм.

Ключові слова: тонкостінна трубчатая заготовка, безвідходне розрізування, одночасний зсув та скручування.

The two functional diagrams of an adjustment for wasteless shearing of thin-wall tube stocks at simultaneous cross shift and torsion move are considered. Main relations to describe shearing process of tube stocks in the adjustment hereby are established.

Keywords: thin-wall tube stocks, wasteless shear, simultaneous cross shift and torsion move

Для безотходной резки тонкостенной трубчатой заготовки (ТТЗ) с гладкой поверхностью среза, перпендикулярной ее оси, предложен способ одновременного поперечного сдвига и кручения [1].

Суть его состоит в том, что ТТЗ помещается между двумя парами оправок, прилегающих друг к другу торцами и соединенных осью, эксцентричной относительно их общей оси симметрии (ТТЗ и обеих пар оправок) в исходном положении (рис.1). При вращении одной пары оправок относительно другой происходит поперечный сдвиг и кручение отрезаемой части ТТЗ.

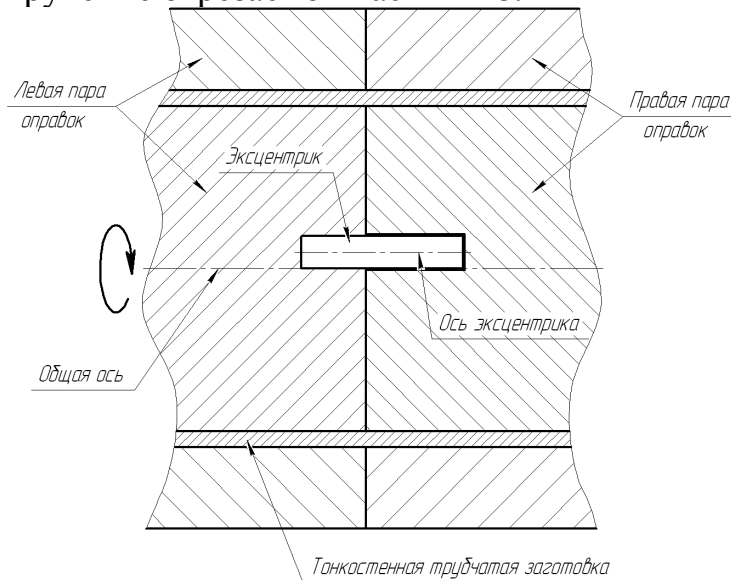


Рис.1. Схема резки ТТХ сдвигом вращающихся оправок.

Конструктивно, устройство для отрезки может быть выполнено по двум схемам:

1. Одна пара оправок (например, левая), вместе с эксцентричной осью, остаются неподвижными, а правая пара внешних крутящим моментом поворачивается вокруг оси эксцентрика.
2. Левая пара оправок, вместе с эксцентриком, вращаются относительно общей оси симметрии, а правая – удерживается от вращения, но может совершать плоско-параллельное движение в плоскости, перпендикулярной оси симметрии оправок. Эксцентрик, по отношению к правой паре оправок, исполняет роль водила, поэтому ось симметрии последней опишет окружность радиусом, равным эксцентриситету e и центром, расположенным ниже общей оси симметрии левой пары оправок на эту же величину (e).

Хотя механизм отрезки, в обоих случаях, один и тот же, способы отличаются методом образования очагов деформации и направлением их распространения. Рассмотрим подробнее процесс отрезки по первой схеме.

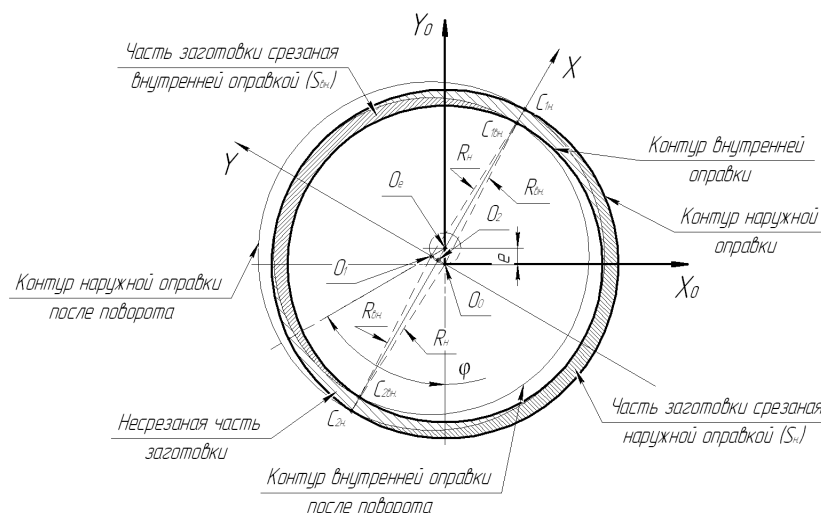


Рис.2. Последовательность разделения ТТЗ одновременным сдвигом и кручением при вращении правой пары оправок относительно оси эксцентрика

При вращении правой пары оправок вокруг эксцентрика (рис. 2.), ее ось описывает окружность радиуса e , сдвигая, при этом, ТТЗ. Величина и направление данного сдвига зависят от угла поворота правой пары оправок.

Если в начальный момент времени обе пары оправок находятся на одной оси симметрии (т. O_0), то при повороте, по часовой стрелке, на угол φ , ось симметрии правой пары оправок будет проходить через точку O_1 и оправки сместятся влево вверх. При этом внутренняя оправка правой пары и наружная оправка левой образуют сопряженные режущие кромки и вызывают серпообразный надрез на наружной поверхности отрезаемой ТТЗ (на половине ее внешней поверхности). Диаметрально противоположно сопряженные режущие кромки создаются внутренней оправкой левой пары и внешней оправкой правой пары, производя серпообразный надрез на внутренней поверхности отрезаемой ТТЗ (на половине ее внутренней поверхности). Таким образом, надрез ТТЗ происходит по всему периметру: на одной половинке с внешней стороны, на другой – с внутренней (по отношению к правой, отрезаемой части ТТЗ). Но глубина надреза изменяется от 0 на краях надреза, до некоторого максимального значения в середине. Точки смыкания правого и левого надрезов, C_1 и C_2 , по мере поворота оси эксцентрика, перемещаются по периметру ТТЗ, а сдвиг одной части заготовки относительно другой изменяется непрерывно по направлению и величине. Если в начальный момент, при повороте на некоторый малый угол φ_0 , сдвиги в точках C_1 и C_2 практически равны нулю, а максимума сдвиг достигает в определенной точке C_m (по середине периметра между точками C_1 и C_2) но, при этом, не достигает величины, при которой наступает пластическая деформация, то по мере поворота точки C_1 и C_2 смещаются на участки ТТЗ, где уже, на предшествующих стадиях, произошел некоторый сдвиг (упругий или пластический) и минимальное смещение.

При некотором угле поворота φ_{nl} (рис. 3.) максимальный сдвиг достигнет величины, при которой в данном месте происходит необратимое смещение одной части ТТЗ относительно другой. Собственно с этого момента и начинается отрезка.

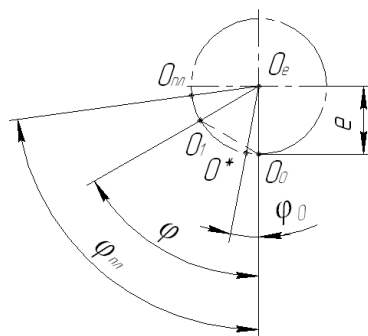


Рис. 3. Положение оси симметрии правой пары оправок при повороте ее вокруг эксцентрика.

При дальнейшем повороте, при некотором значении угла φ_{max} , в точке $O_{пл}$ происходит полное локальное разделение частей ТТЗ, то есть максимальный сдвиг:

$$s_{max} \geq s_{заг} = R_n - R_{вн}, \quad (1)$$

где:

$s_{заг}$ – толщина стенки ТТЗ;

$R_n, R_{вн}$ – соответственно наружный и внутренний диаметры ТТЗ.

Следует подчеркнуть, что внешний крутящий момент вызывает в заготовке касательные напряжения от поперечного сдвига и кручения. Если считать, что касательные напряжения, вызванные скручиванием одной части ТТЗ относительно другой, равномерно распределены по толщине стенки (что допустимо для ТТЗ у которых $s_{заг}/D_{заг} < 0,25$), то соответствующая им часть крутящего момента недостаточна для пластической деформации кручением:

$$M_{кр} < \frac{\pi}{2} \cdot \tau_s \cdot (R_n^2 - R_{вн}^2) \cdot (R_n + R_{вн}). \quad (2)$$

Поэтому пластическая деформация ТТЗ осуществляется одновременно сдвигом и кручением. Это подтверждается и деформацией координатной сетки, нанесенной на поверхность заготовки.

В дальнейшем разделение перемещается в направлении поворота, пока не достигнет точки, где произошло аналогичное разделение, в правой части заготовки. Процесс резки ТТЗ заканчивается смыканием "наружного" и "внутреннего" надрезов.

Определим основные зависимости, характеризующие процесс отрезки ТТЗ указанным приспособлением. При этом для простоты примем, что ТТЗ помещается между оправками без зазора, влияние которого на процесс отрезки рассмотрим отдельно. Пусть в исходном положении неподвижная ось вращения левой пары оправок, а также ось симметрии правой пары совпадают (проходят через точку O_0), то есть обе пары оправок, и находящаяся в них ТТЗ соосны. При повороте левой пары и эксцентрика на угол φ оси симметрии правой пары и ТТЗ переместятся по окружности радиуса e в точку O_1 (рис. 2), сместившись, при этом, влево и вверх относительно левой пары, и вызвав сдвиг отрезаемой части заготовки.

Границы сдвига определяются относительным положением контуров правых оправок относительно левых. Для их определения рассмотрим отдельно смещения внутренней и внешней оправок правой пары относительно левой. На рис.2.

показано положение внутренней правой оправки в начальный момент, когда ее ось совпадает с неподвижной осью левой оправки, проходящей через точку O_0 , и ее положение после поворота левой оправки с эксцентриком на угол φ , когда ось правой оправки пройдет через точку O_1 . Так как обе внутренние оправки имеют один и тот же радиус $R_{вн}$, проведенный из центров O_0 и O_1 , то линия, соединяющая диаметрально противоположные точки пересечения $C_{вн1}$, $C_{вн2}$ указанных окружностей, должна проходить через середину отрезка O_1O_0 и центр эксцентрика. Для упрощения последующего анализа, в частности, определения текущей площади сдвига, выберем систему координат с началом в середине указанного отрезка и осями координат повернутыми относительно стандартного положения на угол $(\pi-\varphi)/2$.

Координаты точек $C_{вн1}$ и $C_{вн2}$ в данной систем координат определим из треугольников $O_2O_0C_{1вн}$ и $O_2O_1C_{2вн}$:

$$\begin{aligned} x_{C_{1вн}} &= \sqrt{R^2 - (e \cdot \sin(\varphi/2))^2}, & y_{C_{1вн}} &= 0; \\ x_{C_{2вн}} &= -\sqrt{R^2 - (e \cdot \sin(\varphi/2))^2}, & y_{C_{2вн}} &= 0. \end{aligned} \quad (3)$$

Координаты центров левой пары оправок (т. O_0) и правой в новом положении (после поворота на угол φ) находим из треугольника $O_0O_1O_e$:

$$\begin{aligned} x_{O_0} &= 0, & y_{O_0} &= -e \cdot \sin(\varphi/2); \\ x_{O_1} &= 0, & y_{O_1} &= e \cdot \sin(\varphi/2). \end{aligned} \quad (4)$$

Тогда уравнения окружностей, ограничивающих внутренние оправки в новой системе координат ХОУ будут следующими:

- левой внутренней оправки с центром в точке O_0 :

$$x^2 + (y - e \cdot \sin(\varphi/2))^2 = R^2; \quad (5a)$$

- правой – с центром в точке O_1 :

$$x^2 + (y + e \cdot \sin(\varphi/2))^2 = R^2. \quad (5б)$$

Разрешив эти уравнения относительно оси Y, и решив соответствующее квадратное уравнение, найдем y, как функцию от x:

- для правой (сместившейся) оправки:

$$y_1 = -e \cdot \sin(\varphi/2) \pm \sqrt{R^2 - x^2}; \quad (6a)$$

- для левой ("неподвижной") оправки:

$$y_2 = e \cdot \sin(\varphi/2) \pm \sqrt{R^2 - x^2}. \quad (6б)$$

"Сдвинутую" площадь, на одну половину периметра ТТХ, соответствующую углу φ , определим как разность определенных интегралов функций (6a) и (6б):

$$\begin{aligned} S(\varphi) &= \int_{X_{C1}}^{X_{C2}} y_2(x) dx - \int_{X_{C1}}^{X_{C2}} y_1(x) dx = \int_{-\sqrt{R^2 - (e \cdot \sin(\varphi/2))^2}}^{\sqrt{R^2 - (e \cdot \sin(\varphi/2))^2}} 2e \cdot \sin(\varphi/2) dx = \\ &= 4e \cdot \sin(\varphi/2) \cdot \sqrt{R^2 - (e \cdot \sin(\varphi/2))^2} \end{aligned} \quad (7)$$

Уравнение (7) определяет общий вид зависимости поверхности сдвига, как с внутренней, так и с внешней стороны ТТЗ. Поэтому, при вычислении каждой из

них отдельно, достаточно заменить $R=R_{вн}$ или $R=R_{н}$ соответственно. Все выше сказанное относится и к последующим формулам в тексте.

Представляет интерес приращение срезанной площади с возрастанием угла φ . Для этого найдем дифференциал функции $S(\varphi)$:

$$dS(\varphi) = 8e \cdot \left[\cos(\varphi/2) \cdot \sqrt{R^2 - (e \cdot \sin(\varphi/2))^2} - \frac{\sin \varphi}{2 \cdot \sqrt{R^2 - (e \cdot \sin(\varphi/2))^2}} \right] \cdot d\varphi \quad (8)$$

Следует подчеркнуть, что функция $S(\varphi)$ определяет только общую "срезанную" часть стенок трубы, но не определяет текущую площадь сдвига, так как она в значительной степени включает "сдвинутую" на предыдущих стадиях поверхность, что легко установить пользуясь компьютерными методами, в частности средствами "Компас-график". Другими словами, $S(\varphi)$ определяет всю "сдвинутую" поверхность заготовки за время поворота правой пары оправок относительно оси эксцентрика. Поэтому оставшуюся часть поверхности, подлежащей сдвигу, определим как разность:

$$F_0 - S(\varphi), \quad (9)$$

где:

$F_0 = \pi \cdot [(R_{вн} + s)^2 - R_{вн}^2]$ – площадь поперечного сечения трубы;
 s – толщина стенки трубы.

Текущий относительный сдвиг, соответствующий углу φ , составит:

$$\psi(\varphi) = \frac{\Delta S(\varphi)}{S_0} = \left[\pi \cdot [(R_{вн} + s)^2 - R_{вн}^2] - S(\varphi) \right] \quad (10)$$

или

$$\psi(\varphi) = \left[\frac{\pi \cdot [(R_{вн} + s)^2 - R_{вн}^2] - 4e \cdot \sin(\varphi/2) \cdot \sqrt{R^2 - (e \cdot \sin(\varphi/2))^2}}{\pi \cdot [(R_{вн} + s)^2 - R_{вн}^2]} \right] \cdot \quad (10a)$$

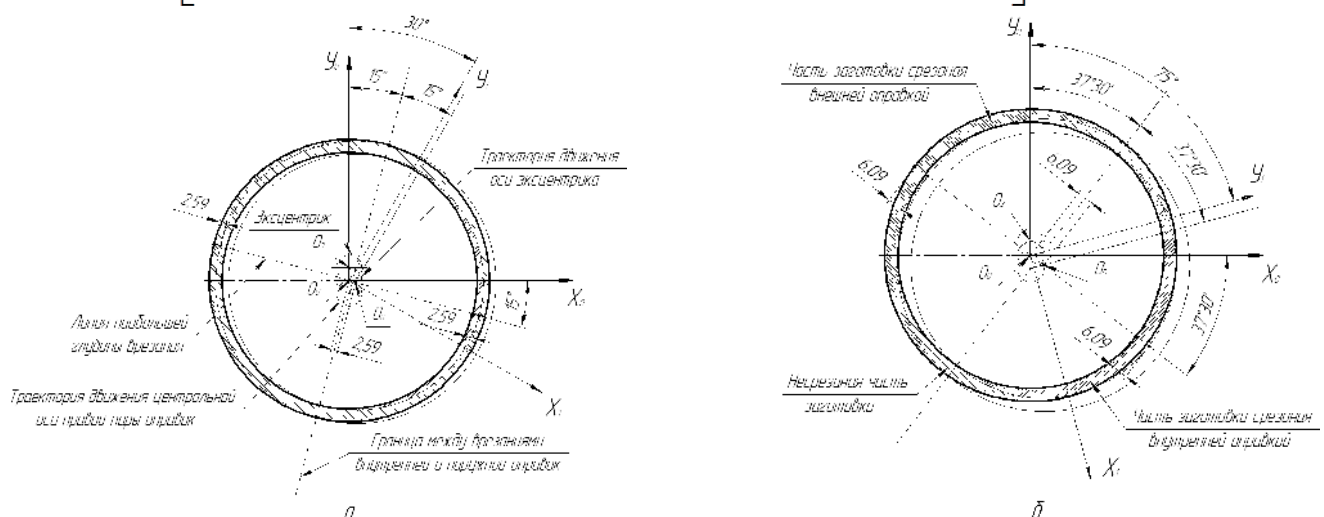


Рис.3. Последовательность разделения ТТЗ одновременным сдвигом и вращением при вращении левой пары оправок с эксцентриком относительно общей оси симметрии оправок: а–положение инструмента при угле поворота 30°; б–то же, для угла поворота 75°

На рис.3. показаны два момента сдвига с кручением по второй конструктивной схеме, из которой следует, что закономерности, установленные для первой схемы, остаются в силе.

Список литературы: 1. В.И. Стеблюк, Д.Н. Савченко, Ю.Г. Розов. Способы резки труб на короткие заготовки и перспективы их усовершенствования. // Вестник НТУУ "КПИ" – 2008. – № 53. – С. 199-201.

УДК 621.771

Ю.О. ПЛЕСНЕЦОВ, канд. техн наук, зав. каф. «ОМТ», НТУ «ХПІ»
О.С. ЗАБАРА, інженер, ТОВ «ПРИС-профіль», м. Харків
Т.Л. КОВОРТНИЙ, асистент, НТУ «ХПІ»
ЛЮБИМОВ М.С., студент, НТУ «ХПІ»

АНАЛІЗ СУЧАСНОГО СТАНУ ВИРОБНИЦТВА ГНУТИХ ПРОФІЛІВ ЗАМКНЕНОГО ПЕРЕТИНУ

В роботі встановлено, що гнуті профілі замкненого перетину знаходять широке застосування в сучасному будівництві, сільськогосподарському будівництві і у виготовленні сталевих меблів. Найбільша кількість розробок, що виконана раніше, спрямована на реалізацію технологій виробництва ГПЗП із заготовки товщини 2мм і більше. Для створення імпортозамінних технологій виробництва ГПЗП в Україні потрібне виконання НДР

В работе установлено, что гнутые профили замкнутого сечения находят широкое применение в современном строительстве, сельскохозяйственном строительстве и в изготовлении стальной мебели. Наибольшее число разработок, выполненных ранее, направлено на реализацию технологий производства ГПЗС из заготовки толщиной 2 мм и больше. Для создания импортзамещающих технологий производства ГПЗС в Украине необходимо выполнение НИР.

In current work is determined that roll forms of closed section find wide application in modern construction, agricultural construction and in production of steel furniture. Most works, completed earlier, are directed on realization of technologies of production of CSRF from 2 mm thick workpiece and more. To create the import-replacing technologies of CSRF production in Ukraine the researches are required.

Гнуті профілі замкненого перетину (ГПЗП) є одним з найбільш затребуваних видів будівельного металопрокату. До теперішнього часу ГПЗП поставлялися в Україну виключно з-за кордону. Існуючі виробництва і практичні рекомендації з виготовлення ГПЗП в Україні охоплюють розмірний діапазон товщини початкових заготовок (штрипс) діаметром від 2 мм і вище. Процес виготовлення ГПЗП до 2 мм не досліджений.

Для створення імпортозамінних технологій виробництва ГПЗП в Україні потрібне виконання НДР, спрямованих на створення аналітичної моделі валкового формування вказаного виду металопродукції, а також створення сучасної, гармонізованої з технічними вимогами системи нормативно-технічних документів для забезпечення технічного регулювання виробництва в Україні. Реалізація вказаних заходів важлива і актуальна, оскільки дозволить підвищити, як обсяги виробництва, так і споживання в країні і, тим самим, конкурентоспроможність вітчизняної економіки.

Мета роботи – аналіз сучасного стану виробництва гнутих профілів замкненого перетину.

Застосування ГПЗП можливо не лише в будівництві, але і у виробництві сільгосптехніки, сільськогосподарському будівництві, у виготовленні сталевих меблів, в прокладенні різних видів інженерних комунікацій, таких як водопровід, газопровід, для захисту кабельних мереж і так далі (табл. 1). Останніми роками

усе більш чітко просліджується тенденція до використання ГПЗС для силового каркаса меблів [1]. Вони знаходять застосування для різних її конструкцій (додаток А):

- стіл (комп'ютерний, офісний, банкетний, масажний та ін.);
- стілець (офісний, барний та ін.);
- крісло;
- м'які меблі;
- виставкові павільйони та ін.

Таблиця 1 - Форма поперечного перетину ГПЗП

№	Розміри, мм	Форма поперечного перетину ГПЗП
1	D=20 s=1,0	

З ГПЗП виконують зборку різноманітних перекриттів і легких металевих конструкцій, ферм, перил, павільйонів, торговельного устаткування. Застосування ГПЗП у виробництві будівельних конструкцій має безліч переваг, які зрештою ведуть до значної економії металу, а, отже, і грошових коштів.

Основна причина ефективного використання профільної труби при формуванні металоконструкції - значна економія металу, легка конструкція, корозійна сталість, зручність монтажу.

Виробництво замкнених ГПЗП в сортаменті металопрокату є найбільш вигідними. При застосуванні в різних конструкціях ці профілі в порівнянні з профілями відкритих перерізів [2]:

- мають високу місцеву сталість, причому втрати бічної стійкості практично виключені до досягнення межі плинності матеріалу, що дозволяє отримати економію по масі до 40...50%;
- мають високу крутильну жорсткість, в 250...450 разів більшу, ніж у профілів відкритого перетину;
- можуть працювати зі значно більшою вільною довжиною при подовжньому і поперечному вигині;
- стійкі проти внутрішньої корозії, що дозволяє приймати тонші стінки;
- знижують конструктивні коефіцієнти за рахунок зменшення об'єму допоміжних і сполучних елементів у вузлах будівельних металоконструкцій.

До найбільших російських підприємств-виробників ГПЗП відносяться:

- ВАТ «Челябінський трубопрокатний завод» (м. Челябінськ);
- ВАТ «Волгоградський трубний завод» (м. Волгоград);
- ВАТ «Виксунський металургійний завод» (м. Вика, Нижегородська область);
- ВАТ «Русполімет», (м. Кулебаки);
- ВАТ «Магнітогорський металургійний комбінат» (м. Магнітогорськ);
- ВАТ «Новокузнецький металургійний комбінат» (м. Новокузнецьк);
- ВАТ «Новосибірський металургійний завод ім. Кузьміна», (м. Новосибірськ);
- ВАТ «Первоуральський новотрубний завод» (м. Первоуральск);

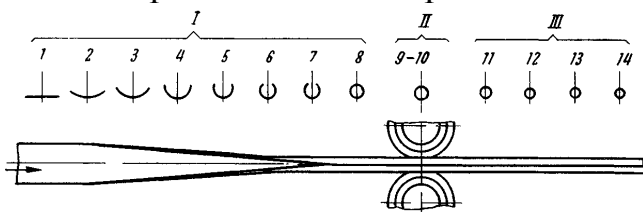
- ВАТ «Санкт-Петербурзький трубний завод» (м. Санкт-Петербург);
- ВАТ «Сіверський трубний завод» (м. Полєвської);
- ВАТ «Сінарський трубний завод» (м. Каменськ-Уральський);
- ВАТ «Таганрозький металургійний завод» (м. Таганрог);
- ВАТ «Борський трубний завод» (м. Бор);

Певних успіхів в розробці технологій, виробництві сучасного устаткування і власне промислового виробництві якісних ГПЗП, що дозволило зайняти провідне місце у світі, здобули ряд зарубіжних фірм: Mannesmann Demag, Tungum Hydraulics, Marcegaglia S.p.A., Keller, Dujardin Montbard Somenor, W.F. Oppermann, MAS SeutheGmbH [3] та ін.

Нині ГПЗП переважно імпортуються з-за кордону. Довгий час в СНД були відсутні технології розробки сучасних якісних ГПЗП. На сьогодні в Росії створені компанії, які пропонують ГПЗП, аналогічні імпортом, наприклад, ВАТ "Челябінський трубопрокатний завод".

Аналіз існуючих технологій виробництва замкнених профілів

Основний принцип розрахунку калібрування валків неперервного формувального стану. Усі розміри зварних труб отримують з пласкої заготовки (листів, рулонна штаба) за єдиною технологічною схемою [4], що включає наступні основні операції (рис. 1). Спочатку пласку заготовку згортають в циліндричну трубну заготовку. Цю операцію називають формуванням трубною заготовки. Наступна операція - зварювання крайок трубною заготовки. Завершальна операція - калібрування і редукування зварних труб. Ці операції об'єднані в єдиний цикл і проводяться при безперервному режимі роботи устаткування. Залежно від діаметру зварних труб, їх призначення і марки сталі можливі зміни виду заготовки (лист або рулон), способів формування і зварювання крайок. Початковою заготовкою для труб малого діаметра є рулонна штаба. Формування трубною заготовки здійснюється в безперервному валковому формувальному стані. Спосіб зварювання крайок називається зварюванням тиском. Зварювання тиском здійснюється шляхом нагрівання крайок трубною заготовки до зварювальної температури і наступного їх стискання. Крайки можна зварювати також електрозварюванням. Для зварювання труб з товщиною стінки 1...2 мм як початкову заготовку застосовують холоднокатану відпалену рулонну штабу. Формування трубною заготовки здійснюють в безперервних формувальних станах. До складу формувальних станів входить від 6 до 12 приводних 2-х валкових нереверсивних клітей з горизонтальними валками. Між клітями встановлюють вертикальні ролики або не приводні кліті з вертикальними валками.



- I - формування штаби в трубу;
- II - зварювання крайок;
- III - редукування (калібрування) труби по діаметру

Рис. 1. Послідовність основних технологічних операцій при контактному зварюванні труб

У горизонтальних клітках, валки яких мають калібри, трубну заготовану формують шляхом поступового згортання штаби в циліндричну трубну заготованку.

Призначення клітей з вертикальними валками або роликами - попередження розпруження штаби, що згортається.

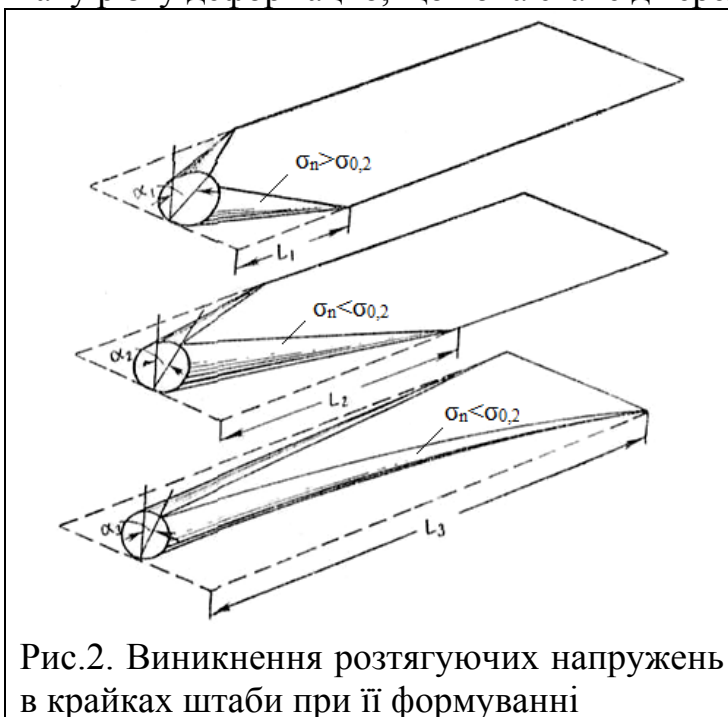
Під час безперервного формування штаби в трубну заготованку на валковому формувальному стані в її крайках виникають розтягуючі напруження.

На рис. 2 зображена штаба, яка згортається в трубну заготованку. Її крайки під певним кутом до подовжньої осі штаби і викликають відхилення її переднього торця на деякий кут α . Коли штаба йде безперервно, передній торець не має можливості відхилитися, внаслідок чого в крайках виникають розтягуючі напруження. Якщо крайка штаби розтягується пружно, то після того, як труба сформується, у ній відсутні залишкові деформації. Якщо крайки розтягуються за межу пружності, то на крайках утворюються гофри. При цьому під час руху трубної заготованки крайки коливаються в напрямі, перпендикулярному від осі труби, і зварювання стає неможливим.

Основне завдання при розрахунку калібрування – отримати такий профіль калібрів, який забезпечував би при формуванні мінімальні залишкові деформації крайок штаби [5].

З рис. 2 видно, що при зменшенні довжини осередка деформації кут нахилу крайок збільшується, що викликає збільшення розтягуючих напружень в крайках. Для досягнення мінімальних розтягуючих напружень необхідно вибрати таку довжину осередка деформації, при якій крайки не отримували б залишкових деформацій.

Довжину осередка деформації (довжину формувального стану) можна вибрати досить невеликою, але в одній якій-небудь формувальній клітці передбачити таку різку деформацію, що вона стане джерелом утворення гофрів.



Отже, щоб уникнути утворення гофрів на крайках трубної заготованки необхідно правильно вибрати довжину формувального стану і число формувальних клітей, щоб крайки піднімалися плавно, без різких перегинів в якій-небудь клітці.

Калібрування валків формувального стану

Нині в основному застосовують чотири типи калібрувань формувального стану, що відрізняються профілем. Остаточне формування трубної заготованки здійснюється в закритих калібрах. Іноді ці

калібрування застосовують в різних комбінаціях або з деякими змінами.

Найбільш поширеним є калібрування I типу. Профіль калібру будують одним постійним радіусом, а від кліті до кліті цей радіус поступово зменшується у напрямі формування.

Калібри II типу будують двома радіусами - крайні ділянки малим радіусом, який дорівнює радіусу труби і постійним в усіх калібрах, а центральну ділянку будують радіусом, який поступово зменшується від кліті до кліті. При цьому ширина периферійних ділянок поступово збільшується, а центральної зменшується.

Калібри III типу будують одним постійним в усіх клітях радіусом, який дорівнює радіусу готової труби. Ширина периферійної ділянки, що підгинається радіусом, збільшується у напрямі формування. Цей тип калібрування можна вважати окремим випадком II типу за умови, що більший радіус дорівнює нескінченності, тобто центральна ділянка пласка.

Калібрування IV типу застосовують на станах застарілої конструкції: на сучасних трубоелектрозварювальних станах її не застосовують. Калібр будують двома радіусами - центральним малим, який дорівнює радіусу готової труби, і постійним в усіх клітях; периферійні ділянки підгинаються великим радіусом, що зменшується від кліті до кліті у напрямі формування. Ширина ділянки, що підгинається малим радіусом, поступово збільшується, а великим – зменшується.

Всі ці типи калібрувань мають переваги і недоліки, які необхідно враховувати при виборі у кожному конкретному випадку. Передусім необхідно враховувати технологічність калібрування, тобто сталість процесу і легкість налагодження. За цим показником найгіршим є калібрування I типу, а найкращими – II і IV типів. Підвищену сталість штаби у валках має також калібрування III типу.

Велике значення має складність виготовлення валків, оскільки виконання рівчака калібру з високою точністю (допуск на радіус калібру коливається в межах 0.03...0,1 мм) і високою чистотою поверхні (8-10-й клас) – дуже трудомістка операція, яка вимагає високої кваліфікації виробників.

Найпростішим у виготовленні є калібрування I типу. Найбільшу складність у виготовленні представляють валки з калібруванням II і IV типів, оскільки калібри виконують двома радіусами, а допуски за чистотою і розмірами для них ті ж, що і для валків з калібруванням I типу.

Слід зазначити, що спеціальних верстатів для виготовлення таких валків поки не існує, а використання верстатів, що працюють за копіром, є дуже важким, оскільки один трубоелектрозварювальний стан має до 1000 і більше валків. Мати таке число копирів, звичайно, недоцільно, верстати для виготовлення валків з калібруванням I типу існують. Діаметр робочих валків також залежить від типу калібрування і визначається висотою калібру.

Зовнішній діаметр верхніх валків вибирають із розрахунку калібрування перед початком проектування стану, тому із збільшенням висоти калібру він теж має бути збільшений.

Найбільшу висоту мають відкриті калібри, які побудовані за IV типом калібрувань. Далі слідує I, II і III типи калібрування. Цим і пояснюється той факт, що валки, виконані за I типом калібрування, мають більший діаметр, ніж валки, які виконані за II типом. Якщо сортамент якого-небудь стану вибирали, виходячи з калібрування I типу, то його верхня межа може бути збільшена за рахунок за-

стосування калібрування II типу. Наприклад, трубоелектрозварювальний стан 10-60 при застосуванні калібрування I типу має максимальний діаметр зварюваної труби 60 мм, а при застосуванні калібрування II типу максимальний діаметр зварюваної труби може бути збільшений до 76 мм.

При виборі калібрування того або іншого типу слід також враховувати число валків, яке необхідне для оснащення трубоелектрозварювального стану. Це має суттєве значення у зв'язку з тим, що зазвичай в сортаменті трубоелектрозварювального стану є приблизно 20 розмірів труб. Комплект інструменту для труб одного розміру на середньому трубоелектрозварювальному стані налічує 40-60 і більше валків. Тому парк валків для одного стану без урахування запасних складається приблизно з 1000 шт. Оскільки зазвичай трубоелектрозварювальні цехи мають декілька станів і враховуючи запасні валки, парк валків для цеху досягає багатьох тисяч валків. Тому зниження числа валків має велике значення для чіткої роботи цеху.

При застосуванні калібрування I типу валки перших формувальних клітей до останньої відкритої кліті (закінчуючи робочою кліттю перед калібром з розрізною шайбою) загальні для групи розмірів труб.

При застосуванні калібрувань інших типів для груп кожного розміру є окремий комплект валків. Таким чином, застосування калібрування I типу дозволяє значно скоротити парк валків. Наприклад, для стану 20-102, що має в сортаменті приблизно 20 розмірів труб, останні розподілені на шість груп, оскільки на цьому стані загальних валків приблизно 20. Таке об'єднання дозволяє заощадити $(20 - 6) \cdot 2 = 280$ валків. Якщо врахувати, що загальні формувальні робочі і еджерні валки зношуються значно менше усіх інших валків, то стане особливо ясна доцільність такого скорочення числа валків.

Калібрування III типу майже не набуло на практиці поширення внаслідок того, що вона не дозволяє отримати якісну трубну заготованку для труб малих і середніх діаметрів, незважаючи на деякі переваги в порівнянні з іншими калібруваннями. Поки це калібрування набуло поширення, головним чином, тільки для згинання крайок трубної заготованки при виготовленні на станах труб великого діаметру.

Калібрування IV типу на сучасних станах не застосовують. Воно було створено для станів з консольним кріпленням валків, оскільки відрізняється значно меншою в порівнянні з калібруваннями інших типів шириною калібру, що дозволяло вісь формування зміщувати ближче до станини кліті.

При проектуванні сучасних станів зазвичай вибирають калібрування I або II типу. Калібрування II типу зазвичай застосовують там, де потрібна підвищена сталість штаби і необхідно випускати трудомісткі труби (малих діаметрів, з великим відношенням товщини стінки до діаметру і тощо). Застосовують калібрування цього типу також в тих випадках, коли сортамент дуже обмежений, а стан не має стикозварювального апарату.

Калібрування I типу доцільно застосовувати там, де є висококваліфікований персонал, сталість штаби, що забезпечується калібруванням, достатня, дуже великий сортамент труб, що випускаються, і велика кількість станів.

Калібрування I типу краще всього застосовувати для труб малих і середніх діаметрів скрізь, де це можливо. Якщо його застосування зв'язане з технологічни-

ми труднощами, то слід застосовувати калібрування II типу. При виробництві труб великих діаметрів потрібно застосовувати калібрування II типу, оскільки в цьому випадку фактор діаметру валків стає вирішальним.

Комбінацією описаних типів калібрувань зазвичай прагнуть створити таке калібрування, яке дозволило б виключити недоліки вибраних калібрувань.

Калібрування валків формувального стану з редукуванням штаби в закритих калібрах набуває все більшого поширення. При використанні цього калібрування збільшується число закритих калібрів з двох до трьох і навіть чотирьох.

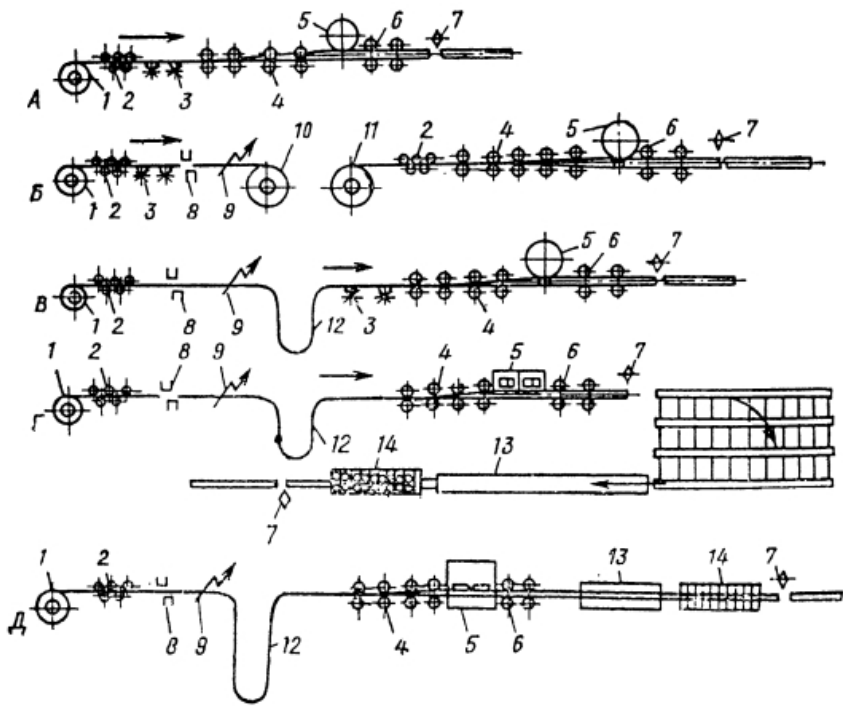
Іншою характерною особливістю цього калібрування є збільшене обтискання труби по периметру.

Таке калібрування дозволяє отримати якісну трубну заготованку з шаблеподібною і коробоватою штаби, а також забезпечити високу стабільність процесу формування. Проте при цьому збільшується витрата інструменту і електроенергії.

Остаточне формування трубної заготованки здійснюється в закритих калібрах. Іноді ці калібрування застосовують в різних комбінаціях або з деякими змінами.

Технологічні схеми виробництва прямошовних труб електрозварюванням

Технологічні схеми виробництва прямошовних труб електрозварюванням наведені на рис. 3, а їх переваги і недоліки в табл. 2 [6]. Трубоелектрозварювальні стани за технологічними схемами А і В нині не будуються, а існуючі реконструюються з включенням до складу устаткування петлеутворювача і стикозварювальної машини. За схемою В працюють більшість вітчизняних трубоелектрозварювальних станів; схема Г застосована тільки на одному заводі. Агрегати для виробництва зварних труб виконують в основному одні і ті ж технологічні операції і розрізняються за способом нагріву і зварювання заготованки. За характером технологічних операцій усе устаткування можна згрупувати на чотири основні ділянки: устаткування для підготовки вихідної заготованки; формувально-зварювальне устаткування (можливий розподіл на устаткування лінії формування і лінії зварювання); устаткування для отримання труб із заданими параметрами; устаткування для обробки труб.



- 1 - розмотування штаби;
- 2 - правка штаби;
- 3 - очищення;
- 4 - формування;
- 5 - зварювання;
- 6 - калібрування труби,
- 7 - різання труби,
- 8 - обрізання кінців;
- 9 - стикування;
- 10 - змотування штаби в рулон;
- 11 - розмотування штаби;
- 12 - набір петлі;
- 13 - нагрівання труби;
- 14 - редукування.

Рис. 2. Технологічні схеми виробництва прямошовних труб електрозварюванням

Таблиця 2 - Переваги і недоліки технологічних схем виробництва прямошовних труб електрозварюванням

Схема на рис. 2	Переваги	Недоліки
А	Невелика довжина стану	Необхідність зупинки стану для заправки переднього кінця нового рулону, що знижує продуктивність стану
Б	Використання рулону великого розважування, отриманого стикуванням декількох рулонів нормальної ваги	Ті ж, що і для схеми А
В	Включення петлеутворювача до складу стану дозволяє вести безперервний процес зварювання труб	Потреба у великому парку валків формувального і калібрувального станів. Для кожного розміру труб потрібна штаба з різними розмірами по ширині і товщині
Г	На трубоелектрозварювальному стані зварюються труби найбільшого розміру, потім розрізають на частини завдовжки 60 - 100 м і редукуються. Редукування з натягненням дозволяє отримувати труби з різними діаметрами і товщиною стінки із штаби одного або двох розмірів	Наявність різностінних кінців труб, що виходять при їх редукуванні, що мають кінцеву довжину. Кінці труб направляють у відходи, що збільшує коефіцієнт витрати металу
Д	Розташування редуційного стану в	Відсутні недоліки попередніх

Схема на рис. 2	Переваги	Недоліки
	одну лінію з лінією формування і зварювання дозволяє отримувати трубу будь-якої довжини	трубоелектрозварювальних станів

Технічні умови до ГПЗП, технологічні можливості їх реалізації

Технічні вимоги до ГПЗП. У технічних вимогах на постачання ГПЗП приводяться: сортамент; матеріал; граничні відхилення на розміри ГПЗП; довжина ГПЗП, що поставляються; допустима місцева і загальна кривизна; вимоги до якості поверхні; правила приймання і методи випробувань; вимоги до пакування, маркування і документації; припуски і допуски.

Розмірні допуски включають відхилення від номінальних розмірів, причинами яких можуть бути : налаштування стану, неточність виготовлення і знос валків, кривизна осей і овальність перерізів робочих валків; неточність розрізання заготовки по ширині; шаблевидність, дефекти поверхні, відхилення механічних властивостей матеріалу від заданих, налаштування агрегату подовжнього різання і летючої пили.

До необхідних заходів, спрямованих на підвищення точності розмірів і правильності форми ГПЗП, відносять:

- зменшення відхилень розмірів заготовки за шириною і товщиною;
- зменшення зміщення штаби у валках при застосуванні закритих калібрів або спеціальної напрямної і утримуючої арматури;
- зниження зносу чистових калібрів шляхом підвищення стійкості валків;
- застосування точного оброблення калібрів валків, об'ємного калібрування, а також безперервного процесу профілювання замість поштучного.

Реалізація вказаних заходів залежить від характеру виробництва і можливостей устаткування.

При розробці ГПЗП і технічних вимог на їх постачання граничні відхилення зовнішнього діаметра і товщини стінки слід приймати згідно з ГОСТ 10707 на труби сталеві електрозварювальні холоднодеформовані [7]. Для труби сталеві електрозварної холоднодеформованої зовнішнім діаметром 20...30 мм і товщиною 1,5 мм граничні відхилення розмірів залежно від точності виготовлення наведені в табл. 3. Місце контролю розмірів і геометрії поперечного перетину ГПЗП обумовлюється особливостями процесу профілювання та розрізання профілів і вибирається згідно із стандартами на гнуті профілі. Згідно із стандартами на гнуті профілі при безперервному процесі профілювання їх контролюють на відстані 50...100 мм від кінців. Згідно з ГОСТ 10707 ГПЗП виготовляють довжиною:

- мірної довжини - від 3 до 9 м;
- кратної мірній довжині - в межах мірної довжини з припуском на кожний різ по 5 мм (якщо інший припуск не вказаний в замовленні), який входить в кожну кратність, що замовляється;
- немірної довжини - не менше 1,5 мм.

Таблиця 3 - Граничні відхилення зовнішнього діаметра і товщини стінки труби

Розміри труби, мм.	Граничні відхилення розмірів труби мм, при точності виготовлення		
	звичайної	підвищеної	прецизійної
Зовнішній діаметр: 20...30	±0,25	±0,15	±0,12
Товщина стінки: більше 1,0	±10%	±8%	±7,5%

За погодженням виробника із споживачем допускається виготовлення ГПЗП завдовжки понад 9 м.

Граничні відхилення за довжиною труб мірної і кратної довжини не повинні перевищувати:

- +10 мм - при довжині до 6 м;
- +15 мм - при довжині понад 6 м.

Кінці труб мають бути обрізані під прямим кутом і зачищені від задирок. Допускається утворення фаски при видаленні задирок. На вимогу споживача допускається виготовлення труб немірної довжини без видалення задирок.

Згідно з ГОСТ 10707 овальність і різностінність труб не мають виводити розміри труб за граничні відхилення відповідно до діаметру і товщини стінки. На вимогу споживача овальність і різностінність труб не мають перевищувати 0,8 загального поля допуску відповідно по діаметру і товщині стінки.

Кривизна профілю (шаблевидність) залежить від якості заготовки і налаштування стану. Кривизна труб на будь-якій ділянці завдовжки 1 м для термічно необроблених труб не має перевищувати 2 мм; на вимогу споживача - 1,5 мм.

Згідно з ГОСТ 10707 по висоті внутрішнього грату трубу виготовляють першої категорії - із залишками грату заввишки не більше 0,3 мм.

Якість поверхні профілів залежить від матеріалу і якості поверхні заготовки і валків, режиму формування, швидкісних і силових параметрів процесу, змащення в процесі профілювання та інших чинників. На поверхні труб не допускаються тріщини, плівки, розриви, раковини, закати. Допускаються окремі забоїни, сліди циндри, що не перешкоджають огляду, вм'ятини, сліди правлення, rischi і сліди зачищення дефектів, якщо вони не виводять розміри труб за граничні відхилення.

Труби поставляють пачками, перев'язаними пакувальною стрічкою. Пачка має складатися з труб одного розміру за діаметром і товщиною стінки, однієї марки сталі і однієї групи виготовлення і супроводжуватись одним документом про якість у відповідності з ГОСТ 10692 [8], із доповненнями про хімічний склад сталі.

До кожної пачки прикріплюється бирка, на якій вказують номер плавки, марку сталі, номер технічних умов або ГОСТу, найменування заводу-виробника і споживача.

Механічні властивості і хімічний склад ГПЗП

ГПЗП виготовляють з різних сталей, що відрізняються хімічним складом і механічними властивостями. Ці якості сталі регламентуються наступними стандартами:

ГОСТ 380 - на вуглецеву сталь звичайної якості, що застосовується для виготовлення ГПЗП;

ГОСТ 19281 - на низьколеговану високоякісну товстолистову і широкосмугову сталь, що застосовується для виготовлення ГПЗП (ГОСТ 10706 [9]).

Найширше застосовуються ГПЗП з вуглецевих сталей звичайної якості як найбільш дешеві і менш дефіцитні. ГПЗП з низьколегованих високоякісних сталей застосовують при будівництві в умовах експлуатації низьких температур (20°C і нижче).

Якість ГПЗП багато в чому залежить від якості заготовки (штрипсу), що, поза сумнівом, підвищує споживчі якості продукції ГПЗП. ГПЗП випускають різних груп з гарантією як усіх, так і окремих характеристик: механічних властивостей, хімічного складу, випробувального тиску. Крім того, ГПЗП, що мають однакові гарантовані механічні характеристики, можуть бути виготовлені зі сталей, отриманих різними способами.

Вибір марки сталі здійснюють за нормованими стандартними показниками характеристик сталі і їхніми механічними властивостями (табл. 4), а при їхньої відсутності - випробувального гідравлічного тиску труби, значення якого гарантується.

Таблиця 4 - Механічні властивості використовуваних сталей

Марка сталі		Механічні властивості		
		σ_b , МПа	σ_t , МПа	δ_5 , %
Сталь 08 кп	294	175		27
Сталь 08, Сталь 08 пс, Сталь 10 кп	314	196		25
Сталь 10 пс, Сталь 15 кп, Ст. 2 сп, Ст. 2 пс, Ст. 2 кп, ВСт2сп, ВСт2пс, ВСт2кп	333	206		25
Сталь 10	353	216		24
Сталь 15, Сталь 15 пс, Сталь 20 кп, Ст. 3 сп, Ст. 3 пс, Ст. 3 кп	372	225		22
Сталь 20, Сталь 20 пс, Ст. 4 сп, Ст. 4 пс, Ст. 4 кп	412	245		21
Сталь 08Ю	255	174		30

Залежно від показників якості труби виготовляють наступних груп:

А - з нормуванням механічних властивостей із спокійної, напівспокійної і киплячої сталі марок Ст2, Ст3, Ст4 за ГОСТ 380;

Б - з нормуванням хімічного складу із спокійної, напівспокійної і киплячої сталі марок Ст. 2, Ст. 3, Ст. 4 за ГОСТ 380 та ГОСТ 14637 із спокійної, напівспокійної і киплячої сталі марок 08, 10, 15, 20 за ГОСТ 1050 із сталі марок 08Ю, 08кп

за ГОСТ 9045;

В - з нормуванням механічних властивостей і хімічного складу із спокійної, напівспокійної і киплячої сталі марок Ст. 2, Ст. 3, Ст. 4 за ГОСТ 380, спокійної, напівспокійної і киплячої сталі марок 08, 10, 15, 20 за ГОСТ 1050 і сталі марок 08, 10, 08кп за ГОСТ 9045;

Д - з нормуванням випробувального гідравлічного тиску.

ГПЗП з вуглецевої звичайної якості киплячої сталі (КП) характеризуються холодноламкістю, у зв'язку з чим, їх не слід застосовувати при будівництві і експлуатації трубопроводів в умовах низьких температур (мінус 10...20°C).

ГПЗП з напівспокійної (ПС) і спокійної (СП) сталі мають меншу схильність до холодноламкості, тому їх застосовують при будівництві і експлуатації в умовах нижчих температур.

ГПЗП з низьколегованих сталей доцільно застосовувати, коли в період будівництва і експлуатації стінки труб можуть охолоджуватися до дуже низьких температур (мінус 20°C і нижче).

Механічні властивості труб, які виготовлені без термічної обробки, встановлюють за погодженням виробника зі споживачем. За відсутності такого узгодження механічні властивості мають бути не менше:

- тимчасовий опір σ_b , МПа (кгс/мм²).....314 (32);
- межа плинності σ_T , МПа (кгс/мм²).....216 (22);
- відносне подовження (δ_5 , %).....5.

Висновки

1. Встановлено, що ГПЗП знаходять широке застосування в сучасному будівництві, сільськогосподарському будівництві і у виготовленні сталевих меблів. Найбільша кількість розробок, що виконана раніше, спрямована на реалізацію технологій виробництва ГПЗП із заготованки 2мм і більше.

2. Для створення імпортозамінних технологій виробництва ГПЗП в Україні потрібне виконання НДР, спрямованих на створення аналітичної моделі валкового формування вказаного виду металопродукції, а також створення сучасної, гармонізованої з технічними вимогами, системи нормативно-технічних документів для забезпечення технічного регулювання виробництва в Україні.

3. Встановлено, що найбільш поширеними є калібрування формувального стану II і III типу. Можливі поєднання цих типів.

Список літератури: 1. <http://www.steelmill.ru> 2. Производство гнутых профилей. / под ред. И. С. Тришевского и др. – М.: Металлургия, 1982. – 384 с. 3. <http://metal4u.ru> 4. Клименко П. Л., Данченко В. М. Обработка металов тиском. Навч. посібник. - Дніпропетровськ: Системні технології, 2003. - 106с. 5. Производство прямошовных труб на непрерывных трубоэлектросварочных станах Головкин Р. В., Кричевский Е.М. Изд-во "Металлургия", 1969, с. 284. 6. Технология и оборудование трубного производства: Учебник для вузов В.Я. Осадчий, А.С. Вавилин, В.Г. Зимовец, А.П. Коликов - М.: "Интернет Инжиниринг", 2001. - 608 с. 7. ГОСТ 10707 Трубы стальные электросварные холоднодеформированные. – Введ. 01.01.82. Изменен 1991. 8. ГОСТ 10692 Трубы стальные, чугунные и соединительные части к ним. – Введ. 01.01.82. Изменен 1990. 9. ГОСТ 10706 Трубы стальные электросварные прямошовные. – Введ. 01.01.78. Изменен 1999.

УДК 621.771

ПЛЕСНЕЦОВ Ю.А., канд. техн. наук, зав. кафедрой «ОМД» НТУ «ХПИ»
ГОРОБЕЙ Н.Р., студентка, НТУ «ХПИ»
КОВОРТНЫЙ Т.Л., ассистент, НТУ «ХПИ»

АНАЛИЗ СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОИЗВОДСТВА ПЕРИОДИЧЕСКИХ ПРОФИЛЕЙ ПРОКАТА В УКРАИНЕ

Выполненный анализ известных технических решений показал, что они не позволяют на их основе разрабатывать промышленную технологию прокатки полосовых бичевых профилей и не позволяют обеспечить получение требуемых механических свойств готового проката. Для разработки современной технологии производства периодических полосовых профилей с поперечным оребрением, необходим комплекс исследований, которые обеспечат разработку новых способов производства высококачественных периодических профилей с требуемой геометрией и механическими свойствами за минимальное количество пропусков.

Виконаний аналіз відомих технічних рішень показав, що вони не дозволяють на їх основі розробляти промислову технологію прокатки полосових бичових профілів та не дозволяють забезпечити отримання механічних властивостей готового прокату за вимогами. Для розробки сучасної технології виробництва періодичних полосових профілів з поперечним оребренням є необхідним комплекс досліджень, котрі забезпечать розробку нових засобів виробництва високоякісних періодичних профілів з геометрією та механічними властивостями за вимогами та за мінімальну кількість пропусків.

The completed analysis of known technical solutions has shown that they do not allow developing of an industrial technology of cold roll forming of stripped whip roll forms basing on them and do not allow to gain required mechanic properties of final roll forms. To develop the modern technology of production of periodic stripped roll forms with cross ribbing the complex of researches to provide the development of new production capabilities of high quality periodic roll forms with required geometrical and mechanic properties by minimal quantity of passes is required.

В настоящее время актуальной научно-технической проблемой прокатного производства является его техническое перевооружение и переход на передовые менее энергоемкие, более технологичные, полностью автоматизированные технологии, которые обеспечат получение высококачественной металлопродукции, отвечающей по своим механическим свойствам и геометрическим размерам лучшим мировым стандартам. Одной из главных задач технического перевооружения прокатного производства является удовлетворение потребности экономики Украины в металлопродукции требуемого сортамента.

Цель работы – анализ современного состояния производства периодических профилей проката в Украине.

Сортамент периодических профилей

В сортаменте периодических профилей можно выделить четыре основных класса [1-3]:

- профили с односторонним периодом, имеющие элементы только на верхней или нижней их половине;
- профили с двусторонним совпадающим периодом и свободным уширением, имеющие элементы на верхней и нижней половинах;
- профили с двусторонним совпадающим периодом и заусенцами, прокатываемые с большими вытяжками;
- профили с двусторонним совпадающим периодом без свободного уширения и без заусенцев.

Периодические профили с поперечным оребрением относятся к первому классу, поскольку оребрение выполняется только с одной стороны профиля. К этому классу относятся также различные монорельсовые рейки, зубчатые рейки различных модулей и бичевые профили.

Рейка для монорельсового подъемника (рис. 1) имеет значительные перепады высоты по длине профиля. Отношение максимальной высоты к минимальной составляет 4,5. В связи с этим, основное внимание при прокатке этих профилей направлено на ограничение ширины полосы в местах максимального обжатия.

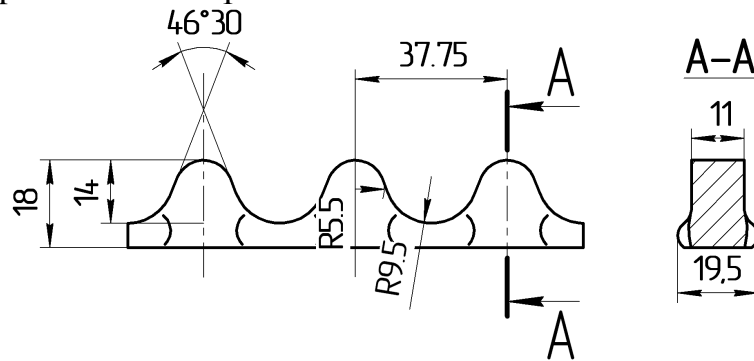


Рис. 1. Рейка для монорельсового подъемника

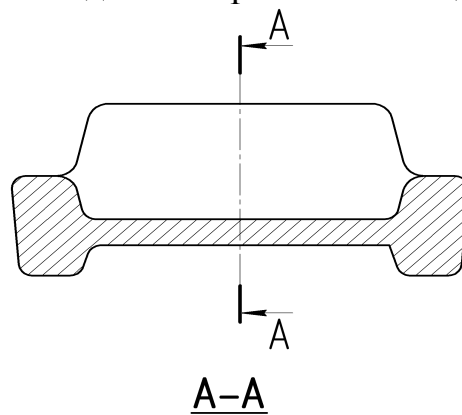


Рис. 2. Зубчатая рейка

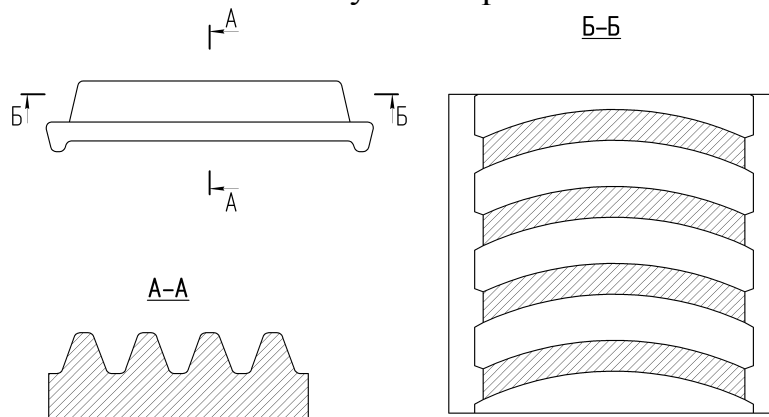


Рис. 3. Зубчатая рейка с арочным зацеплением Новикова

Зубчатые рейки обычно имеют оребрение, выполненное в виде прямого эвольвентного зацепления с различной величиной модуля (рис. 2). Чаще всего встречаются модули 6, 8, 16 и 24. Основное различие в их конструкциях – наличие или отсутствие беговых дорожек (буртов).

Известна также конструкция зубчатых реек с арочным зацеплением Новикова (рис. 3). Особенностью прокатки зубчатых реек является неравномерность обжатия: относительное обжатие полосы по впадине 4...5-ти кратное, тогда как относительное обжатие по вершине зуба минимальное [4]. Кроме того, зубчатые рейки представляют собой профиль с резким поперечным оребрением, поскольку угол наклона граней зуба к оси прокатки равен 70° .

Прокатка таких профилей сопровождается непрерывным изменением во времени обжатий на различных участках длины геометрического очага деформации, которая в свою очередь также переменна.

Изменение объема металла, находящегося в очаге деформации, и обжатия при постоянном значении толщины исходной заготовки и постоянной угловой скорости валков должно вызывает изменение опережения и, как следствие, скорости выхода металла из валков. В этом и есть основное отличие совместного движения шестерни и рейки при их работе в зубчатом зацеплении. Избыток объема металла при изготовлении зубчатых реек в машиностроении удаляют посредством механической обработки (строгания, долбления, фрезерования). При прокатке указанный объем металла вызывает переполнение профиля и, как правило, искажение передней грани зуба, которая в момент выхода из валков не контролируется ручьем валка. Задняя грань на протяжении всего цикла формирования зуба контактирует с передней гранью инструмента и повторяет его конфигурацию. При разработке технологии прокатки зубчатых реек и калибровки валков для ее реализации стараются прокатывать профиль за минимально возможное число проходов во избежание охлаждения раската перед чистовым проходом ниже 1080°C , поскольку ниже этой температуры начинает сказываться существенное увеличение сопротивления деформации металла, тогда как в интервале $1230...1080^\circ\text{C}$ этот показатель для сталей 30ХГСА и 30ХМА – материал из которого изготавливаются зубчатые рейки – практически не изменяется. При прокатке обязательно производят со смазкой чистового калибра.

Изготовление зубчатых реек на современном зуборезном оборудовании является дорогостоящим процессом и сопровождается потерями в стружку до 30...40% металла. Кроме того, изготовление зубчатых реек является и не технологичным процессом, вследствие требуемой значительной (до 2,5 м) длины готовых реек. Поэтому наиболее целесообразно получение таких профилей все-таки методом продольной прокатки, поскольку периодический прокат на 30...40% дешевле соответствующих поковок [5].

В настоящее время в отечественном комбайностроении и в комбайностроении стран СНГ применяется полосовой бичевой профиль по ГОСТ 12492.6 (рис. 4).

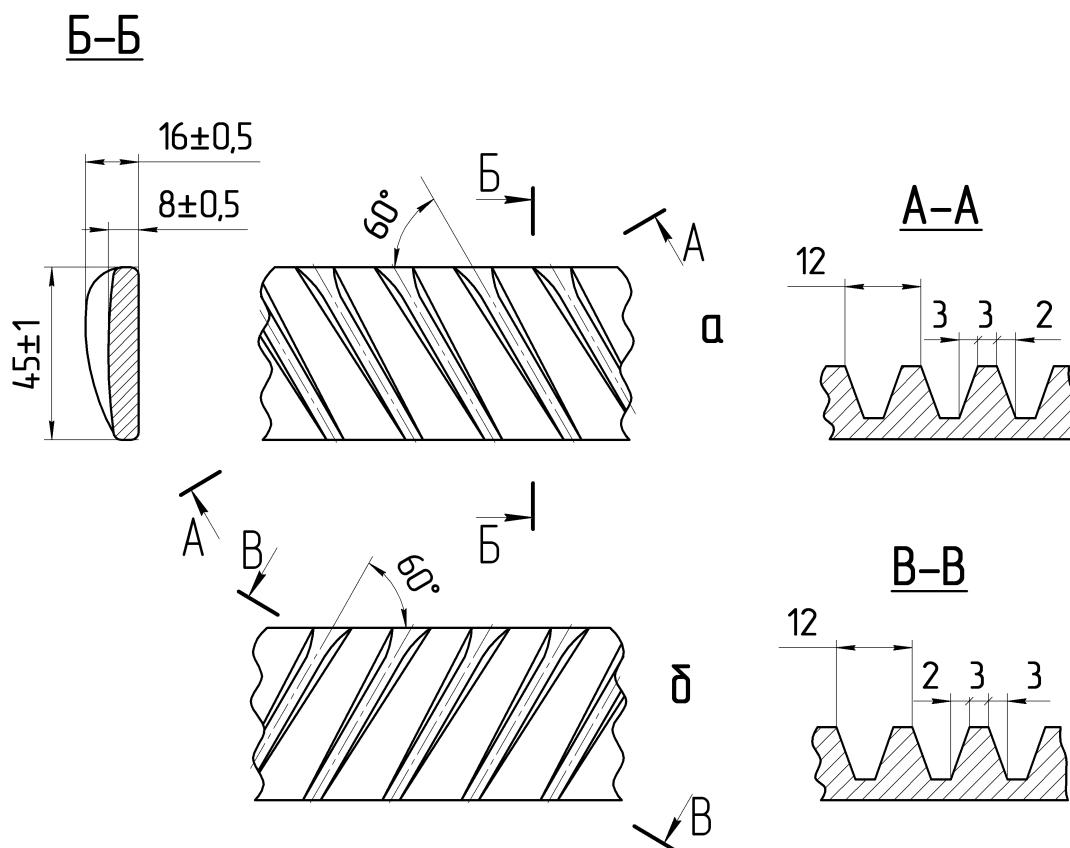


Рис. 4. Профиль полосовой бичевой

Бичевой профиль имеет периодический контур только по верхней стороне профиля и постоянную ширину по всей длине полосы. Шаг выступов на верхней стороне профиля 12 мм. В отличие от зубчатой рейки, оребрение выполнено под углом 60° к продольной оси профиля. Причем это оребрение имеет как правостороннее, так и левостороннее направление. Такое косорасположенное оребрение приводит к неравномерности деформации не только по длине профиля, но и по его ширине. Бичевые профили изготавливаются из стали 50Г. При изготовлении молотильного барабана зерноуборочного комбайна, полосовые профили крепятся к круглым дискам (в свою очередь посаженным на вал) с помощью коробчатого профиля – подбичника. Такая конструкция узла трудоемка при изготовлении и наладке (балансировке готового барабана) при создании нового комбайна в условиях машиностроительного завода, и очень не технологична при замене этих бичей при эксплуатации из-за их выработки (износа) ребер в условиях агропромышленных комплексов.

Все остальные зарубежные комбайностроительные предприятия работают только с применением в своих комбайнах угловых бичевых профилей с оребрением по одной полке (рис. 5), которые обладают рядом преимуществ по сравнению с применением полосовых бичевых профилей. Главным преимуществом этих профилей является цельность конструкции, отсутствие подбичников, что упрощает сборку молотильного барабана и позволяет достичь снижения его веса. Кроме того, у этих бичей [6, 7] увеличена рабочая поверхность за счет выполнения рабочей поверхности ребер по кривой второго порядка.

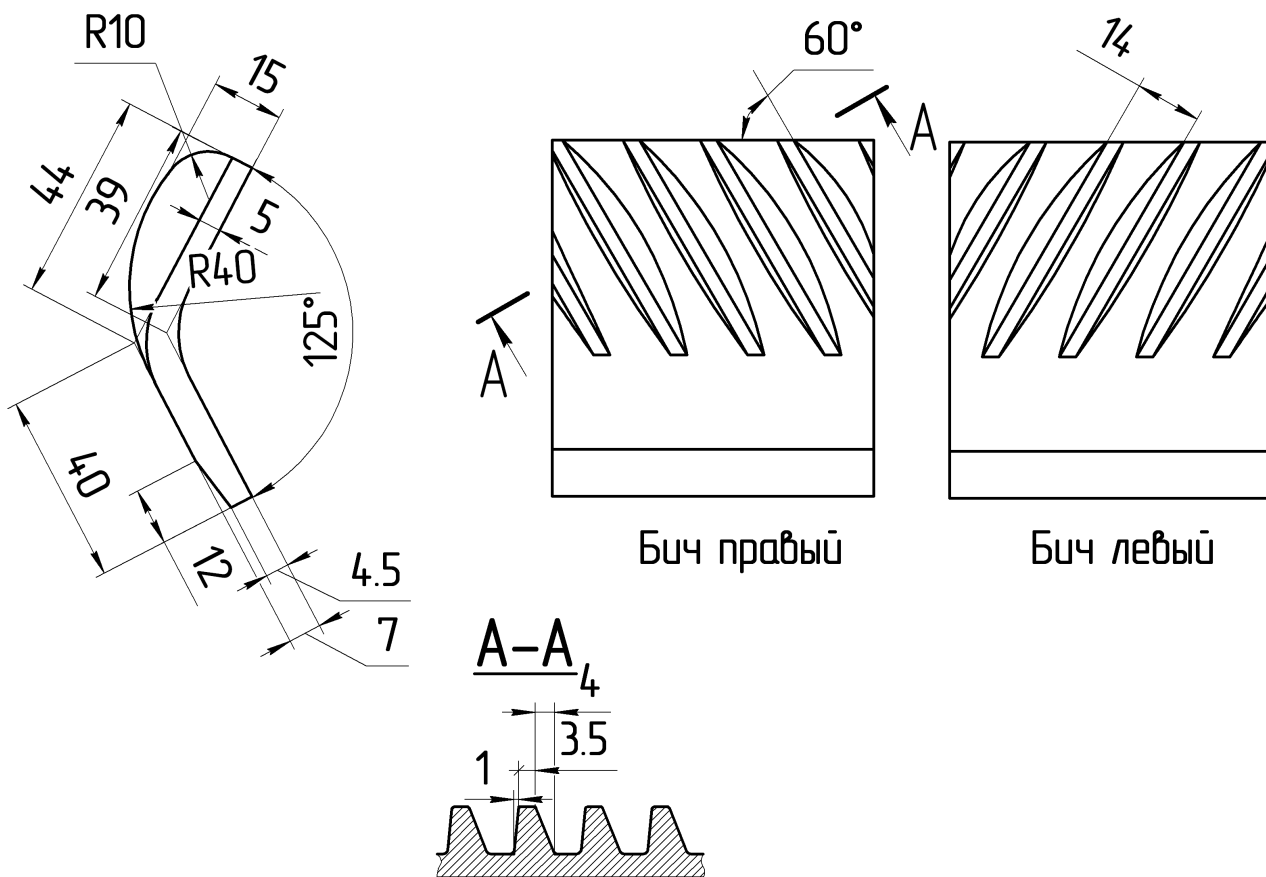


Рис. 5. Профиль угловой бичевой с оребрением по одной полке

Известна перспективная конструкция углового бичевого профиля $\backslash 8 \backslash$, которая отличается наличием на «вспомогательной» (наклонной по установке на барабане) полке, так же как и на основной, оребрения (рис. 6). Это оребрение способствует созданию особых аэродинамических условий при обмолоте, способствующих повышению пропускной способности барабана. Конструкция углового бичевого профиля с оребрением по обеим полкам наиболее технологична с точки зрения их производства методом продольной прокатки. Профиль в валках чистовой клетки располагается симметрично относительно вертикальной оси, проведенной через вершину угла бичевого профиля. Уменьшается неравномерность раската по ширине калибра. Наличие ребер на «вспомогательной» полке улучшит условие охлаждения профиля на холодильнике.

В настоящее время производство полосовых бичевых профилей на металлургических предприятиях Украины отсутствует. Это объясняется одной причиной – отсутствием технологии их производства. Применяемая ранее технология прокатки, как уже отмечалось выше, не позволяла обеспечить получение качественного проката без отрыва и залипания зуба профиля в валках чистового калибра стана и тем самым снижения производительности стана и увеличению себестоимости прокатки самого профиля.

Производство угловых бичевых профилей налажено только за рубежом, причем их основным поставщиком и производителем является фирма «*Spenser Clark*» (Англия).

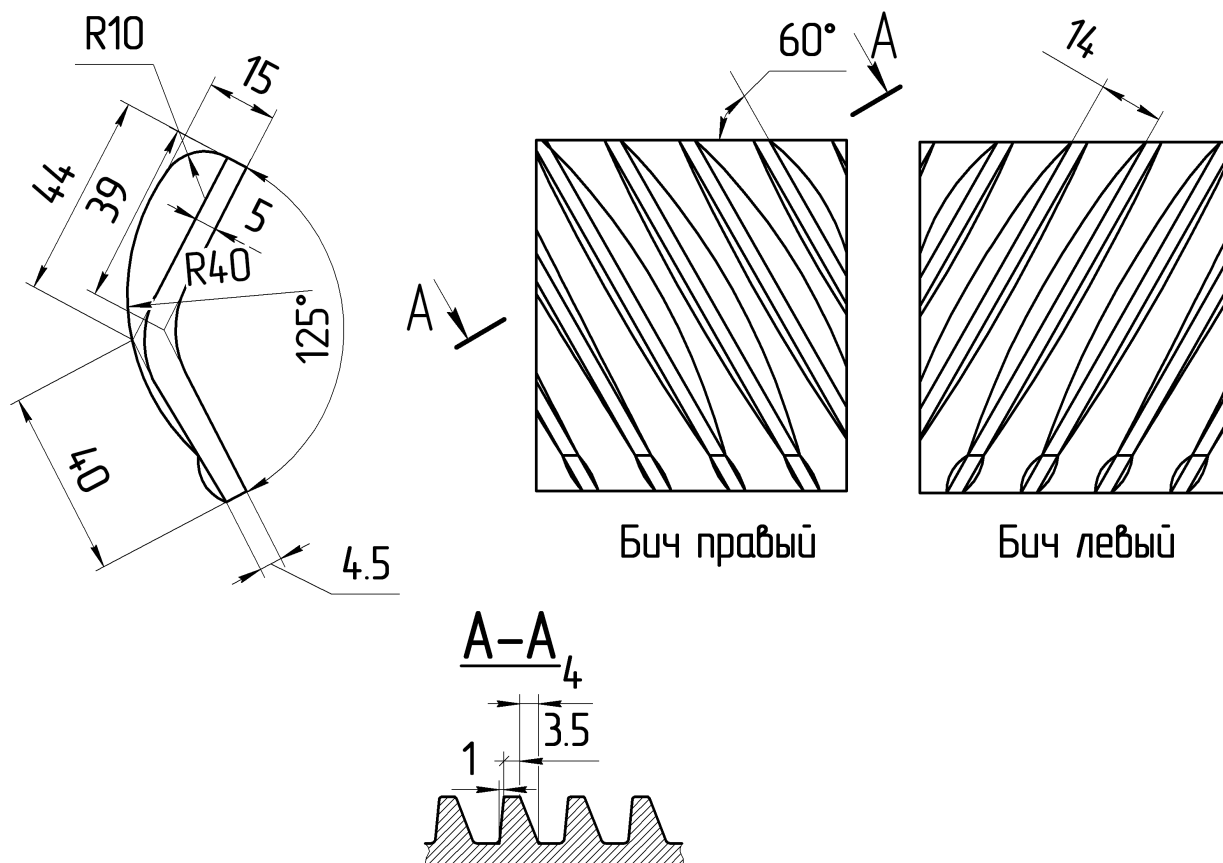


Рис. 6. Профиль угловой бичевой с оребрением по обеим полкам

Поскольку Украина относится к странам с высокоразвитым агропромышленным комплексом, одним из основных направлений деятельности ее является выращивание зерновых культур, уборка которых требует применения зерноуборочной техники – комбайнов. Поэтому актуальной и важнейшей задачей перед металлургической промышленностью является разработка новой технологии производства бичевых профилей с улучшенными механическими характеристиками. Причем разработка технологии производства полосовых бичевых профилей является первоочередной задачей, так как именно на этих профилях работают все отечественные комбайностроительные заводы. В последующих работах целесообразно разработать и технологию производства угловых бичевых профилей, поскольку все импортные комбайны, используемые в Украине, работают только на таких профилях и в скором времени их сработанные молотильные агрегаты потребуют замены и как следствие импортных закупок изношенных запчастей. Количество импортных комбайнов, имеющих в хозяйствах Украины, составляет ~ 35 тыс. шт.

Производство угловых бичевых профилей налажено только за рубежом, причем их основным поставщиком и производителем является фирма «Spenser Clark» (Англия).

С учетом изложенного, проведение исследований по разработке технологии, исследование основных параметров прокатки полосовых бичевых профилей является важной и актуальной задачей.

Анализ способов производства периодических профилей проката

Имеется целый ряд технических решений, направленных на получение периодических профилей с поперечным оребрением методом холодной накатки. Сущность этих решений заключается в накатывании поперечных ребер на профиле двумя зубчатыми рейками [9, 10]. Рейки движутся в противоположных направлениях на вращающейся заготовке или с помощью роликов [11], расположенных в плоскости поперечного сечения заготовки.

Данные технические решения обладают рядом существенных недостатков: - сложность изготовления самого инструмента (накатной головки, зубчатых реек – матриц и т.д.):

- низкая производительность самого процесса;
- возможность получения зубчатых реек с модулем не более 5 мм.

Известно производство зубчатых реек с помощью газовых резаков [12] путем вырезания требуемых выступов – ребер на заготовке. Однако, ввиду плохого качества поверхности ребер. Большой себестоимости, малой производительности и не технологичности. Данный способ применяют для изготовления реек неотчетливых зацеплений и в небольших объемах.

Особый интерес представляют способы производства периодических профилей с поперечным оребрением, основанные на использовании продольной прокатки. Из всего многообразия технологических процессов [4, 5] можно выделить несколько основных направлений их развития – это прокатка на плите [13-15], прокатка с обеспечением надлежащих условий деформации металла путем усовершенствования рабочего инструмента [16-22] и прокатка профилей за один проход в периодическом калибре [23].

Технология прокатки на плите [13-15] заключается в прокатке нагретой заготовки между валками и калибрующей плитой. Плита устанавливается перед подачей в зону деформации и подтормаживается [13] или перемещается прикладыванием регулируемого по величине осевого усилия, направленного против хода прокатки [14]. Применяют вместо плиты саму заготовку, т.е. заготовки складывают попарно в пакет и деформируют, причем температура одной из заготовок в 1,04...1,14 раз больше температуры другой [15]. Недостатком описанных технологических процессов [13-15] является сложность проектирования и эксплуатации оборудования при их реализации и малая производительность процесса.

Известен способ прокатки профилей с заусенцами [16], согласно которому, в зоне образования заусенцев сообщают скорость в 1,01...1,04 раза большую скорости металла в зоне деформации.

Отдельными техническими решениями предлагается перед задачей в валки боковые участки заготовки подогреть [17] или охладить [18] до получения перепада температур от 20°C до 200°C. Однако, реализация этих решений [16-18] требует разработки специального оборудования, что усложнит конструкцию прокатных клетей.

Известны также технические решения, в которых при прокатке в зоне перехода от большего обжатия к меньшему и на участках с постоянным обжатием осуществляют торможение деформируемого металла путем нанесения выступов и углублений на прокатываемую заготовку, высотой равной 0,1...0,5 допуска на высоту профиля [19] или на участке с убыванием обжатия увеличивают усилие

прокатки на величину, равную $0,5 \dots 1,0$ разности усилий прокатки на участках с нарастанием и убыванием обжатия [20].

Нанесение дополнительных выступов или впадин усложнит конфигурацию профиля и снизит качество поверхности получаемого профиля. Для применения второго способа потребуется дополнительное синхронизирующее устройство и новое техническое решение, обеспечивающее получения постоянной толщины полотна профиля.

Способом продольной прокатки зубчатых профилей [21] предусмотрено после завершения формирования полного профиля зуба осуществлять пластический изгиб головки зуба, что выполнить на существующем оборудовании затруднительно.

Представляет интерес способ получения зубчатых реек [22] путем прокатки заготовки между одним зубчатым и несколькими гладкими валками, образующими постепенно уменьшающийся по высоте калибр. Однако реализация этого способа требует решения вопроса стабилизации вытяжки металла по периметру бандажа на различных участках профиля.

Наиболее перспективной представляется прокатка периодических профилей в двухвалковых калибрах за один проход [23]. Однако, при расчете бандажей необходимо учитывать различные параметры процесса деформации. Выполнение бандажей контррифлеными не позволит получить требуемую геометрию профиля.

Известен также способ прокатки изделий с шагом оребрения меньшим длины очага деформации, гладкий не приводной валок выполняют меньшего диаметра и к нему прикладывают тормозящий момент [24]. По мнению авторов это должно обеспечить выход готового раската из периодического ручья без загиба. Однако, вследствие большой степени деформации в чистовом периодическом калибре и при подтормаживании нижнего валка захват металла будет затруднен.

При прокатке периодических профилей предусматривают подачу в очаг деформации со стороны гладкого валка жидкости, повышающей коэффициент трения, с одновременной подачей технологической смазки со стороны калиброванного валка [25, 26] или предлагают, с целью лучшего обеспечения выполнения ребер на профиле, прикладывать высокочастотные колебания к боковым поверхностям заготовки непосредственно в зоне деформации.

Известен способ продольной прокатки периодических профилей, согласно которому контролируется натяжение полосы между последними двумя клетями стана, при этом отношение напряжений натяжения к сопротивлению металла пластической деформации находится в пределах $0,05 \dots 0,1$, что обеспечивает определенную величину скольжения заготовки [27].

Известно и техническое решение по непрерывной формовке поперечных ребер жесткости в полосовом материале [28]. Однако, получение профилей с большим перепадом высот этим способом затруднительно.

Предлагается способ прокатки реечных профилей с трапецидальной формой зуба [29], согласно которому накатка зубчатого профиля на полосе осуществляется в ребровом калибре с кантовкой полосы на 90° , что требует из-за

большой энергоемкости периодических профилей создания специальных клетей повышенной жесткости.

Ранее применяемая технология прокатки полосовых бичевых профилей на стане 360 предусматривала прокатку фасонной заготовки (подката) с последующим выполнением оребрения за один проход в чистовом периодическом калибре. При этом применяемая технология не позволяла обеспечить стабильный прямолинейный выход готового проката из чистового калибра, что приводило к окову валка с периодическим ручьем или отрыву зуба с готового проката с его залипанием в калибре (в теле) зубчатого валка. В связи с тем, что длина готового профиля превышает окружную длину валка в несколько раз, залипший оторванный элемент профиля отпечатывался при последующем заходе в очаг деформации на готовом прокате в виде невыполненного профиля ребра и таким образом прокатанный профиль переводится в брак. При этом требовалась полная остановка стана для очистки зубчатого валка от этого залипшего элемента. Исходя из изложенного, конструкция чистового калибра для прокатки бичевых профилей предусматривала применение не цельнолитых валков, а бандажированных. На одном валу располагалось 4 бандажа с периодическими ручьями. В этом случае, при залипании одного ручья, прокат перенаправлялся для прокатки в другой ручей. Когда все калибры залипали, следовала опять остановка стана и перевалка залипшего валка или его очистка на месте после охлаждения. Такая прокатка бичевых профилей была нетехнологична, экономически не оправдана и требовала проведения дополнительных исследований с целью ее корректировки.

Проведенный анализ [30] известных технических решений показал, что они не позволяют на их основе разрабатывать промышленную технологию прокатки полосовых бичевых профилей - профилей с односторонним оребрением и не позволяют обеспечить получение требуемых механических свойств готового проката в местах наибольшего износа профилей в процессе эксплуатации. Термообработка с прокатного нагрева нецелесообразна из-за необходимости последующей механической обработки профилей, так для полосовых бичевых профилей нужна пробивка отверстий для их применения (крепления к дискам молотильного барабана) [31]. Термообработка после прокатки и пробивки отверстий связана с большими дополнительными затратами.

Заключение

Таким образом, выполненный анализ научно-технических и патентных источников информации позволил установить:

1. Для разработки современной технологии производства периодических полосовых профилей с поперечным оребрением, необходимо выполнить комплекс исследований, которые обеспечат разработку новых способов производства высококачественных периодических профилей с требуемой геометрией и механическими свойствами за минимальное количество пропусков.

2. Проведенный анализ известных технических решений показал, что они не позволяют на их основе разрабатывать промышленную технологию прокатки полосовых бичевых профилей и не позволяют обеспечить получение требуемых механических свойств готового проката.

Список литературы: 1. Портнов М.Л. Зерноуборочные комбайны. — М.: Афопромиздат, 1986. 2. Смирнов В.С., Дурнев В.Д, Кашевский Н.П. Продольная периодическая прокатка. — М.: Машгиз, 1961. - 255 с. 3. Филипов Н.С. Продольная прокатка периодических профилей. — М.: Metallurgizdat, 1956. — 127 с. 4. Воронцов Н.М., Жадан В.Т., Грицук Н.Ф. и др. Периодические профили продольной прокатки (оборудование и технология). — М.: Metallurgiya, 1978. — 232 с. 5. Бахтинов В.Б., Бахтинов Ю.Б. Производство профилей переменного сечения. -М.: Metallurgiya, 1981. — 275 с. 6. Патент 3927679 (США). Рифленый бич молотильного барабана/Вильям Ашермен; - Заявл. 24.07.74; - Оpubл. 23.12.75, МКИ А 01 12/22. 7. Патент 3105496 (США). Молотильный барабан/Уильбер Вебер, Роббер Эштон; - Заявл. 21.09.60; -Оpubл. 01.10.63, НКИ 130-27. Воронцов Н.М.,Биллер В.В., Грицук Н.Ф. и др. Периодические бичевые профили для молотильных агрегатов. УкрНИИМет, Харьков, 1984, 11 с. (Рукопись деп. В Черметинформации 19.03.85 г., № 2817 4М-85 ДЕП). 8. А.с. 1029888 (СССР). Бич молотильного барабана/ГСКБ г. Таганрог, Ю.Н. Ярмашев, Е.Г. Казначеев и др.-Заявл. 18.06.80;- Оpubл. в Б.И., 1983, №27, с.14. 9. Накатывание способом Roto Flo. *Wirtschaftliche Kaltumformung mittels Roto Flo-Verfahren.* Hermann Kiihnel. “Techn. – Rept. – Spez.”, 1982; №9А, 56-58 (нем.). 10. А.с. 184802 (СССР). Способ накатывания зубьев реек/«Оргстанкинпром»; М.В. Хоруженко, В.Н. Пудиков, Т.М Болотина и др.; - Заявл. 21.11.64; -Оpubл. в Б.И., 1966, №16. 11. Холодное накатывание зубьев, резьбы и других асимметричных профилей. Kiihnel H.*Kaltumformen var verzahnungen, Gewinder and anderer ratationssymmetrischen Prafil.* “ Werkstattung Betr.“ 1981, 114, №4, 261-264, 3,6 (нем.). 12. А.с. 4382-76 (ЧССР). Способ производства зубчатых реек для реечных холодильников прокатных станов. *Sposob vyroby rostnic chladiacich rastov valcavacich tratf.* Topit Iozef, Antal Iozef, Weiss Pavol, Zvolensky Ladislav; Заявл. 02.07.72; - Оpubл. 15.12.81. 13. А.с. 821012 (СССР). Способ прокатки периодических профилей с односторонним периодом/ ДМетИ; В.С. Лиханский, В.А. Сорокин, А.Д. Размахин и др.; - Заявл. 22.12.78;- Оpubл. в Б.И. 1982, №10. 14. А.с. 912374 (СССР). Способ прокатки периодических профилей с односторонним периодом/ А.И. Аникеенко, Ю.С. Кресанов, А.Г. Сочан и др.; - Заявл. 25.01.79;-Оpubл. в Б.И. 1982, №10. 15. А.с. 923691 (СССР).Способ продольной прокатки односторонних периодических профилей/ДМетИ; В.С. Лиханский, В.А. Сорокин, В.И. Еские и др.;-Заявл. 10.07.79;-Оpubл. в Б.И. 1982, №16. 16. А.с. 863112 (СССР). Способ продольной прокатки периодических профилей с заусенцами/ДМетИ; В.С. Лиханский, В.А. Сорокин, Г.Л. Лебедик и др.;-Заявл. 27.06.79;-Оpubл. в Б.И. 1981, №34. 17. А.с. 804147 (СССР). Способ прокатки периодических профилей с заусенцами/Всесоюзный проектно-технологический институт тяжелого машиностроения; И.А. Антипенко, А.А. Зезюлинский, В.А. Сорокин и др.; - Заявл. 30.03.79; -Оpubл. в Б.И. 1981, №14. 18. А.с. 821007 (СССР). Способ прокатки несимметричных периодических профилей/ДМетИ; В.С. Лиханский, В.Н. Поляков, А.А. Сорокин и др.;-Заявл. 02.11.78;-Оpubл. в Б.И. 1981, №14. 19. А.с. 633654 (СССР). Способ продольной прокатки периодических профилей/УкрНИИМет; Е.Н. Изотов, Н.Ю. Вавилов, Г.А. Сагитов; - Заявл. 08.02.74; - Оpubл. в Б.И. 1978, №43, с.34. 20. А.с. 816641 (СССР). Способ прокатки периодических профилей/В.А. Сорокин, А.Д. Размахнин, С.А. Сорокин; - Заявл. 03.05.76; - Оpubл. в Б.И. 1981, №12, с.38. 21. А.с. 721211 (СССР). Способ продольной прокатки зубчатых профилей/ Барбарич М.В., Прокофьев А.И.;-Заявл. 25.07.78;-Оpubл. в Б.И. 1980, №10, с.38. 22. А.с. 204310 (СССР) .Способ получения зубчатых реек/Всесоюзный научно-исследовательский институт и проектно-конструкторский институт металлургического машиностроения; И.М. Капитонов, В.И. Зюзин;-Заявл. 12.10.66;-Оpubл. в Б.И. 1967, №22. 23. А.с.87005 (СССР). Устройство для изготовления листов постоянного и переменного сечения из легких сплавов и стали с ребрами жесткости/ Б.И. Матвеев, В.Ф. Калугин, С.В. Певзнер;-Заявл. 07.10.49;-Оpubл. в Б.И. 1965, №1. 24. А.с. 269121 (СССР). Способ прокатки изделий с односторонним поперечным оребрением/ А.М.Березко; - Заявл.17.06.63;-Оpubл. в Б.И. 1970, №15, с.16. 25. А.с. 880593 (СССР). Способ прокатки односторонних периодических профилей / ДМетИ; В.С.Лиханский, В.А.Сорокин, А.Д.Размахнин и др.;-Заявл. 06.04.79;-Оpubл. в Б.И. 1981, №42. 26. А.с. 940981 (СССР). Способ прокатки профилей переменного сечения/ А.С.Сиднев, В.А.Борисов; - Заявл. 27.06.80;-Оpubл. в Б.И. 1982, №25. 27. Патент 54-81857(Япония). Способ продольной прокатки периодических

профилей/ Сумитото киндзоку когё; Курокава Томоаки;-Заявл. 27.06.79;-Опубл. 23.01.81. **28.** Пат. 47-32194 (Япония). Непрерывная формовка поперечных ребер жесткости в полосовом материале/ Ф.Д.КРДМПСОИ;-Заявл. 11.11.69;-Опубл. в 13.07.82. **29.** Пат. 4338807 (США). Способ прокатки речных профилей с трапецидальной формой зуба/ Заявл. 26.08.80; - Опубл. 13.07.82. **30.** Воронцов Н.М., Биллер В.В., Грицук Н.Ф. и др. Анализ способов производства профилей с поперечным оребрением. УкрНИИМет, Харьков, 1984, 9 с. (Рукопись деп. в Черметинформации 19.03.85, №2818М-85 ДЕП). **31.** Зерноуборочные комбайны «Дон». - М.:Агропромиздат, 1986, с. 47...52.

СОДЕРЖАНИЕ

Савелов Д.В., Драгобецкий В.В., Терещенко Д.В. Разработка вибрационного пресса для формования изделий из металлических порошков	3
Артес А.Э., Сосенушкин Е.Н. Инновационные технологии кафедры «системы пластического деформирования» (СПД) МГТУ «Станкин»	8
Телегин В.В. Кривошипно-ползунный механизм как объект системы dam	12
В.І.Носуленко, В.М.Шмельов Розмірна обробка електричною дугою робочих деталей розділових штампів як високоефективна альтернатива традиційним технологіям	17
Sereda B.P., Yavtushenko A.V., Vasilchenko T.A., Kalantaeva O.A. Approximate calculation of the basic parameters of energodynamic processes starting and stopping planetary drive	22
Алиев И.С., Жбанков Я.Г. Учет трения при моделировании методами верхней оценки процессов обработки давлением с низким коэффициентом подпора	27
В.А. Бурко, В.В. Кухарь, С.А. Короткий Анализ напряженно-деформированного состояния и силовых режимов при многопереходной штамповке поковок пластин	35
Баглюк Г.А., Хоменко А.И. Исследование пластической деформации порошковых материалов с помощью комплекса "Тензор"	47
В.О. Євстратов, В. О. Борисовська Новий метод калібрування заготованок постійного об'єму	49
Драгобецкий В.В., Мороз Н.Н., Савелов Д.В., Наумова Е.А. Определение параметров идеального пластического процесса	52

Рябичева Л.А., Любчич К.В.	56
Анализ напряженно-деформированного состояния при радиально-прямом выдавливании порошковых заготовок	
Рябичева Л.А., Смоляк В.В.	63
Деформационное поведение порошковой пористой заготовки при РКУ-прессовании	
Алиева Л.И., Мартынов С.В., Грудкина Н.С.	68
Напряженно-деформированное состояние при холодном выдавливании втулок с фланцем	
Чигиринский В. В., Обдул В. Д., Обдул Д. В., Диброва Е. А.	73
Разработка математической модели осадки тел вращения в условиях плоского деформированного состояния	
Борисевич В.К., Невешкин Ю.А., Третьяк В.В.	79
К расчету необходимой энергии деформирования объемных деталей импульсной штамповкой	
Фёдоров С.В.	86
Некоторые размышления о структурных свойствах в очаге пластической деформации при операциях холодной ОМД	
Євстратов В.О.	98
Про деякі забобони в обробленні металів тиском	
Ашкелянец А.В., Чухлеб В.Л., Данченко В.Н., Дыя Х.	108
Анализ процесса внедрения «врезного кольца» с последующей осадкой в подкладном кольце при производстве диска с уступом	
Гапонова О.П.	113
Разработка термомеханического режима штамповки детали «Ролик сварочный»	
Калюжний О.В.	117
Розрахунковий аналіз гофрування полоси із маловуглецевої сталі	

Б.С. Каргин, Е.А. Мкртчян Совершенствование технологии изготовления поковки «Остряк»	120
А.Я. Мовшович, Ю.А. Кочергин, И.К. Кириченко, Н.Д. Жолткевич Аналитическое определение износостойкости формообразующих элементов специализированных переналаживаемых штампов для гибки листовых деталей	125
Ищенко Г.И. Исследование прочности клеевого соединения направляющих элементов обратной технологической оснастки	130
Мовшович А.Я., Жолткевич Н.Д., Резниченко Н.К., Кочергин Ю.А., Буденный М.М. Исследование точности изготовления и сборки блоков специализированных переналаживаемых штампов для гибки деталей	136
Стеблюк В.И., Савченко Д.Н., Шкарлута Д.Б. Последовательность резки тонкостенной трубчатой заготовки сдвигом вращающихся оправок	141
Ю.О. Плєснецов, О.С. Забара, Т.Л. Коворотний, Любімов М.С. Аналіз сучасного стану виробництва гнутих профілів замкнутого перетину	146
Плеснецов Ю.А., Горобей Н.Р., Коворотный Т.Л. Анализ современного состояния производства периодических профилей проката в Украине	158

Наукове видання

**ВІСНИК НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО
УНІВЕРСИТЕТУ "ХПІ"**

Збірник наукових праць

Тематичний випуск

"Нові рішення в сучасних технологіях"

Випуск №43

Технічний редактор Т.Л. Коворотний

Відповідальний за випуск В.М. Луньова

Обл.-вид. №164-10

Підписано до друку 05.11.2010. Формат 60x84/16 Папір офсетний.
Друк різнографічний. Ум.-друк. арк. 8. Зам. №43

Надруковано у видавництві "Технологічний центр".
61145 Харків, вул. Новгородська 3а
Тел./факс (057) 750-89-90