

СЕКЦІЯ **2***Ресурсозберігаючі процеси
пластичної обробки матеріалів*

УДК 621.001.63

**Шатихин¹ В.Е., к.т.н., Маслей² В.Н., Белоусов К.Г., Хорошилов² В.С., д.т.н., проф.,
Попель² В.М., Геленко А.Е.**

1 - Государственное космическое агентство Украины, г. Киев, Украина,

2 - Государственное предприятие «Конструкторское бюро «Южное» им.М.К.Янгеля»,
г. Днепропетровск, Украина.**КОЭФФИЦИЕНТ ЗАПАСА ТОЧНОСТИ ЗУБЧАТОЙ ПЕРЕДАЧИ И НАДЕЖНОСТЬ
ПРИВОДА СОЛНЕЧНЫХ БАТАРЕЙ БАЗОВЫХ КОСМИЧЕСКИХ СТАНЦИЙ**

Одним из актуальных заданий для базовых космических станций (далее – БКС) на этапе проектирования является достоверное определение безотказности зубчатых механизмов, широко используемых в приводах солнечных батарей (далее – ПСБ), радиолокационных станций, различных манипуляторов и т.п. Зубчатые передачи являются составной частью цилиндрического редуктора (далее – ЦР), входящего вместе с приводным двигателем в состав электромеханического блока ПСБ БКС. Особенно актуальна проблема достоверного определения безотказности зубчатых колес высокоскоростных ступеней ЦР, определяющих безотказность всего ПСБ.

Изнашивание элементов зубчатого зацепления во время эксплуатации БКС обуславливает эволюцию приведенного к выходному валу ПСБ механического люфта δ_L (задается в техническом задании (ТЗ) на ПСБ), величина которого зависит от суммарной кинематической погрешности или суммарного мертвого хода для случая реверсивной передачи. Как правило, заданная в ТЗ величина люфта δ_L рассчитывается без учета ее максимально возможной эволюции, что усложняет возможность достоверного определения как безотказности, так и долговечности ПСБ. Поэтому предлагается введение в ТЗ на ПСБ коэффициента запаса точности зубчатой передачи, определяющего допустимую эволюцию кинематической погрешности или мертвого хода для реверсивного движения зубчатой передачи вследствие изнашивания элементов зубчатого зацепления на протяжении длительного срока активного существования БКС.

С точки зрения функционального отказа ЦР критичными являются первые высокоскоростные ступени ЦР, однако действующие в них относительно небольшие нагрузки могут быть недостаточными для разрушения зуба при уменьшении его толщины до величины, обуславливаемой максимально допустимым износом [1] с учетом расчетов на прочность. В этом случае решающим фактором, обуславливающим функциональный отказ может быть, если не рассматривать внештатные ситуации БКС, минимально допустимая величина коэффициента перекрытия $\varepsilon_{MIN} = 1.05$, т.е. обеспечение штатного функционирования зубчатой передачи [2].

В этом случае [2]

$$U_{MAX} \varepsilon = \frac{2\pi r_{b1} (\varepsilon - 1.05)}{z_1 \left(1 + \frac{1}{i}\right)}, \quad (1)$$

где $U_{MAX} \varepsilon$ – максимально допустимый износ с учетом штатного функционирования при $\varepsilon_{MIN} > 1.05$, r_{b1} – радиус основной окружности зуба, z_1 – число зубьев колеса (шестерни), i – передаточное отношение зубчатой передачи, ε – коэффициент перекрытия.

Действующий коэффициент перекрытия определяется согласно приведенному ниже выражению (2), где верхние знаки относятся к внешнему зацеплению, нижние – к внутреннему [1]:

$$\varepsilon = (\pi m \cos \alpha)^{-1} \left(\sqrt{r_{a1}^2 - r_{b1}^2} \pm \sqrt{r_{a2}^2 - r_{b2}^2} \pm a_w \sin \alpha_w \right), \quad (2)$$

где r_{a1} – радиус окружности выступов зуба, a_w – межосевое расстояние между колесом и шестерней, α_w – угол зацепления, m – модуль зуба, α – угол исходного контура.

Рассматривается в статье более распространенный вариант ПСБ с реверсивным ходом, составной частью δ_L которого является суммарный мертвый ход ЦР $\delta_{CMA\text{X}\Sigma}$:

$$\delta_L = \delta_{CMA\text{X}\Sigma} + \Delta\delta_{CMA\text{X}\Sigma}, \quad (3)$$

$$\delta_{CMA\text{X}\Sigma} = \delta_{CMA\text{X}12} + \frac{\delta_{CMA\text{X}34}}{i_{12}} + \frac{\delta_{CMA\text{X}56}}{i_{12}i_{34}} + \dots + \frac{\delta_{CMA\text{X}(2N-1)2N}}{i_{12}i_{34} \cdot i_{(2N-3)(2N-2)}}, \quad (4)$$

$$\Delta\delta_{CMA\text{X}\Sigma} = \Delta\delta_{CMA\text{X}12} + \frac{\Delta\delta_{CMA\text{X}34}}{i_{12}} + \frac{\Delta\delta_{CMA\text{X}56}}{i_{12}i_{34}} + \dots + \frac{\Delta\delta_{CMA\text{X}(2N-1)2N}}{i_{12}i_{34} \cdot i_{(2N-3)(2N-2)}}, \quad (5)$$

где $\Delta\delta_{CMA\text{X}\Sigma}$ – суммарное приращение мертвого хода ЦР вследствие изнашивания элементов зубчатого зацепления, $i_{1,2,\dots,N}$ – передаточное отношение зубчатой пары, образованной 1-м, 2-м, ... N-м зубчатыми колесами, $\delta_{CMA\text{X}(2N-1)2N}$ – мертвый ход, образованный зубчатыми парами, состоящих из 1-м, 2-м, ... N-м зубчатых колес.

В первом слагаемом уравнения (5) в соответствии с приведенными выше выкладками учитываем мертвый ход с учетом эволюции, вызванной максимальным износом в части обеспечения условий штатного функционирования (1). В остальных слагаемых учитываем эволюцию мертвого хода с учетом действия износа, т.е. времени, при котором самое скоростное зубчатое колесо ЦР может достигнуть уровня изнашивания, при котором эксплуатация будет невозможной вследствие уменьшения коэффициента перекрытия до $\varepsilon_{MIN} = 1.05$.

Необходимо отметить, что расчеты эволюции показателей точности зубчатой передачи с учетом действия износа приведены во многих источниках, поэтому в докладе они не приводятся.

Суммируя вышеизложенное, и с учетом источника [1], выражение для определения коэффициента запаса точности $K_{3.T.}$ записываем как:

$$K_{3.T.} = \frac{\delta_{CMA\text{X}\Sigma} + \Delta\delta_{CMA\text{X}\Sigma}}{\delta_{MA\text{X}\Sigma}}, \quad (6)$$

Анализ кинематических схем отечественных зарубежных ПСБ показал, что $K_{3.T.}$ может достигать 1.5. Введение $K_{3.T.}$ в требования ТЗ на ПСБ даст возможность использования указанного коэффициента на протяжении срока активного существования БКС для прогнозирования и анализа оценки:

- назначенного ресурса и вероятности безотказной работы ПСБ БКС;
- величин возмущений, создаваемых ПСБ, с целью прогнозирования технических характеристик и параметрических отказов бортовых приборов БКС;
- эволюции погрешности ориентации солнечной батареи на Солнце.

Использованная литература

1. Слюдигов М.Н. Надежность и точность механизмов приводов систем управления летательными аппаратами. – М.: Машиностроение, 1984 – 352 с.
2. Маслей В.Н., Шатахин В.Е., Белоусов К.Г., Хорошилов В.С., Попель В.М. Оценка максимального износа высокоскоростных ступеней зубчатых механизмов базовых космических станций // Тезисы докладов VI международной научно-технической конференции «Теоретические и практические проблемы в обработке материалов давлением тиском и качестве специального образования», – Киев, Украина: 2015 – С. 44-45.

УДК 621.7.043

Титов¹ А.В., к.т.н., доц., Штерн² М.Б., д.т.н., член - кор. НАН України

1 - НТУУ «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина

2 - Институт проблем материаловедения НАН Украины им. И.Н. Францевича

ОСОБЕННОСТИ УПРАВЛЕНИЯ СТРУКТУРОЙ МЕТАЛЛА ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ТОНКОСТЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Надежность и эффективность эксплуатации наукоемкой техники машиностроения (летательных аппаратов, транспортных средств и других) обеспечивается применением эффективных металлов и сплавов с повышенными механическими свойствами. Наиболее важными из которых является удельная прочность, в том числе усталостная прочность, при сохранении необходимых характеристик пластичности. В последнее время повышение свойств легированием не дает значительных результатов, а перспективным направлением является модификация структуры металлов и сплавов с использованием процессов интенсивных пластических деформаций.

Применение процессов равноканального [1, 2] и углового прессования [3, 4] под высоким гидростатическим давлением позволяет получать мелкодисперсную структуру деформированного металла с повышенными механическими свойствами. При этом теоретически и экспериментально обоснована связь между развитием деформаций сдвига и дроблением зерен в структуре материала. Наряду с преимуществами, к недостаткам этих процессов можно отнести неравномерность распределения свойств и структуры по сечению заготовки, небольшую величину пластических деформаций сдвига за один проход заготовки, а также сложность реализации этих процессов для получения длиномерных полуфабрикатов [5]. Анализ действия сил трения в этих процессах показывает, что они вносят, как правило, негативное влияние увеличивая энергетические затраты на деформирование и их можно отнести к пассивным. Интерес представляет поиск таких схем реализации процессов при которых силы трения будут активно участвовать в развитии значительных деформаций сдвига.

В работах [5, 6] описан разработанный и экспериментально обоснованный способ прессования, в котором создание деформаций сдвига в прессуемом материале осуществляется активными силами трения инструмента, который совершает вращательное движение. Реализация такого способа прессования с перемешиванием позволяет создавать большие деформаций сдвига и обеспечить более высокие показатели механических и пластических свойств, в том числе мелкозернистую структуру материала.

Наряду с обеспечением повышенных механических свойств конструкционных материалов, существует проблема формообразования тонкостенных элементов конструкций, таких, например, как лопатки и моноколеса ГТД, методами пластического деформирования. Управление структурой материала в процессе формообразования заготовок таких деталей позволяет использовать реологические свойства металлов для получения заготовок с тонкостенными элементами, которые имеют высокую степень приближения их формы к форме детали. Для этого необходимо провести обобщение теоретических результатов вязко-пластического течения металлов в различных агрегатных (твердом и жидкостно-твердом) состояниях, евтектически упроченных и порошковых материалов в условиях широкого интервала температур и скоростей деформирования чтобы получить взаимосвязь параметров технологического процесса со структурой и физико-механическими свойствами материала штампованных заготовок с тонкостенными элементами.

Библиографический список использованной литературы

1. *Валиев Р.З.* Развитие равноканального углового прессования для получения ультрамелкозернистых металлов и сплавов // Металлы – 2004, № 1, – С. 5-14.

2. Сегал В.М. Развитие обработки материалов интенсивной сдвиговой деформацией // Металлы – 2004, № 1. – С. 5-14.
3. Бейгельзимер Я.Е. Винтовая экструзия – процесс накопления деформаций / Бейгельзимер Я.Е., Варюхин В.Н., Орлов Д.В., Сынков Г.С. – Донецк, ф. ТЕАН, 2005. – 87 с.
4. Павленко Д.В. Применение винтовой экструзии для получения субмикроструктурной структуры и гомогенизации титанового сплава ВТ 3-1 / Павленко Д.В., Овчинников А.В., Качан А.Я., Шевченко В.Г., Бейгельзимер Я.Е., Заика Т.П., Решетов А.В., Кулагин Р.Ю. // Вестник двигателестроения, 2007, № 2. – С. 185-188.
5. Титов В. А. Особенности течения металла в цилиндрическом канале матрицы при прессовании с перемешиванием / В. А. Титов, Л. В. Шмелёва // Вісник Національного технічного університету України "Київський політехнічний інститут". Сер. : Машинобудування. - 2013. - № 67. - С. 214-224.
6. Патент 62940 Україна. МПК В21С 23/01(2006.1) Спосіб пресування виробів / Тітов В.А., Тривайло М.С., Вишневський П.С., (UA); заявник НТУУ «КПІ» – № u201101177; заявл. 02.02.2011; опубл. 26.09.2011, Бюл. 18.

УДК 621 777.4

Алиева¹ Л. И., к.т.н, доц., Коцюбовская² Е. И., к.т.н, доц.

1 – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

2 – Киевский национальный университет культуры и искусств, г. Киев, Украина

ДЕФОРМИРУЕМОСТЬ ЗАГОТОВОК ПРИ РАДИАЛЬНОМ ВЫДАВЛИВАНИИ С ПРОТИВОДАВЛЕНИЕМ

Для изготовления распространенных в металлообрабатывающих отраслях промышленности деталей с фланцами разных толщин и диаметров эффективно использование способов холодного поперечного радиального выдавливания, позволяющих снизить трудоемкость штамповки и повысить качество деталей [1, 2]. Получению фланцев больших относительных размеров (с диаметром $2R$ превышающим диаметр исходной заготовки $2R_0$ более чем в 2,5 раза) препятствует неблагоприятная схема напряженного состояния в зоне фланца, которое близко к линейному растяжению на экваторе фланца [2]. Для повышения предельной степени формоизменения и устранения искажения формы фланца перспективно применение схем радиального выдавливания с противодавлением, которое может быть создано путем выдавливания в клиновидную или ступенчатую полость твердой рабочей среды (рис. 1) [3].

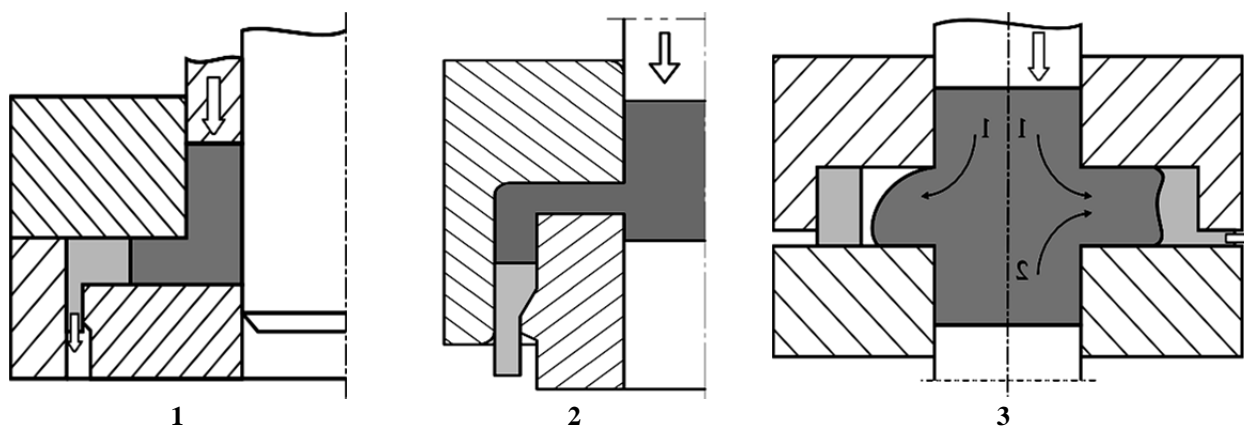


Рис. 1. Способы выдавливания с противодавлением

При радиальном выдавливании металла исходной заготовки (радиусом R_0) в круговую приемную полость матрицы высотой равной толщине фланца h наиболее целесообразно исполнение выпускного отверстия для среды противодавления в виде кругового зазора, напо-

минающего зазор высотой h_z для бокового или торцевого заусенца при объемной штамповке (схемы 1- 3). Важным условием правильного протекания процесса является обеспечение равномерного приложения подпора к торцу выдавливаемого фланца. Для этого вначале радиального выдавливания необходимо за счет последовательно двусторонней подачи сформировать утолщенную кромку фланца, достаточную для обеспечения «герметичности» наполнителя (схема 3).

При плоскодеформированном состоянии металла в зоне осесимметричного фланца радиусом R дифференциальное уравнение равновесия имеет вид [1]:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} - \frac{2\tau_k}{h} = 0.$$

Решение этого уравнения совместно с условием пластичности $\sigma_r - \sigma_\theta = -\beta\sigma_s$ при граничном условии $r = R, \sigma_r = 0$ можно получить соотношения для напряжений:

На наружной кромке фланца при $r = R$ $\sigma_z = 0.5\beta\sigma_s$. А чтобы свести его к нулю, надо накладывать на систему радиальное давление, равное $q_0 = \Delta\sigma_r = -0.5\beta\sigma_s$.

Предполагаем, что известен коэффициент m_s , характеризующий отношение напряжений текучести материалов заготовки и среды противодействия при данных условиях и степенях деформации: $m_s = \sigma_{s1}/\sigma_{s2}$.

Тогда, при известном значении необходимого для выдавливания фланца противодействия q_0 (равного давлению \bar{p}_2) для приведенных значений давления \bar{p}_2 и $\bar{q}_0 = 0.5\beta = 1/\sqrt{3}$ можно записать:

$$\bar{p}_2 \geq m_s \bar{q}_0 = m_s / \sqrt{3} \quad (1)$$

Пользуясь зависимостью (2) или графиками (см. рис. 2, б) можно назначить значения параметров h_z/h , коэффициента трения μ и радиусов полостей, которые будут достаточны для создания давления \bar{p}_2 , удовлетворяющего условию (1). Установлено, что основное влияние на величину противодействия оказывают предел текучести вспомогательного металла, силы трения и размеры щели, в которую выдавливается материал, создающий противодействие.

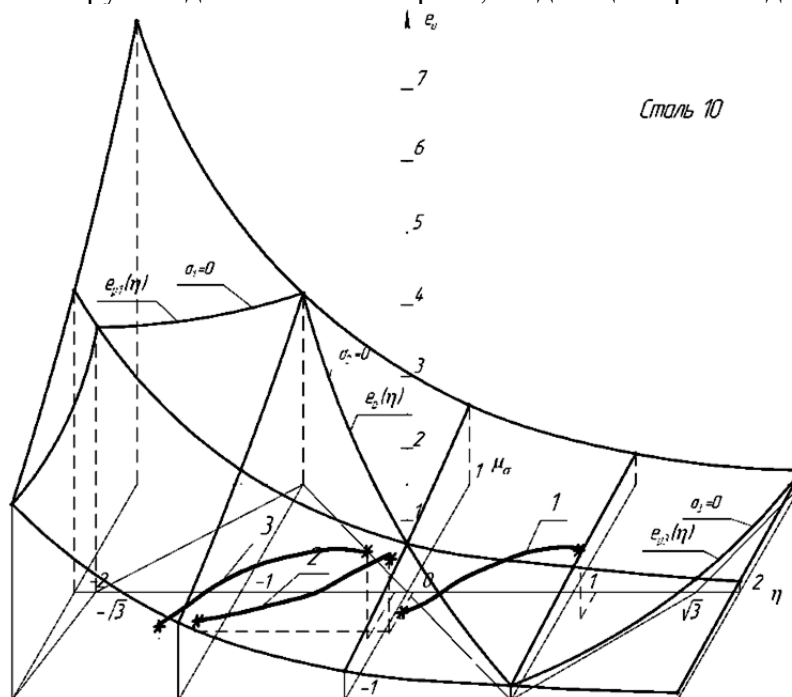


Рис. 2. Поверхность предельных деформаций и траектории нагружения при свободном выдавливании (1) и с противодействием (2).

Результаты, полученные при помощи МКЭ, позволили выполнить оценку напряженно-деформированного состояния и использованного ресурса пластичности. Траектории нагружения опасных точек, которые находятся на кромке фланца, приведены на рис. 2. Траектория 1 получена для обычного выдавливания и траектория 2 для выдавливания с противодавлением.

Величину использованного ресурса пластичности рассчитывали по критерию, который позволяет учитывать нелинейность закона накопления повреждений при пластической деформации в условиях объёмного напряжённого состояния [4].

$$\psi = \int_0^{e_u} n \frac{e_u^{*n-1}}{e_p(\eta, \mu_\sigma)^n} de_u^* , \quad (2)$$

где $n = 1 + a \frac{d\eta}{de_u} - b \frac{d\mu_\sigma}{de_u}$; a, b – эмпирические коэффициенты, которые для Стали 10 и сплава АД1 принимали равными a = 0,05, b = 0,03.

Поверхность предельных деформаций (рис. 2) для стали 10 аппроксимировали функцией

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 0,78 \exp(0,59\mu_\sigma - 0,71\eta) . \quad (3)$$

Анализ полученных результатов показывает, что при применении противодействия величина использованного ресурса пластичности в опасных точках заготовки уменьшается почти в 2,5 раза.

Таблица 1

Использованный ресурс пластичности при радиальном выдавливании фланцев без противодействия Ψ_1 и с использованием противодействия Ψ_2

| Материал | $\frac{h}{R_0}$ | $\frac{R}{R_0}=1,5$ | | $\frac{R}{R_0}=2,0$ | | $\frac{R}{R_0}=2,5$ | |
|----------|-----------------|---------------------|----------|---------------------|----------|---------------------|----------|
| | | Ψ_1 | Ψ_2 | Ψ_1 | Ψ_2 | Ψ_1 | Ψ_2 |
| Сталь 10 | 0,6 | 0,38 | 0,17 | 0,94 | 0,4 | - | - |
| | 1,0 | 0,22 | 0,09 | 0,52 | 0,22 | 0,88 | 0,36 |
| | 1,4 | 0,18 | 0,075 | 0,4 | 0,16 | 0,64 | 0,26 |

Использование противодействия, которое создаётся техническим алюминием (для стали) и свинцом (для сплава АД1), позволило уменьшить величину использованного ресурса пластичности в 2,5 раза при выбранных параметрах процесса.

Список литературы

1. *Евстратов В.А.* Основы технологии выдавливания и конструирования штампов. Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. -144 с.
2. *Алиев И. С.* Технологические процессы холодного поперечного выдавливания / И. С. Алиев // Кузнечно-штамповочное производство. – 1988. – №6. – С. 1–4.
3. *Огородников В. А.* Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В. А. Огородников. – К.: Вища школа, 1983. – 175 с.
4. *Оценка деформируемости заготовок при радиальном выдавливании с противодавлением / Е. И. Коцюбивская, И. О. Сивак, Л. И. Алиева, С. В. Куценко // Обработка материалов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА, 2008. – № 1 (19). – С. 29–33.*

УДК 621.73.69.001.24:536.224

Кухарь В.В., д.т.н., проф., Сердюк А.И., к.т.н., доц.

ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет», г. Мариуполь, Украина

ФОРМА ГРАДИЕНТНОЙ КРИВОЙ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУР ПО ДЛИНЕ ЗАГОТОВКИ ПРИ ДИФФЕРЕНЦИРОВАННОМ НАГРЕВЕ ПЕРЕД БЕЗРУЧЬЕВОЙ ГИБКОЙ-ПРОФИЛИРОВАНИЕМ

Применительно к безручьевой продольной гибке-профилированию наиболее перспективным способом интенсификации операции является дифференцированный или неравномерный нагрев по длине заготовки, который дифференцированно изменяет пластические свойства заготовки по длине [1]. Сформулирована гипотеза, что наиболее эффективное управление формоизменением реализуется в случае, когда распределение температур по длине профилируемой заготовки соответствует распределению деформаций. Для конструирования специального индукционного нагревателя следует экспериментально определить форму градиентной кривой распределения температур.

Целью работы является получение исходной информации для проектирования специальных индукционных нагревателей для неравномерного дифференцированного нагрева заготовок под контролируемую безручьевою гибку-профилирование.

При рассмотрении универсальной схемы расположения заготовки в индукторе (рис. 1) предложено 18 основных вариантов нагрева для получения различных конфигураций полуфабрикатов, при этом введено понятие предназначенной для профилирования части (участка) заготовки. Экспериментально подтверждено (рис. 2), что безручьевое профилирование заготовок продольным изгибом при обеспечении требуемых условий неравномерного распределения температур по длине позволяет увеличить полезный набор металла в месте изгиба – линейные размеры сечения увеличиваются на 38...45%. Кроме того, повышается эффективность гибки-профилирования заготовок с отношением длины к диаметру нагреваемого участка более 5,5.

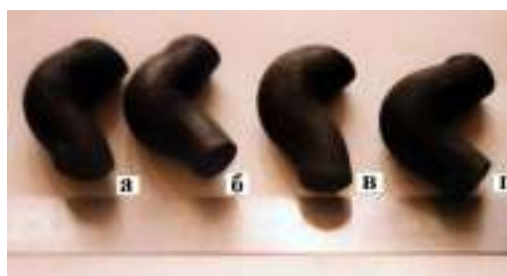
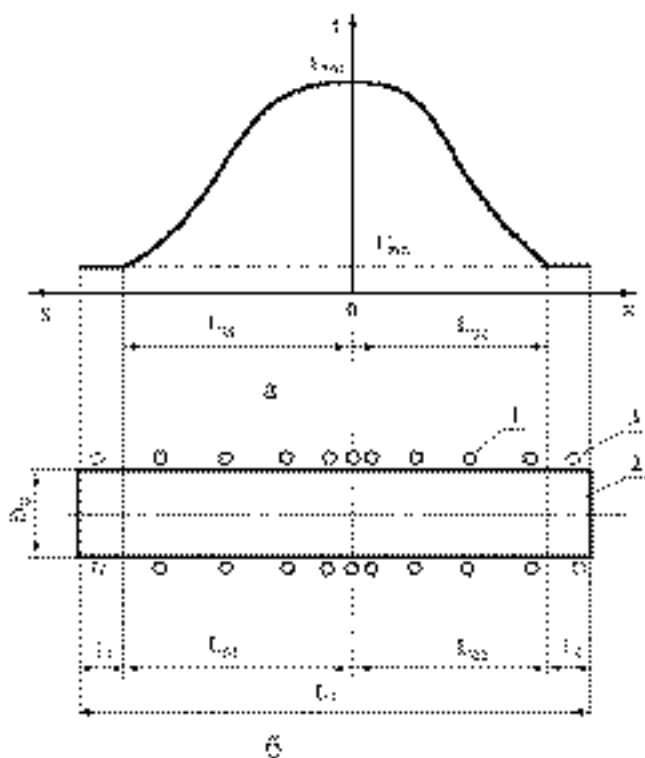


Рис. 2. Продольно изогнутые стальные заготовки: а-г – различные условия распределения температур по длине заготовки перед профилированием

Рис. 1. Общий вид распределения температур (а) и расположение заготовки в индукторе (б): 1 – кольца индуктора; 2 – заготовка; 3 – кольца индуктора при наличии зон нагрева l_1 и l_2

Экспериментально-аналитически определен вид функции, описывающей градиентную кривую распределения температур (t) по длине заготовки перед профилированием, при этом

введены условия рациональности меньшего прогрева концевых участков:

$$t = t'_{\min} + (t_{\max} - t'_{\min}) \frac{\alpha^2 \left[1 - 4 \left(\frac{x}{L_0} \right)^2 \right]}{4 \left(\frac{x}{L_0} \right)^2 + \alpha^2}; \quad \alpha = 2163 \left(\frac{L_0}{D_0} \right)^{-4,83},$$

где t_{\max} и t'_{\min} – по стреле прогиба (максимальная) и на торце (минимальная); x – текущая координата; L_0 – удвоенное расстояние от поперечного сечения по стреле прогиба до торца ($L_0 = 2 \cdot L_{01}$ и $L_0 = 2 \cdot L_{02}$ – по рис. 1); D_0 – диаметр участка профилирования.

Установлено, что форма градиентной кривой распределения температур не зависит от величины условной степени деформации, а зависит только от относительной высоты (длины) m_0 предназначенной для профилирования части заготовки. Обоснована необходимость применения высокоскоростного индукционного нагрева [2] для обеспечения требуемого распределения температур по длине перед профилированием заготовок.

Список литературы

1. Кухар В.В. Нерівномірність деформації при одержанні профільованої заготовки осаджуванням із утратою стійкості / В. В. Кухар, К. К. Діамантопуло // Вісник технологічного університету Поділля. – Хмельницький, 2002. – № 1 (37). – С. 109–114.
2. Безручко И.И. Индукционный нагрев для объёмной штамповки. – Л.: Машиностроение, 1987. – 126 с.

УДК 621.735.3

Жбанков¹ Я.Г., к.т.н., доц., Грачев² И.А., к.т.н., Чикота² Я.М.

1 – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

2 – ПАО «НКМЗ», г. Краматорск, Украина

КОВКА КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДИСКОВ ЛОКАЛЬНЫМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

При изготовлении поковок типа дисков в условиях производства, часто возникают проблемы с недостаточной мощностью оборудования для осуществления осадки. Эта проблема решается несколькими путями: осадкой с паузами (во время паузы происходит разупрочнение металла и снижается сила осадки) и осадкой узким бойком. Наиболее эффективным представляется осадка разгонкой узким бойком, т.к. в данном случае уменьшается и площадь контакта между инструментом и заготовкой и присутствует эффект разупрочнения металла. Кроме того предполагается уменьшение объема металла в застойных зонах заготовки. Данный способ позволяет расширить номенклатуру изделий получаемых ковкой на малых прессах.

Исследования процесса осадки узким бойком в известных исследованиях направлены на определение энергосиловых параметров. В процессе разгонки узким бойком цилиндрическая заготовка принимает овальную форму поперечного сечения и получаемое изделие нуждается в дополнительных припусках, что увеличивает металлоемкость детали. Разработка математических моделей позволяющих прогнозировать формоизменение заготовки и разработать рациональный режим ковки является актуальной задачей.

Для определения параметров НДС заготовки в процессе осадки использован метод конечных элементов (МКЭ). Моделировали осадку цилиндрической заготовки узким плоским бойком (рис. 1). Диаметр заготовки принимался равным $D = 1000$ мм, высота заготовки $H = 750, 500, 250$ мм. Ширина бойка принималась равной 400, 600 и 800 мм. Материал заготовки сталь 45, начальная температура заготовки 1100 0С, температура инструмента 2000С,

количество конечных элементов 50000 шт. Коэффициент пластического трения Зибеля на контакте между инструментом и заготовкой 0,35, скорость движения инструмента 20 мм / с.

Получены данные о формоизменении заготовки, которые показывают, что в процессе осадки разгонкой узким бойком, ее поперечное сечение принимает овальную форму (рис. 2). Такое формоизменение объясняется тем, что в процессе обжатия бойком, металлу заготовки энергетически целесообразнее перемещаться поперек бойка.

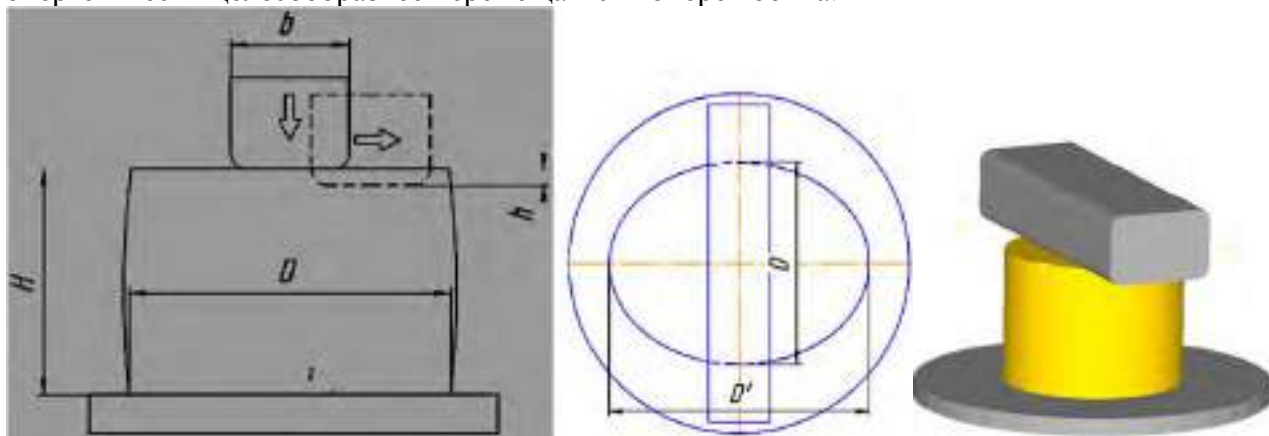


Рис. 1. Схема процесса осадки заготовки узким плоским бойком

Исправить такое отклонение формы поперечного сечения возможно правкой боковой поверхности заготовки, что не всегда является возможным, либо используя специальный режим разгонки узким бойком с постоянной кантовкой заготовки вокруг своей оси на 90° между проходами и регулируя при этом обжатия.

Для разработки рационального режима разгонки, который бы обеспечил правильную форму поперечного сечения заготовки необходимо получить модели описывающие формоизменение заготовки при обжатии бойками различных размеров.

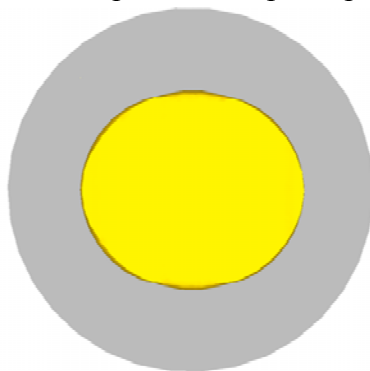


Рис. 2. Форма поперечного сечения заготовки после первого прохода плоским бойком

По результатам моделирования получены графические зависимости параметра D/D' от геометрических параметров инструмента и режима процесса разгонки. Полученные результаты показывают, что на величину овальности поперечного сечения большое влияние оказывает относительная величина внедрения бойка. Так, например, при разгонке заготовки с $H/D = 1$ бойком шириной $b/D = 0,5$ величина овальности поперечного сечения заготовки увеличивается от 1,11 до 1,14 при увеличении относительного обжатия заготовки от 0,05 до 0,1.

Кроме того большое влияние на овальность оказывает и ширина бойка. При разгонке узким бойком овальность поперечного сечения заготовки больше, нежели при разгонке широким бойком.

При использовании бойка относительной шириной 0,3 овальность при обжатии 0,05 и относительной высоте заготовки равной 1,0 составляет 1,12, а при использовании бойка шириной 0,5 овальность составляет 1,11. Это объясняется тем, что при использовании бойка

меньшей ширины металл более интенсивно течет в поперечном направлении из-под бойка во время обжатия, нежели в продольном.

Относительная высота заготовки также оказывает влияние на форму поперечного сечения в процессе разгонки. Заготовка меньшей высоты имеет меньшую склонность к искажению формы, т.е. минимальные отклонения формы поперечного сечения.

Таким образом, имея полученные зависимости, возможно, прогнозировать формоизменение заготовки в процессе разгонки и зная величину овальности поперечного сечения за один проход бойка при обжатии, возможно, подобрать величину обжатия для второго прохода после поворота заготовки на 90°, чтобы компенсировать овальность.

Для проверки адекватности полученной математической модели, проведены экспериментальные исследования процесса осадки разгонкой. Исследования проведены на свинцовых образцах, диаметром 50 мм и высотой 37,5 мм. Деформирование производилось узким бойком шириной 20 мм. В результате проведенного эксперимента получены данные по формоизменению заготовки в процессе разгонки. Полученные данные нанесены на график (рис. 3) и произведено сопоставление с теоретическими значениями параметра овальности поперечного сечения заготовки.

Анализ рис. 3 позволяет заключить, что теоретически полученная зависимость позволяет с высокой степенью точности описывать реальный процесс формоизменения заготовки в процессе разгонки узким бойком.

Рациональный режим разгонки выбирается следующим образом. Сначала на основании исходных данных в виде размеров заготовки и инструмента, рассчитывается величина овальности заготовки после первого обжатия. Далее необходимо подобрать величину обжатия следующего перехода так, чтобы появившаяся овальность компенсировала овальность предыдущего перехода. При этом исходными данными для расчета этого перехода служат размеры заготовки предыдущего перехода.

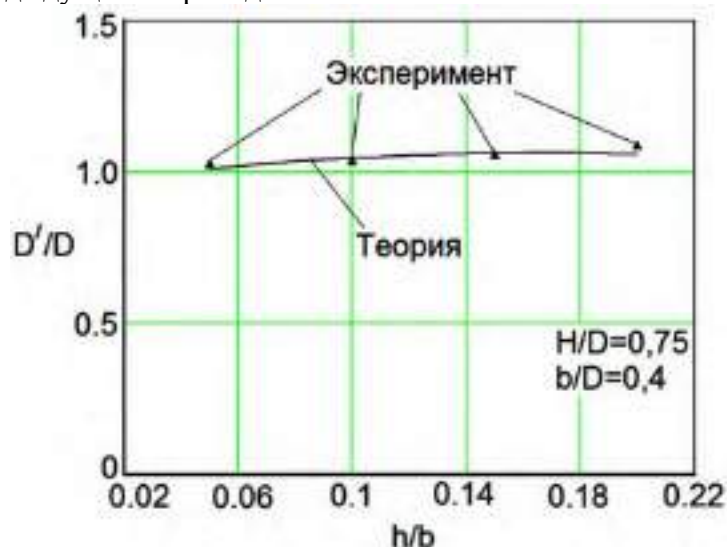


Рис. 3. Сопоставление теоретических и экспериментальных данных овальности поперечного сечения заготовки в зависимости от величины обжатия

По запросу ОАО «Русполимет» проведено моделирование процессаковки поковки «диск» диаметром 1800 мм и высотой 270 мм. Данная поковка планируется изготавливаться на прессе номинальной силой 35 МН следующим образом: биллетировка, вырубка блока, осадка плоскими плитами до минимально возможной по силе пресса высоты и разгонка узким бойком с поворотами заготовки на 90°. Использоваться будет боек шириной 600 мм. Основной проблемой является отклонение от круглости формы поперечного сечения заготовки.

Для разработки технологииковки данной поковки, на основании полученных регрессионных моделей подобрали режим обжатий и кантовок заготовки. Установили, что на прессе силой 35 МН возможно плоскими плитами осадить заготовку до высоты 630 мм (рис. 4).

На рис. 5 показаны переходыковки в процессе разгонки узким бойком. Установлено, что после первого прохода обжатий узким бойком на величину 100 мм, овальность поперечного сечения заготовки будет равна 1,036. Для компенсации данной овальности необходимо на следующем переходе после кантовки заготовки на 90 градусов выполнить обжатие равное 70 мм. Как показало моделирование при этом поперечное сечение заготовки практически не будет иметь овальности.

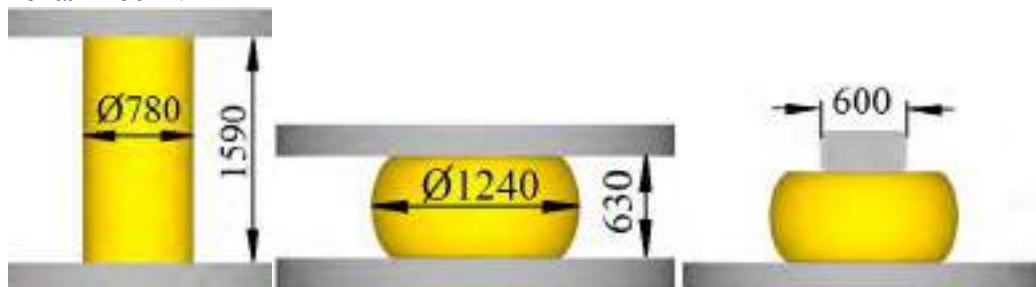


Рис. 4. Схема процесса осадки заготовки плоскими плитами

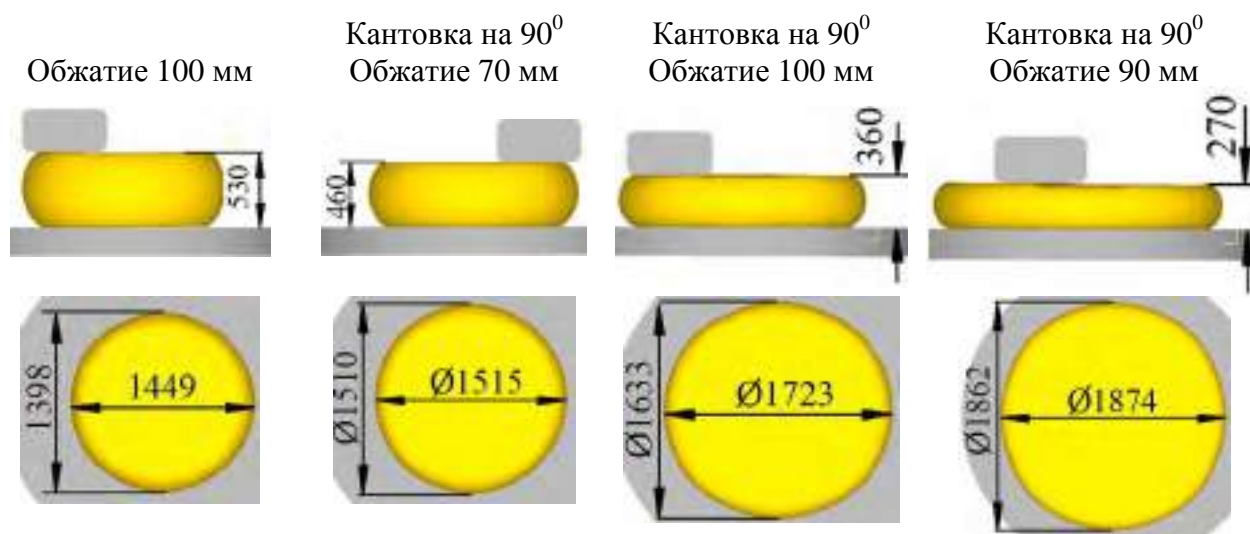


Рис. 5. Формоизменение заготовки в процессе разгонки заготовки узким бойком



Рис. 6. Промышленный эксперимент по реализации процесса разгонки заготовки плоским бойком на ОАО «Русполимет»

отклонение формы поперечного сечения заготовки в зависимости от геометрических параметров заготовки и инструмента и режимаковки.

Проведен промышленный эксперимент (рис. 6) по разгонке узким бойком заготовки, который показал адекватность полученных теоретических решений.

Следующее обжатие производилось величиной 100 мм, это привело к образованию овальности равной 1,055. Для компенсации овальности следующий проход плоским бойком необходимо было выполнить с обжатиями в 90 мм. Заготовка, полученная данным способом имеет максимально приближенные размеры и форму поперечного сечения к идеальным.

Полученные результаты переданы для промышленной апробации и внедрения. Основной проблемой реализации процесса осадки заготовки разгонкой узким бойком, является недостаточно информации по особенностям формоизменения поперечного сечения заготовки. По результатам математического моделирования получена регрессионная модель, позволяющая рассчитывать

УДК 621 777.1

Алиева Л. И., к.т.н., доц.

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

СВОЙСТВА КИНЕМАТИЧЕСКИХ МОДУЛЕЙ ДЛЯ АНАЛИЗА ПРОЦЕССОВ ВЫДАВЛИВАНИЯ

Для оперативного анализа используют метод кинематических элементов [1, 2], позволяющий описать сложные схемы течения при помощи элементарных модулей, решение для которых уже известно. Суммарная оценка величины приведенного давления в этом случае равна сумме приведенных давлений модулей, входящих в технологическую схему.

При анализе силового режима часто возникает задача учета дополнительных сил и кинематических воздействий, иногда виртуальных. Например, предполагая виртуальное перемещение полуматриц, давление их раскрытия находят путем линеаризации мощностей внешних сил относительно входящих скоростей [3], что по методу верхней оценки, т.е. при жестких кинематических элементах выполняется автоматически.

Исследование кинематических модулей для задач плоско-деформированного состояния показало, что треугольные модули с прямолинейными границами (рис. 1) обладают свойством обратимости, т.е. способности к определению приведенного давления при инверсии - изменении направления векторов входной скорости по отношению к скорости выхода и при других сочетаниях векторов скоростей входа и выхода в зону деформации.

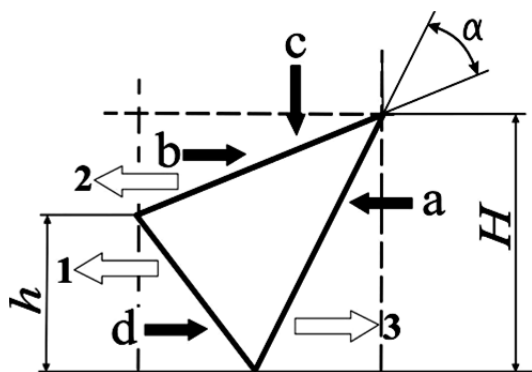


Рис. 1. Схема треугольного кинематического элемента

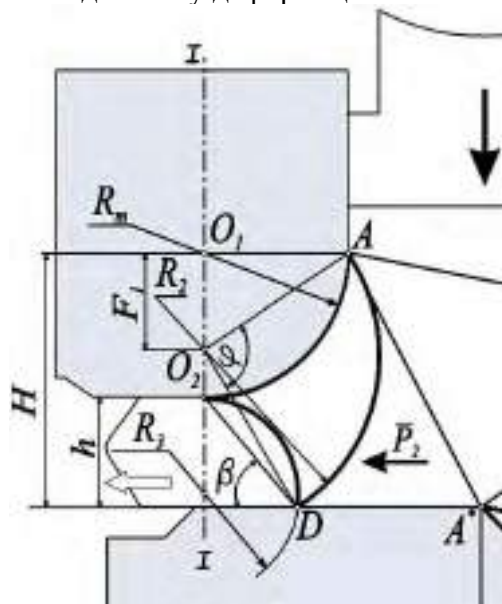


Рис. 2. Кинематически возможное разрывное поле скоростей, содержащее криволинейный треугольный элемент

Свойство трансформации решения, полученного для одного сочетания направлений векторов скорости на входе (вектор воздействия -) и на выходе (вектор истечения -) к другим сочетаниям векторов входа-выхода является важным свойством кинематического модуля, способствующим расширению возможностей его оперативного использования и приспособляемости. Это особенно важно в методе кинематических модулей, когда модуль данного вида необходимо оперативно встроить в конструкцию разрывного поля скоростей, описывающего течение металла в очаге деформации сложной конфигурации.

При продольном выдавливании решения, полученные для прямого выдавливания можно используя суперпозицию скоростей трансформировать для поля скоростей обратного выдавливания [4]. То есть, получив решение для варианта а-1 (см. рис.1), можно найти давле-

ние и для схемы течения b-1 и далее, путем инверсии направления векторов скоростей перейти к решению для схемы течения типа d-2. Для полей скоростей из треугольных элементов приведенное давление только оборачиванием можно получить практически для любой подобной схемы деформирования. Так для варианта направления вектора воздействия С и вектора истечения 1 при анализе сил раскрытия матриц приведенные давления определяют в последовательности:

$$\bar{P}_{a-1} = \frac{1 + \gamma^2 + 2\mu(1 - \gamma) - 2\gamma \cos 2\alpha - \gamma(1 - \gamma) \sin 2\alpha}{\gamma(1 - \cos 2\alpha + \sin 2\alpha)}; \quad (1)$$

$$\bar{P}_{b-1} = \frac{\bar{P}_{a-1}}{(1 - \gamma)}; \quad \bar{q}_{c-1} = \bar{P}_{b-1} - \frac{2\mu}{\sin 2\alpha}, \quad \text{где: } \gamma = h/H.$$

Технологические усилия выдавливания и раскрытия в разъемных матрицах в значительной мере зависят от формы переходной кромки, нередко выполненной на деталях в виде радиусного перехода. Для анализа процессов выдавливания деталей с такими криволинейными формообразующими поверхностями используется криволинейный треугольный элемент [4, 5] (рис. 3).

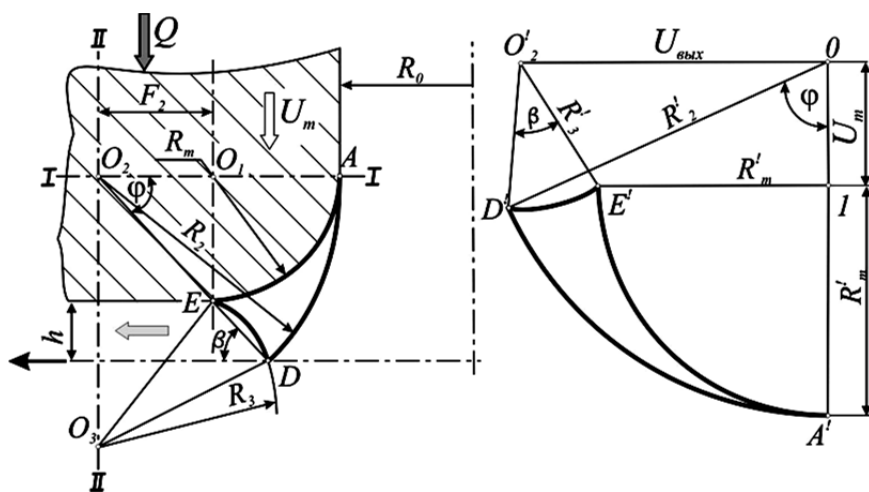


Рис. 3. Разрывное поле и годограф скоростей для криволинейного треугольного модуля.

Криволинейный модуль такого типа обладает ограниченным свойством обратимости. Формулу (2) распространяют и для определения усилия раскрытия разъемной матрицы по аналогии со случаем анализа прямолинейным треугольным модулем [4, 6] (см. рис. 1). Это связано с невозможностью применения криволинейного треугольного элемента, используемого при продольном выдавливании, для анализа усилия раскрытия полуматриц когда воздействие под углом, отличающимся от 180°, вызывает нарушение принципа ортогональности, используемого при построении годографа скоростей для данного элемента.

Построение криволинейного модуля, подходящего для определения давлений раскрытия, выполнено исходя из условия обеспечения ортогональности векторов входной и выходной скоростей, откуда следует и ортогональность осей, на которых лежат центры дуг окружностей, ограничивающих кинематический элемент.

Таким образом, отличительной особенностью данного модуля является применение взаимно перпендикулярных осей I-I и II-II, на которых лежат центры радиусов дуг окружностей модуля (см. рис. 3).

Приведенное давление раскрытия в этом случае запишется в виде:

$$\bar{q} = \frac{1}{2R_m F_2} \left[R_2^2 \beta + R_3^2 \phi + 2\mu \frac{\pi}{2} R_m^2 \right], \quad (2)$$

$$\text{где: } R_2 = \frac{(R_m + h)^2 + (R_m - h \operatorname{ctg}(\beta))^2}{2(R_m - h \operatorname{ctg}(\beta))^2}; R_3 = \sqrt{F_2^2 + \left[\frac{h}{2 \sin(\beta)^2} + F_2 \operatorname{ctg}(\beta) \right]^2} \quad F_2 = R_2 - R_m$$

$$\theta = \arcsin \left[\frac{R_m + h}{R_2} \right]; \quad \phi = 2 \left[\theta - \operatorname{arctg} \left[\frac{F_2}{F_2 \operatorname{ctg}(\beta) + h / (2 \sin^2 \beta)} \right] \right]$$

В формулу (2) входить параметр оптимізації β , значення якого необхідно подставляти в радіанах. Як і в предыдущем случаe, оптимальное значення β зависит от λ . Зависимость представлена выражением:

$$\beta_{opt} = \frac{49^\circ}{\sqrt{\lambda + 0.1}}. \quad (3)$$

Сравнение приведенных способов определения усилия раскрытия показало снижение приведенного давления раскрытия матриц, получаемого для предлагаемого модуля по формуле (2). При расчете силовых параметров процесса с наиболее часто встречающимся соотношением $\lambda > 0,7$ снижение приведенного давления составляет 22...30%.

Построен криволинейный треугольный модуль для анализа давлений раскрытия горизонтально-разъемных матриц. Предложена расчетная зависимость, способствующая снижению верхних оценок приведенного давления раскрытия до 30%.

Применение уточненной зависимости для определения оптимальных значений угла β позволяет повысить точность верхних оценок при определении давлений выдавливания.

Список литературы

1. Джонсон У., Кудо Х. Механика процессов выдавливания металла. – М.: Металлургия, 1966. 317 с.
2. Теория пластической деформации металлов. / Под. ред. Е.П. Унксова, А.Г.Овчинникова. – М.: Машиностроение, 1983. – 598с.
3. Степанский Л.Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1982. 217 с.
4. Алюшин Ю.А., Еленев С.А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов обработки металлов давлением: Учебное пособие. РИСХМ. Ростов н/Д., 1987. 106 с.
5. Алиев И.С. Методика моделирования силового режима процессов выдавливания в разъемных матрицах // Металлургическая и горнорудная промышленность 2002 №№ 8-9 С. 458-462.
6. Алиева Л. И. Верхняя оценка силовых параметров при выдавливании инструментом с криволинейным профилем / Л. И. Алиева, А. И. Лобанов, Р. С. Борисов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Тематичн. зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2004. – С. 340–345.

УДК 532.137

Педченко А. Ю., Коржик М. В., к.т.н.

НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

В'ЯЗКІСТЬ ВУГЛЕЦЕВОЇ МАСИ В ДІАПАЗОНІ ТЕМПЕРАТУРИ 120–170 °С

Вуглецева продукція широко застосовується в хімічній та металургійній галузях промисловості. Зокрема, вуглецева електродна маса використовується для формування неперервного самовипалювального електроду (електрод Содерберга) в електротермічних печах чорної та кольорової металургії. Виробництво даного класу продукції передбачає багатоетапний технологічний процес, на різних етапах якого із сипкого наповнювача та рідкого зв'язувального формується монолітний виріб. Такі матеріали мають унікальні фізичні властивості: високу електропровідність, здатність витримувати значні термічні навантаження, хімічну інертність, що обумовило їх широке використання в промисловості.

Для отримання монолітного вуглецевого блоку термооброблених та подрібнених наповнювач (антрацит, кокс) змішують з нафтовим чи кам'яновугільним пеком. Цей процес відбувається в спеціальних змішувачах за температури вищої ніж температура розм'якшення пеку. Одержана вуглецева маса являє собою композитний матеріал, який проявляє в'язко-пластичні властивості, завдяки чому на етапі формування є можливим надання йому необхідної форми та геометричних розмірів. Робочий діапазон температури на етапах змішування та формування виробів складає 160–170 °С. Подальше високотемпературне оброблення призводить до коксування зв'язувального та утворення монолітної структури виробу [1].

Під час формування вуглецевої маси, матеріал проявляє неньютонівські властивості, що можуть бути описані моделлю в'язко-пластичної рідини Bingham [2, 3]. Для в'язко-пластичної рідини характерною особливістю є те, що вона до досягнення деякого критичного внутрішнього напруження веде себе як тверде тіло і тільки за умови перевищення значення внутрішнього напруження деякої критичної величини починає рухатися як звичайна рідина. Причиною такого явища є те, що в'язко-пластична рідина має просторову жорстку внутрішню структуру, що чинить опір будь-яким внутрішнім напруженням меншим за критичну величину τ_{shear} . Для двовимірного випадку зсувного руху модель в'язкості Bingham має вигляд:

$$\begin{cases} \boldsymbol{\tau} = \tau_{\text{shear}} + \mu_{\text{eff}} \dot{\gamma}, & |\boldsymbol{\tau}| > \tau_{\text{shear}}; \\ \dot{\gamma} = 0, & |\boldsymbol{\tau}| \leq \tau_{\text{shear}}, \end{cases} \quad (1)$$

де $\boldsymbol{\tau}$ – вектор напруження зсуву, Па; τ_{shear} – критичне напруження зсуву, Па; μ_{eff} – ефективний коефіцієнт динамічної в'язкості, Па·с; $\dot{\gamma}$ – швидкість деформації, с⁻¹.

Серед основних способів визначення динамічної в'язкості композитних матеріалів слід відмітити методи з використанням циліндричного ротаційного віскозиметра та клас методів із зануренням у матеріал певного геометричного об'єкту.

В роботах [4–7] досліджено температурні залежності реологічних властивостей різних за складом та вмістом зв'язувального вуглецевих композицій. Зазначені матеріали характеризуються зменшенням ефективного коефіцієнту динамічної в'язкості та критичного напруження зсуву із зростанням температури. Представлені в роботах дані в певній мірі корелюються між собою, проте не є вичерпними, тому інтерес представляє розроблення методики та проведення експериментальних досліджень для вуглецевих композитів, які використовуються для виготовлення електродів Содерберга.

Враховуючи значну динамічну в'язкість вуглецевої маси в діапазоні температури змішування та формування виробів, раціональним способом для визначення її реологічних властивостей є методу занурення сфери із визначенням усталеної швидкості її руху в досліджуваному середовищі. Використовуючи закон Стокса для сферичних тіл ефективний коефіцієнт динамічної в'язкості визначиться як

$$\mu_{\text{eff}} = \frac{1}{18} \frac{(\rho_s - \rho_f)}{h} g_z D^2 \tau, \quad (2)$$

де ρ_s – густина сфери, кг/м³; ρ_f – густина середовища, кг/м³; g_z – вертикальна компонента вектора прискорення вільного падіння, м/с², h – відстань (м), що проходить сфера за час τ (с), за умови досягнення усталеної швидкості сфери; D – діаметр сфери, м.

Для застосування описаної методики визначення динамічної в'язкості вуглецевої маси розроблено експериментальну установку (рис. 1), що дає змогу вимірювати коефіцієнт динамічної в'язкості до 10⁷ Па·с в діапазоні температури до 800 °С з похибкою експериментальних досліджень не вище 10–15%.

Установка являє собою теплоізолюваний циліндр діаметром 120 мм та довжиною 500 м, з регульованим електричним периферійним нагрівником, що заповнюється досліджуваною масою. У циліндр опускається гладка сталева куля діаметром 12 мм з'єднана з навантажувальною штангою для розміщення додаткової ваги. Реєструючи час та переміщення індикатора

занурення кулі, визначається момент встановлення сталої швидкості та її значення. Коефіцієнт динамічної в'язкості розраховується за виразом (2).

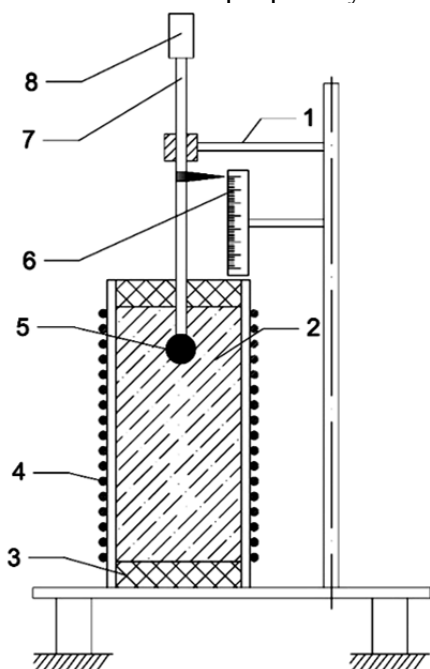


Рис. 1. Експериментальна установка для вимірювання коефіцієнта динамічної в'язкості вуглецевих композитних матеріалів 1 – штатив; 2 – досліджуванний матеріал; 3 – теплоізоляція; 4 – периферійний нагрівник; 5 – металевий куля; 6 – індикатор переміщення; 7 – навантажувальна штанга; 8 – додаткова вага

Досліджуваний зразок вуглецевої маси має наступний склад: вміст зв'язувального 25 ± 3 %; наповнювач: термооброблений антрацит, фракція (0–16) мм – 70 %; термооброблена вуглецева сировина, фракція (0–0,5) мм – 30 %. Експериментальні дослідження проведені для діапазону температури від 120 °С до 170 °С. Результати вимірів коефіцієнта динамічної в'язкості та апроксимуюча функція представлені на рис. 2

Визначено, що в діапазоні температури від 120 °С до 170 °С коефіцієнт ефективної динамічної в'язкості для вуглецевої композиції складає $(1,18 - 0,0518) \cdot 10^5$ Па·с. Отримана залежність має експоненціальний характер, що знижується зі зростанням температури.

Список літератури

1. Sang-Min Lee Bulk graphite: materials and manufacturing process / Sang-Min Lee, Dong-Su Kang and Jea-Seung Roh // Carbon Letters. – 2015. – Vol. 16, № 3. – P. 135-146. DOI: <http://dx.doi.org/10.5714/CL.2015.16.3.135>.
2. Hlatshwayo, S. R. Rheological behavior and thermal properties of pitch/poly vinyl chloride blends / S. R. Hlatshwayo, Focke, W. W. Walter, S. Ramjee, B. Rand, N. Manyala // Carbon. – 2013. – Vol. 51. – P. 64-71. DOI: 10.1016/j.carbon.2012.08.012.
3. Лазарев, Т. В. Математическая модель процесса экструзии вязко-пластичной углеродной массы / Т. В. Лазарев, А. Я. Карвацкий, С. В. Лелека, А. Ю. Педченко // Вестник НТУ «ХПИ», Серия: Новые решения в современных технологиях. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2016. – № 12 (1184). – С. 31-37. – doi:10.20998/2413-4295.2016.12.05.
4. Vershinina, E. P. Plastic properties of homogenized coke-pitch compositions / E. P. Vershinina, E. M. Gil'debrandt, V. K. Frizorger // Russian Journal of Non-Ferrous Metals. – 2011. – Vol. 52, Issue 3. – P. 205-208. DOI: 10.3103/S1067821211030230.
5. Gildebrandt, E. M. The Viscosity of Pitches and Coke Pitch Compositions / E. M. Gildebrandt, V. K. Frizorger, E. P. Vershinina, E. D. Kravtsova // Russian Journal of Non-Ferrous Metals. – 2008. – Vol. 49, Issue 6. – P. 456-458. <http://doi.org/10.3103/S1067821208060047>.
6. Bhatia, G. Rheological properties of carbon mixes using a capillary rheometer—IV / G. Bhatia // Carbon. – 1976. – Vol. 14, Issue 6. – P. 319-321. [http://dx.doi.org/10.1016/0008-6223\(76\)90003-8](http://dx.doi.org/10.1016/0008-6223(76)90003-8)
7. Фиалков, А. С. Процессы и аппараты производства порошковых углеродистых материалов / А. С. Фиалков. – М.: Аспект Пресс, 2008. – 687 с. ISBN 978-5-7567-0490-7.

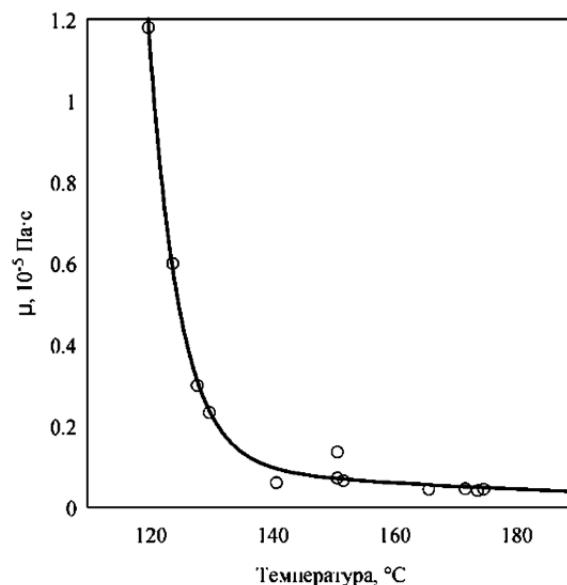


Рис. 2. Температурна залежність коефіцієнта динамічної в'язкості для електродної маси, $R^2 = 0,99$

УДК 539.3

Маковей В.О., к.т.н., доц., Заховайко О.П., к.т.н., доц.
НТУ України "Київський політехнічний інститут", м. Київ, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ СТІЙКОСТІ КАРБУВАЛЬНИХ ШТЕМПЕЛІВ З ПОРОШКОВОЇ СТАЛІ

Складність експлуатації високонавантажених елементів карбувального інструменту пов'язана з одночасною дією двох руйнівних процесів, що мають місце в матеріалі штемпелів – зношуванням та втомою. Наслідком цих процесів є виникнення втомних тріщин в поверхневих шарах матеріалу, їх ростом та подальшим катастрофічним руйнуванням штемпелів. Стійкість інструменту в більшості випадків визначається твердістю, тріщиностійкістю, зносостійкістю та структурою матеріалу, з якого він виготовлений. Покращенню цих характеристик може суттєво сприяти введення до сталі додаткового легуючого елементу – ванадію. Стрічковий розподіл карбідів, тобто накопичення карбідів у вигляді стрічок, що називається карбідною ліквациєю, значно погіршує міцність сталі. Чим більше уковування, чим менший переріз металу, тим сильніше подрібнюються накопичення карбідів, а значить вищою стає якість сталі. Якщо переріз металу значній, то не завжди вдається розбити карбідну ліквацию.

Кардинальним рішенням питання є використання порошкових сталей, які не мають крупних первісних карбідів, що підвищує механічні властивості.

З метою порівняння механічних властивостей найбільш перспективних порошкових і не порошкових штампових сталей, були проведені експериментальні дослідження зразків сталі Vanadis-4 Extra (порошкова) і сталі K-455 на три точковий згин, стиск, ударну в'язкість. Порівнюючи отримані результати, можна зробити такі основні висновки.

1. Статична міцність сталі Vanadis-4 Extra значно вища, ніж у сталі K455. Так максимальні руйнівні напруження в умовах триточкового згинання складають для сталі K455 $\sigma_{\max} = 3275 \text{ МПа}$, а для сталі Vanadis-4 Extra – $\sigma_{\max} = 4367,4 \text{ МПа}$. Тобто статична міцність порошкової сталі Vanadis-4 Extra перевищує міцність сталі K455 на 30%.

2. Порівнюючи отримані дані на стиск з результатами випробувань на триточковий згин, встановлено, що границя міцності на стиск дещо менша від руйнівних максимальних напружень при згинанні, що, очевидно, пов'язане з неоднорідністю напруженого стану зразка при згині. Різниця в отриманих результатах складає:

$$\Delta = \frac{\sigma_{\max} - \sigma}{\sigma_{\max}} \cdot 100\% = \frac{3274,99 - 2934,8}{3274,99} \cdot 100\% = 10,4\% .$$

3. Динамічна міцність (ударна в'язкість) у цих матеріалів практично однакова. Всі відмінності у роботі руйнування зразків для цих сталей знаходяться в межах похибки експерименту. Обидві сталі демонструють підвищену схильність до крихкого руйнування, про що свідчить їх низька ударна в'язкість. Середні значення ударної в'язкості випробуваних інструментальних сталей відповідно складають:

- для сталі K455 – $KCV = 10,53 \text{ Дж/см}^2$,

- для сталі Vanadis-4 Extra – $KCV = 10,50 \text{ Дж/см}^2$.

З метою перевірки та порівняння тиражостійкості комплектів штемпелів, виготовлених зі сталі Vanadis-4 Extra, з плановою тиражостійкістю аналогічних штемпелів зі сталі K455 були проведенні їх промислові випробування в цеху карбування розмінних монет Банкнотно-монетного двору. В якості зразків використовувались карбувальні штемпелі для виготовлення монет номіналом 5 копійок. Тиражостійкість штемпелів з порошкової сталі Vanadis-4 Extra перевищила планову тиражостійкість штемпелів зі сталі K455 приблизно у 8,5 разів.

Таким чином, порошкова сталь Vanadis-4 Extra, маючи в цілому кращі механічні властивості, ніж у штампової сталі K455, при статичному навантаженні і приблизно однакову з нею ударну в'язкість, при випробуваннях на стійкість перевищила у 8,5 разів планову тиражостійкість штемпелів зі сталі K455, а значить може бути рекомендованою для широкого впровадження у виробництво карбувального інструменту.

УДК 669-1

Грушко¹ О.В., д.т.н., проф., Слободянюк² Ю.О.

1 – Вінницький національний технічний університет, м. Вінниця, Україна

2 – ПАТ «ПлазмаТек», м.Вінниця, Україна

ОСОБЛИВОСТІ МІКРОСТРУКТУРИ ЗВАРЮВАЛЬНОГО ДРОТУ МАРКИ G3Si1

На виробництві обмідненого зварювального дроту мають місце проблеми коли на одній касеті з дротом присутні ділянки зі стабільним та нестабільним горінням дуги при незмінних параметрах технологічного процесу його виробництва. Так, у роботах [1, 2] вказані причини обриву катанки в процесі волочіння, які обумовлені структурними факторами. Про вплив мікроструктури дроту на стабільність горіння дуги інформації не вказано.

Тому було досліджено мікроструктуру 5 зразків дроту марки G3Si1 діаметром 0,8 мм. По два зразки було відібрано з однієї касети обмідненого зварювального дроту з ділянок зі стабільним та нестабільним горінням дуги. Всього було взято дві касети з дротом, який виготовлений із катанки різних виробників. Крім того за приклад було взято зразок зварювального дроту китайського виробництва (п'ятий зразок), який характеризується стабільним горінням дуги та має попит на ринку зварювальних матеріалів.

Мікроструктура зразків зварювального дроту зі стабільним горінням дуги характеризується ферито-карбідною сумішшю з рівномірним розташуванням карбідів по всьому полю зору шліфа. Максимальний розмір карбідних частинок становить 1,2...1,5 мкм, середній – до 1 мкм.

Для мікроструктури зразків із нестабільним горінням дуги характерна наявність зкоагульованих карбідів у вигляді темних ділянок. Максимальний розмір карбідних частинок становить 2,5...3,0 мкм та середній – приблизно 1,2...1,5 мкм.

Мікроструктура дроту китайського виробництва має також однорідну ферито-карбідну суміш. Максимальний розмір карбідів – приблизно 2,2 мкм, середній розмір – 1,8 ... 2,0 мкм.

Отже, стабільне горіння дуги притаманне зразкам зварювального дроту марки G3Si1 діаметром 0,8 мм з рівномірним розподілом карбідної фази у феритній матриці.

Список літератури

1. *Особенности* и перспективы производства катанки сварочного назначения с высокой технологической пластичностью / В.А. Луценко, М.А. Муриков, В.А. Поляков, В.А. Кондрашкин, В.И. Грицаенко // *Литье и металлургия*. – Минск, 2012. - №3(66). – С. 56-58.
2. *Нестеренко А.М.* Исследование причин разрушения при волочении катанки-проволоки из стали Св-08Г2С /А.М. Нестеренко, А.Б. Сычков, С.Ю. Жукова // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – Днепропетровск, 2006. – №6. – С.60-63.

УДК 621.733

Корчак О.С. к.т.н., доц.

Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, Україна

ФАКТОР ВАГОМОСТІ КЛАПАНА ЯК ОСНОВА ДЛЯ СТВОРЕННЯ ШВИДКОДІЮЧИХ СИСТЕМ КЕРУВАННЯ ГІДРАВЛІЧНИМИ ПРЕСАМИ

Необхідні швидкісні параметри систем керування гідравлічними пресами значною мірою залежать від правильного вибору регулюючих клапанів, їх характеристик та раціонального розташування в межах системи відносно акумулятора та виконавчого органу. Параметр α є важливою характеристикою системи керування пресом, показуючи частку гідравлічного опору регулюючого клапана у загальному опорі гідролінії «акумулятор – робочий циліндр». Чим менше зусилля пресу, тим компактнішою повинна бути система керування, зосереджуючи регулювальні клапана безпосередньо біля робочих циліндрів та встановлюючи акумулятор біля преса. З ростом зусилля розводки трубопроводів по пресу стають більш розвиненими і частка регулюючого клапана в загальному опорі магістралі знижується незалежно від величини коефіцієнта α . Цей факт підтверджується діаграмою, наведеною на рис. 1. Фактор вагомості клапана (K_{es}), що показує фактичну частку приведенного опору клапана, яка приходить на 1 МН зусилля, суттєво залежить від коефіцієнта α . Створити швидкодіючу систему керування гідравлічним пресом можна наступним чином відповідно до даних діаграми (рис. 1).

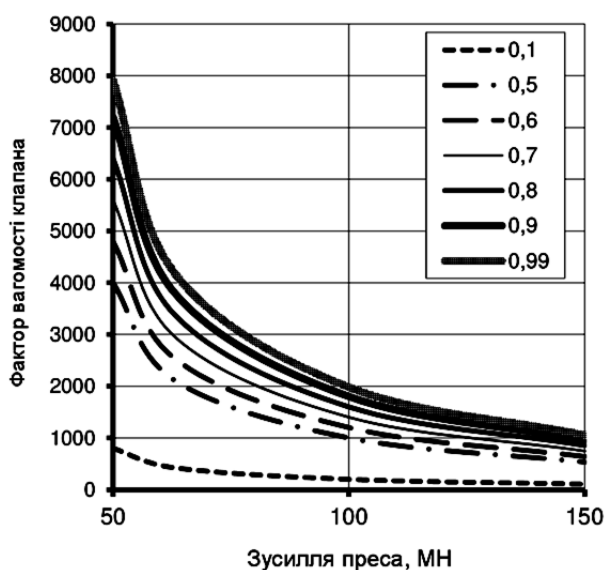


Рис. 1. Діаграма залежності фактора вагомості клапана K_{es} від зусилля преса при різних значеннях коефіцієнта α

4. Виготовляють систему керування гідравлічним пресом в металі, здійснюють її монтаж та випробування.

Результати досліджень зі створення систем керування гідравлічними пресами з необхідними швидкісними параметрами є основою для удосконалення їх конструкцій та принципів проектування. При цьому завчасно до створення системи в металі є можливість закласти в неї потрібні значення коефіцієнту якості гідросистеми α , фактору вагомості клапана K_{es} , відповідних параметрів швидкодії тощо.

1. Задаються значенням коефіцієнта α , якому відповідають крива діаграми.

2. За значенням зусилля преса (МН) знаходять перетин з кривою діаграми обраного значення коефіцієнта α та визначають фактор вагомості клапана K_{es} .

3. Проектують систему керування гідравлічним пресом, знаходячи наступні параметри за даними діаграми:

- приведений коефіцієнт опору клапана $\xi_{кл}$ – фактор вагомості клапана K_{es} перемножують на зусилля преса;
- загальний коефіцієнт опору магістралі ξ_m , де встановлено клапан – приведений коефіцієнт опору регулювального клапана ділять на обране значення коефіцієнта α ;
- приведений коефіцієнт опору труб та арматури $\xi_{арм}$ – різниця між ξ_m та $\xi_{кл}$.

УДК 621.77.01

Алієв І.С., д.т.н., проф., Єршоміна А.А., асп.

Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, Україна

МОДЕЛЮВАННЯ БІЧНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ З ВІСЕСИМЕТРИЧНИМИ ВІДРОСТКАМИ

Процеси бічного видавлювання мають велику кількість варіацій схем деформування, способів їх реалізації, і велику різноманітність деталей, які можливо отримувати за цими схемами [1]. Для моделювання процесу бічного видавлювання з вісесиметричними відростками обирали наступні параметри:

- параметри механічних властивостей матеріалу заготовки М1: крива дійсних напружень, яка описується рівнянням $\sigma_s(\varepsilon) = 397,3 \varepsilon^{0,2}$, межа текучості $\sigma_{0,2} = 170$ МПа, модуль Юнга $E = 110000$ МПа, коефіцієнт Пуасона $\nu = 0,3$ та коефіцієнт тертя між матеріалом заготовки та інструментом $\mu = 0,15$ (закон Зібеля).

- геометричні параметри процесу: d – діаметр заготовки ($d = 28$ мм), h – висота відростка ($h = 28$ мм), r – радіус закруглення кромки інструменту ($r = 3,0$ мм), H – кінцева висота заготовки ($L = 70..110$ мм).

На рисунку 1 представлені картини спотворення ділильної сітки, при бічному видавлюванні і розподіл інтенсивності деформацій по перерізу поковки.

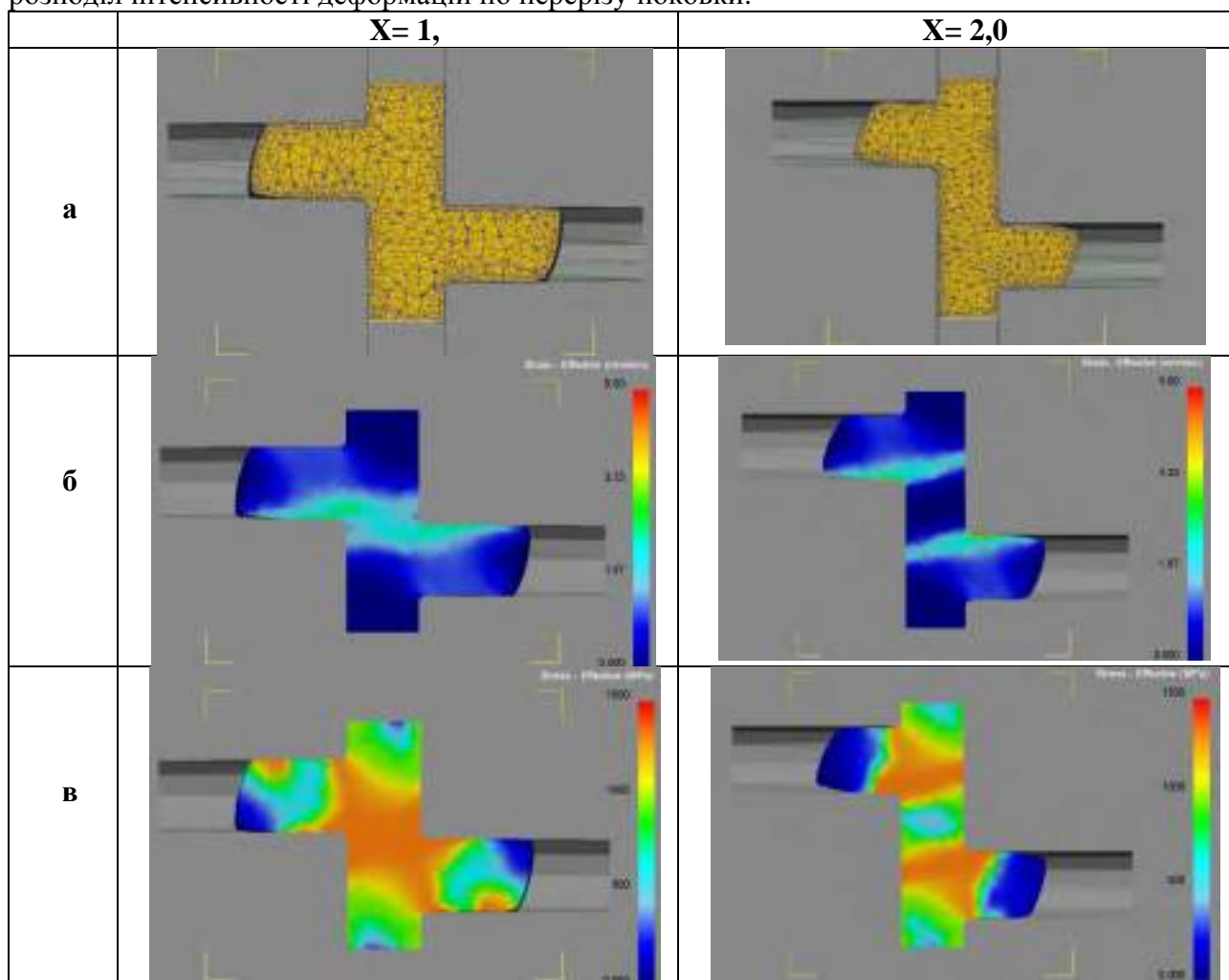


Рис. 1. Моделювання процесу бокового видавлювання при $V2 / V1 = 1$

Найменші значення напружень спостерігаються в центральній частині стрижня поковки, поблизу контакту її з інструментом, і на торцях відростків поковки. Зі збільшенням параметра X осередок деформації зазнає суттєвого формозміни. Він розтягується і суттєво збільшується центральна зона максимальних напружень. Вже при $X=1$ осередок максимальних напружень подібний ромбу і прагне до розподілу. При $X=2$ спостерігається поділ осередка максимальних напружень на два по формі подібних трикутника. В цьому випадку стрижнева частина поковки піддається впливу середніх напружень, разом з тим напружено-деформований стан в торцевих частинах відростків знижується практично до нуля [2].

Так само в міру збільшення міжосьової відстані відростків X , центральна зона мінімальних деформацій, що зосереджена в стрижневій частини поковки - зменшується, і прагне до межі контакту поковки і інструменту, що сприяє кращому опрацюванню структури центральної зони поковки. Максимальні напруження в поковки знаходяться в межах 1250 МПа, а середні напруження становлять близько 900 МПа. Найбільш небезпечною ділянкою, з точки зору руйнування оснащення, є кромка, на межі з'єднання стержневої частини і бічного відростка [3].

Можемо зробити висновок про те, що при рівній швидкості руху верхнього і нижнього інструменту ($V_2 / V_1 = 1$) - довжина відростків з обох сторін однакова. Єдиною зміною є невелике спотворення форми торця поковки, при збільшенні параметра X . В іншому ж поковка є симетричною відносно горизонтальної площини роз'єму напівматриць.

Література

1. *Овчинников А.Г., Дрель О.Ф., Поляков И.С.* Штамповка выдавливанием поковок с боковыми отростками // Кузнечно-штамповочное производство. – 1979. №4. С.10-12.
2. *Алиев И.С., Абхари П. Б., Жукова О.* А Исследование формоизменения силового режима процесса бокового выдавливания методом конечных элементов // Вісник НТУ «ХП». Серія; Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП», 2013. – № 42 (1015). – С. 7-13. Бібліогр.: 6 назв.
3. *Савченко О.К., Жукова О.А.* Боковое выдавливание корпусных деталей с отростком // Обработка материалов давлением. – 2013. - №1(34).С.96-99.

УДК 621.643.03

Подольян О.О., к.т.н.

НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ТЕХНОЛОГІЯ РЕМОНТУ ДЕФЕКТНИХ ДІЛЯНОК ДІЮЧОГО МАГІСТРАЛЬНОГО ТРУБОПРОВОДУ ЗА ДОПОМОГОЮ ПАЯНО-ЗВАРНИХ МУФТ

При ремонті лінійних і вигнутих ділянок діючих магістральних трубопроводів високого тиску, а також при переведенні їх у вищу категорію, широко використовується спосіб підвищення міцності труб, пов'язаний з встановленням на ділянці трубопроводу, що підсилюється, муфт різної конструкції [1]. Найбільшого поширення набули муфти з порожнім підмуфтовим простором, що заповнюється під час проведення ремонтних робіт самотвердіючою речовиною, це дозволяє проводити посилення ділянок трубопроводів без зміни режимів транспортування продукту [2,3]. Зазвичай, муфта складається з декількох технологічних елементів, основними з яких є дві напівоболонки, які центруються відносно труби і скріплюються між собою відомими методами, наприклад, зварюють поздовжніми швами. Після цього торці оболонки герметизуються, а простір між трубою і оболонкою заповнюється самотвердіючою речовиною. Наявність підмуфтового шару дозволяє знизити кільцеві напруги в трубі, передавши частину навантаження на зовнішню оболонку. Від його міцнісних параметрів залежить ефективність ремонту в цілому. Для ремонту труб малого і середнього діаметрів розроблена технологія [4], заснована на використанні для формування під-

муфтового шару розплавленого металу, що володіє високим модулем пружності. Разом з тим, через складність створення необхідного тиску в підмуфтовому просторі, розроблена технологія потребує вдосконалення.

Метою даних досліджень є вдосконалення технології підвищення міцності ділянок магістральних трубопроводів високого тиску за допомогою зварних муфт, які заповнюються розплавленим металом шляхом, що дозволяє отримати високу ефективність посилення труб середнього і малого діаметрів.

Посилення трубопроводу муфтою полягає в перерозподілі частини навантаження з труби на стінку муфти, що призводить до зниження рівня напруги в стінці труби. Ефективність посилення трубопроводу при цьому прийнято оцінювати ступенем зниження кільцевих напружень в стінці

ремонтваної труби $\left(\frac{\sigma_{Tp}}{\sigma_{To}} \right)$, де σ_{To} , σ_{Tp} - кільцеві напруги розтягнення в стінці труби без муфти

і з встановленої муфтою при робочому тиску в трубопроводі P_p [3].

Після встановлення муфти на трубопровід з внутрішнім тиском P_y і заповнення підмуфтового простору самотвердіючою речовиною, що закачана під тиском P_{MY} , кільцеві напруги розтягнення в стінці труби зменшаться до деякого значення σ_{Ty} . Надалі, в разі зміни тиску всередині трубопроводу P_p , кільцеві напруги розтягнення в стінці труби будуть приймати значення σ_{Tp} , а ефективність посилення трубопроводу описуватися виразом [5]:

$$\frac{\sigma_{Tp}}{\sigma_{To}} = 1 - k^{-1} \left(1 + \frac{P_y - k \cdot P_{MY}}{P_p} \right) \quad (1)$$

де k - коефіцієнт, що зв'язує зміну тиску в підмуфтовому просторі зі зміною тиску всередині трубопроводу (коефіцієнт зв'язку). Розгорнутий висновок вираження для коефіцієнта k , що враховує геометричні параметри ремонтваної труби і муфти, а так само міцнісні властивості матеріалу підмуфтового шару, наведено в роботі [5].

$$k = 1 + \frac{4 \cdot \delta_T \cdot \frac{E_M}{E_{III}} \left(\delta_{IIIY} + \frac{P_{MY}}{4 \cdot E_T} \left(\frac{D_T^2}{\delta_T} + \frac{(D_T + 2 \cdot (\delta_T + \delta_{IIIY}))^2}{\delta_M} \right) \right)}{\frac{1 - \mu^2}{1 - 3\mu^2} \cdot D_T^2} + \frac{D_M^2 \cdot \delta_T}{D_T^2 \cdot \delta_M} \quad (2)$$

де D_T - внутрішній діаметр трубопроводу, $E_M \approx E_T$ - модуль пружності матеріалу муфти і труби, E_{III} , μ_{III} - модуль пружності і коефіцієнт Пуассона матеріалу підмуфтового шару, δ_T - товщина стінки труби, δ_M - товщина стінки бандажа, δ_{IIIY} - установча глибина підмуфтового простору.

Для забезпечення рівномірного розподілу навантаження між посилюваною трубою і муфтою, самотвердіюча речовина повинна запресовуватися в підмуфтовий простір під оптимальним тиском, що визначається виразом [3]:

$$P_{MYonm} = \frac{P_y}{k} + \Delta P \quad (3)$$

де ΔP - зниження тиску в результаті усадки речовини підмуфтового шару в процесі твердіння.

У випадку пресування самотвердіючої речовини в підмуфтовий простір під тиском P_{MYonm} , посилена муфтою, без урахування кінцевих ефектів, буде працювати аналогічно цільній трубі з більшою товщиною стінки. Оптимальний тиск заповнення підмуфтового простору визначається, в першу чергу, тиском всередині трубопроводу на момент монтажу муфти і величиною коефіцієнта зв'язку k . Разом з тим, величина коефіцієнта зв'язку k залежить від

глибини підмуфтового простору δ_{III} , яка, в свою чергу, залежить від тиску запресовування самотвердіючої речовини в підмуфтовий простір.

Ефективність розвантаження труби муфтою з внутрішнім заповненням росте зі збільшенням діаметра трубопроводу, зменшенням глибини підмуфтового простору, збільшенням товщини стінки муфти, модуля пружності і коефіцієнта Пуассона матеріалу підмуфтового шару.

В роботі [4,7] запропонована технологія посилення трубопроводу за допомогою паянозварної муфти, що розігрівається індуктором. Основну увагу приділено контролю якості ремонту і забезпечення правильного обліку ΔP і коефіцієнта зв'язку k , необхідних для виконання умови (3). Разом з тим, досягти виконання умови (3) під час проведення робіт можна тільки при забезпеченні герметичності підмуфтового простору, що висуває підвищені вимоги до якості торцевих ущільнювачів.

Запропонована технологія підвищення міцності ділянки трубопроводу полягає в наступному [8,9]. На ділянці трубопроводу, що підсилюється встановлюються технологічні елементи муфти, які після скріплення між собою відомими способами, утворюють навколо труби замкнуту оболонку з кільцевими порожнинами для формування торцевих ущільнювачів. Далі герметизуються торці муфти за допомогою сплаву (металу), що володіє більш високою температурою плавлення (додатковий сплав), ніж сплав (метал), який використовується для формування підмуфтового шару (основний сплав). Для герметизації торців муфти проводиться попередній розігрів муфти в районі кільцевих порожнин до температури, що перевищує температуру плавлення додаткового сплаву, але не перевищує його температури кипіння. Після цього порожнини заповнюються розплавленим додатковим сплавом, що подається під тиском. Після заповнення кільцевих порожнин, температура муфти знижується, в результаті чого формуються герметичні торцеві ущільнювачі. Далі вся муфта прогрівається до температури, більшої від температури плавлення основного сплаву, але меншою температури плавлення додаткового сплаву, після чого підмуфтовий простір заповнюється основним розплавленим металом, що подається під заданим тиском.

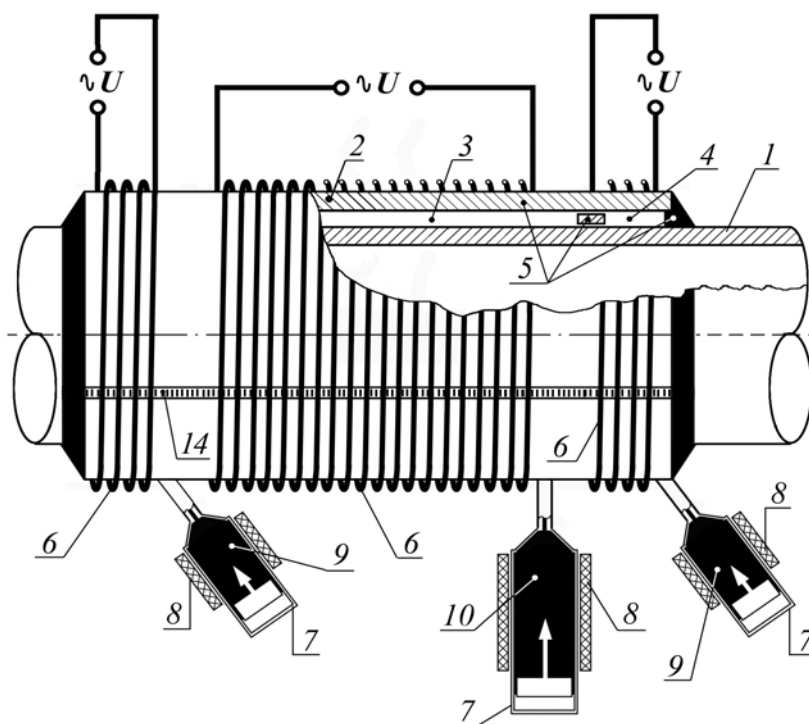


Рис. 1. Організація формування торцевих ущільнювачів і заповнення підмуфтового простору розплавленим металом

Процес формування підмуфтового шару ілюструється на рис. 1, де 1 - трубопровід; 2 - оболонки муфти, 3 - підмуфтовий простір, 4 - кільцева порожнина, 5 - технологічні елементи муфти, 6 - індуктори, 7 - шприци, 8 - нагрівачі, 9 - додатковий сплав (метал), 10 - основний сплав (метал), 11 - підкладні кільця, 12 - манжета, 13 - технологічні кільця, 14 - зварений шов, 15 - ущільнювач, 16 - складовий фланець, 17 - кріплення фланцевого з'єднання.

Далі муфта остигає природним шляхом або охолоджується примусово. При відносно невеликій довжині муфти і обмеженому часі проведення робіт можливий прогрів всієї муфти до температури, що перевищує температуру додаткового сплаву, формування торцевих ущільнювачів з подальшим зниженням температури муфти і заповненні підмуфтового простору основним сплавом, що подається під заданим тиском.

Для забезпечення необхідного значення ступеня зниження окружних напружень в трубі, при рівномірному розподілі навантаження між стінками труби і муфти, тиск в підмуфтовому просторі повинен змінюватися пропорційно тиску в трубопроводі

$$P_M = P_p \cdot k^{-1} \quad (4)$$

що забезпечується в разі, якщо вибір тиску заповнення підмуфтового простору основним сплавом буде здійснюватися виходячи з умови (3). Разом з тим, виконання умови (3) на практиці пов'язане з певними труднощами прогнозування кінцевих значень коефіцієнта зв'язку k і ΔP , що мають складну залежність від температури. Запропонований в роботі [7] підхід до вибору оптимального тиску запресовування розплавленого металу в підмуфтовий простір має обмежене застосування, так передбачає формування підмуфтового шару в два етапи з проміжним охолодженням конструкції. У зв'язку з цим практичний і науковий інтерес представляє одержання залежностей, що дозволяють сформувати підмуфтовий шар з оптимальними параметрами в один етап.

Запропоновано вдосконалену технологію підвищення міцності ділянок діючого трубопроводу за допомогою паяно-зварних муфт. Основну увагу приділено розробці конструкцій торцевих ущільнювачів, що забезпечують герметичність підмуфтового простору під час формування підмуфтового шару.

Список літератури

1. Беккер М.В., Бут В.С., Говдяк Р.М. и др.. Ремонт магистральных трубопроводов под давлением: - К.: Видавництво «Кий», 2008. – 240 с.
2. ГБН В.3.1-00013741-12:2011. Магистральні газопроводи, ремонт дуговим зварюванням в умовах експлуатації: - К.: Міністерство енергетики та вугільної промисловості України, 2011. – 152 с.
3. Технологічна інструкція з ремонту магистральных газопроводів під тиском з застосуванням дугового зварювання: - К.: ДК «Укртрансгаз», 2000. – 96 с.
4. Патент України 98601, МПК (2006) F16L 55/175. Спосіб посилення трубопроводу за допомогою муфт з внутрішнім заповненням з контролем якості робіт (варіанти) / Подолян О.О., Пудрий С.В., Томашук О.І. та ін.; Заявл. 30.03.2012. Опубл. 25.05.2012. Бюл. № 18
5. Тымчик Г.С., Подолян А.А. Система контроля качества монтажа клеесварной муфты на магистральном газопроводе высокого давления газопроводов // Наукові вісті національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут». – Київ: Вид-во НТУУ «КПІ», 2012 – Вип.6 – С.138-144.
6. Патент України 98440, МПК (2006) F16L 55/175. Спосіб ремонту діючого трубопроводу за допомогою муфт з внутрішнім заповненням / Ориняк І.В., Подолян О.О., Пудрий С.В. та ін.; Заявл. 01.03.2012. Опубл. 10.05.2012. Бюл. № 18
7. Тымчик Г.С., Подолян А.А. Технология повышения прочности участков действующего магистрального трубопровода с помощью паяно-сварных муфт // Наукові вісті національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут». – Київ: Вид-во НТУУ «КПІ», 2015 – Вип.2 – С.97-103.
8. Патент Российской федерации 2563945, МПК (2006) F16L 55/175. Способ усиления трубопровода с помощью паяно-сварной муфты / Подолян А.А.; Заявл. 08.05.2014. Опубл. 27.09.2015. Бюл. № 27
9. Патент України 110155, МПК (2006) F16L 55/175. Спосіб посилення трубопроводу за допомогою паяно-зварної муфти / Подолян О.О.; Заявл. 28.04.2014. Опубл. 25.11.2015. Бюл. № 22

УДК 621.762.04/06; 621.762.4.047

Грибков Э.П., к.т.н., доц.

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ ОСНОВНЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА ПОРОШКОВОЙ ЛЕНТЫ

На стабильность сварочно-технологических свойств и химическую однородность наплавленного металла существенное влияние оказывают качественные показатели используемой порошковой ленты. Это делает необходимым изучение статистических закономерностей механизмов её формирования при прокатке. Но определение этих закономерностей экспериментальным путем весьма трудоёмко и требует дополнительные капиталовложения. В этой связи является целесообразным использование методов имитационного моделирования. Цель работы – на основе разработанных численной и конечно-элементной математических моделях процесса прокатки порошковой ленты [1, 2] выполнить анализ распределения плотности порошкового сердечника по сечению и длине заготовки.

В результате реализации конечно-элементной модели были получены поля распределения пористости порошка по сечению заготовки на выходе из очага деформации при различных степенях обжатия. Из анализа полученных результатов видно, что наиболее равномерное распределение пористости наблюдается при обжатии на уровне 35%. При более низких степенях деформации происходит более интенсивное уплотнение сердечника в приконтактных областях, при более высоких – менее уплотненными остаются боковые кромки (рис. 1).

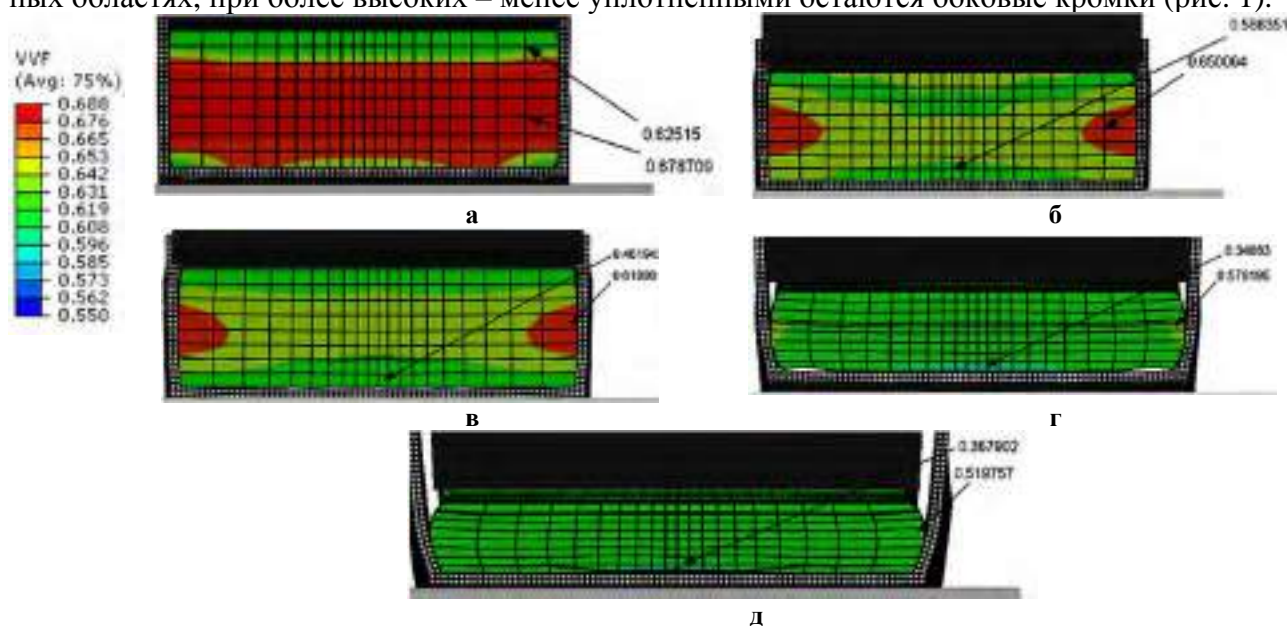


Рис. 1. Распределение пористости порошкового сердечника по сечению заготовки на выходе из очага деформации при различных обжатиях: а – 12,5%; б – 25%; в – 37,5%; г – 50%; д – 62,5%

Для определения влияния исходных параметров на величину отклонения плотности порошкового сердечника по длине заготовки был использован метод Монте-Карло, который позволяет при сравнительно небольших количествах расчетов смоделировать реальный процесс.

При имитационном моделировании в качестве варьируемых были использованы следующие технологические параметры процесса: исходная толщина порошкового сердечника h_0 ; толщина оболочки $h_{об}$; исходная относительная плотность порошкового сердечника γ_0 .

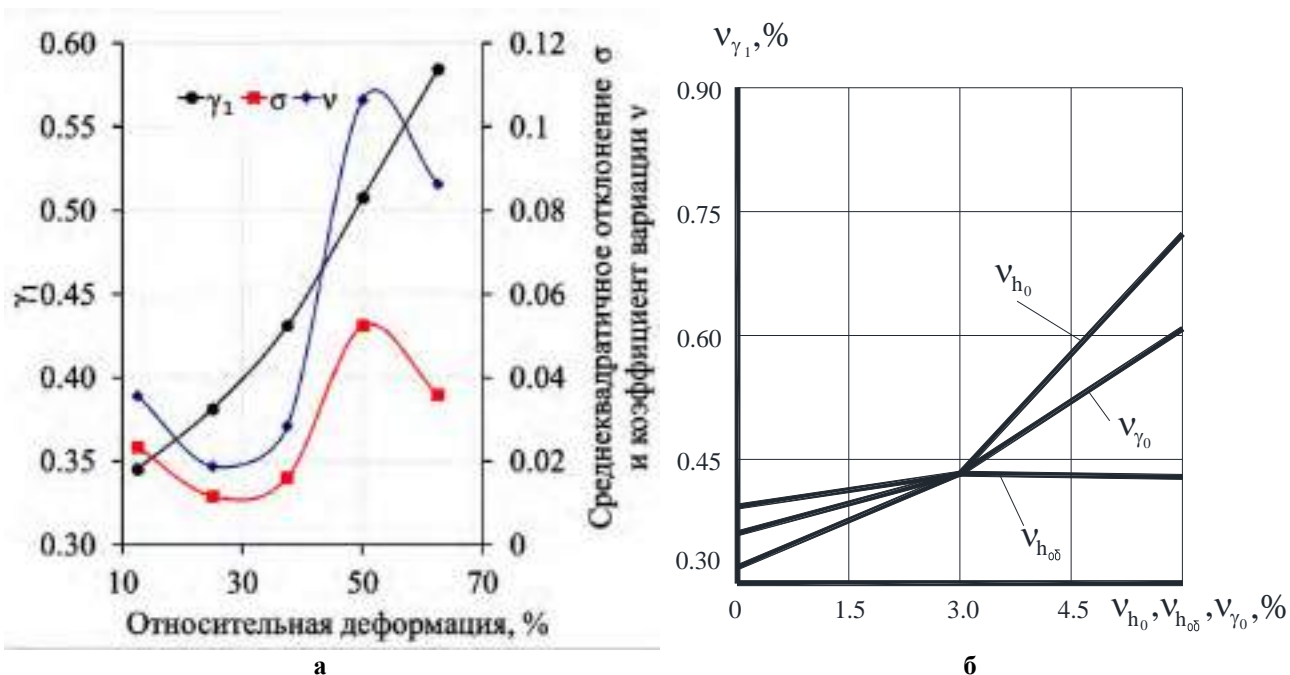


Рис. 2. Расчетные распределения относительной плотности порошкового сердечника по сечению (а) и длине (б) порошковой ленты

Характер изменения вышеперечисленных исходных параметров, согласно статистическим исследованиям, с достаточной точностью описывается нормальным законом распределения, при этом коэффициенты вариации параметров h_0 , h_{00} , γ_0 составляют $v_i=0,03$.

Помимо технологических параметров были учтены модуль жесткости клетки $G_{кл}$ и радиальное биение рабочих валков ΔR .

После накопления массивов случайно заданных исходных параметров процесса и соответствующих им результирующих параметров, были определены основные статистические характеристики процесса прокатки порошковой ленты.

Результаты расчета относительной плотности порошкового сердечника γ_1 по сечению и длине порошковой ленты приведены на рис. 2.

Из представленных распределений можно сделать следующие выводы: наиболее равномерное распределение плотности порошкового сердечника наблюдается при обжатиях 25...35%, при этом коэффициент вариации не превышает регламентируемых 3,5%; на величину коэффициента вариации результирующей толщины сердечника примерно одинаковое влияние оказывает и величина коэффициента вариации исходной толщины порошкового сердечника, и вариация его исходной относительной плотности, а вариация исходной толщины оболочки на данный коэффициент влияет весьма незначительно.

Список литературы

- 1 Грибков Э. П. Имитационное математическое моделирование основных показателей качества порошковой электродной ленты / Э. П. Грибков, В. А. Данилюк, Е. В. Бережная // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – Луганськ : СНУ ім. В. Даля, 2012. – № 13 (184). – С. 74–79.
- 2 Грибков Э.П. Конечно-элементное моделирование плющения порошковой проволоки / Э.П. Грибков // Обработка материалов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 1 (42). – С. 63-66.

УДК 621.777.4

Алієв І.С., д.т.н., проф., Гнєзділов П.В., асп.

Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ, Україна

АНАЛІЗ ВПЛИВУ КУТА НАХИЛУ ТОРЦЯ ПУАНСОНА ПРИ ВИДАВЛЮВАННІ ПОРОЖНИСТОЇ КОНІЧНОЇ ДЕТАЛІ

У сучасній промисловості порожнисті конічні деталі мають широку сферу застосування (штуцери, перехідники, сопла, корпусу снарядів). Одним з методів отримання є процеси точного об'ємного штампування, що дозволяють отримати високоякісну деталь з високою точністю розмірів. Традиційним способом ХОШ отримання порожнистих конічних деталей є зворотне видавлювання (рис.1а), що характеризується течією металу в зворотному напрямку в вільну порожнину між матрицею і пуансоном [1]. Авторами статті [2] розглянуто процес комбінованого видавлювання (рис.1б) із застосуванням фасонної конічної заготовки, встановленої у верхній частині матриці. Спосіб прямого видавлювання з роздачею (рис.1в) характеризується використанням протипуансона конічної форми і течією металу в прямому напрямку [3].

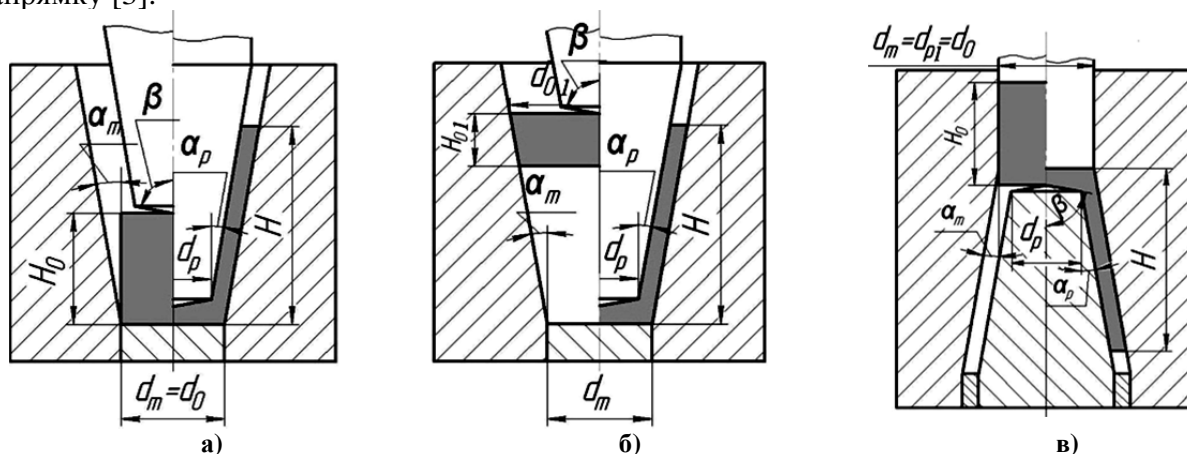


Рис. 1. Схеми видавлювання порожнистої конічної деталі: а) зворотнє; б) комбіноване; в) пряме з роздачею.

Моделювання процесів видавлювання порожнистих конічних деталей проводилося в програмному комплексі DeForm-3D. Розміри одержуваних деталей однакові для трьох розглянутих випадків (рис.1). Товщина дна кінцевого виробу складала 5мм, товщина стінки склянки дорівнює 4,5мм, висота $H=50$ мм. Внутрішній діаметр матриці d_m дорівнює діаметру пуансона d_{p1} для прямого видавлювання з роздачею, і склав 28мм. Діаметр пуансона і протипуансона $d_p=20,5$ мм (рис. 1а,б,в). Матриця і пуансон (протипуансон в разі прямого видавлювання з роздачею) має кут конусності $\alpha_m=\alpha_p$ рівний 10° . Циліндрична заготовка (рис. 1а,в) має діаметр $d_0=28$ мм і висоту H_0 рівну 30мм. Для процесу комбінованого видавлювання (рис.1б) використовується конічна заготовка з діаметром $d_{01}=23$ мм, висотою $H_{01}=12,5$ мм і кутом конусності 10° для кращого центрування в матриці. Заготовка виконана з алюмінієвого сплаву АД31, опір деформації матеріалу $\sigma_s=247 \cdot e^{0,136}$. Умова контактної тертя на робочих поверхнях складало 0,8 (за Зібелем).

Проведено дослідження впливу кута нахилу торця пуансона β (див. рис.1) (протипуансона в разі зворотного видавлювання з роздачею) на зміну енергосилових параметрів. Визначено, що кут β сприяє зниженню зусилля видавлювання (рис.2). Зміна кута нахилу торця пуансона з $\beta=90^\circ$ до $\beta=50^\circ$ дозволяє знизити зусилля на 11% для схеми зворотного видавлювання, на 12% при комбінованому видавлюванні і для схеми прямого видавлювання з роздачею на 14%.

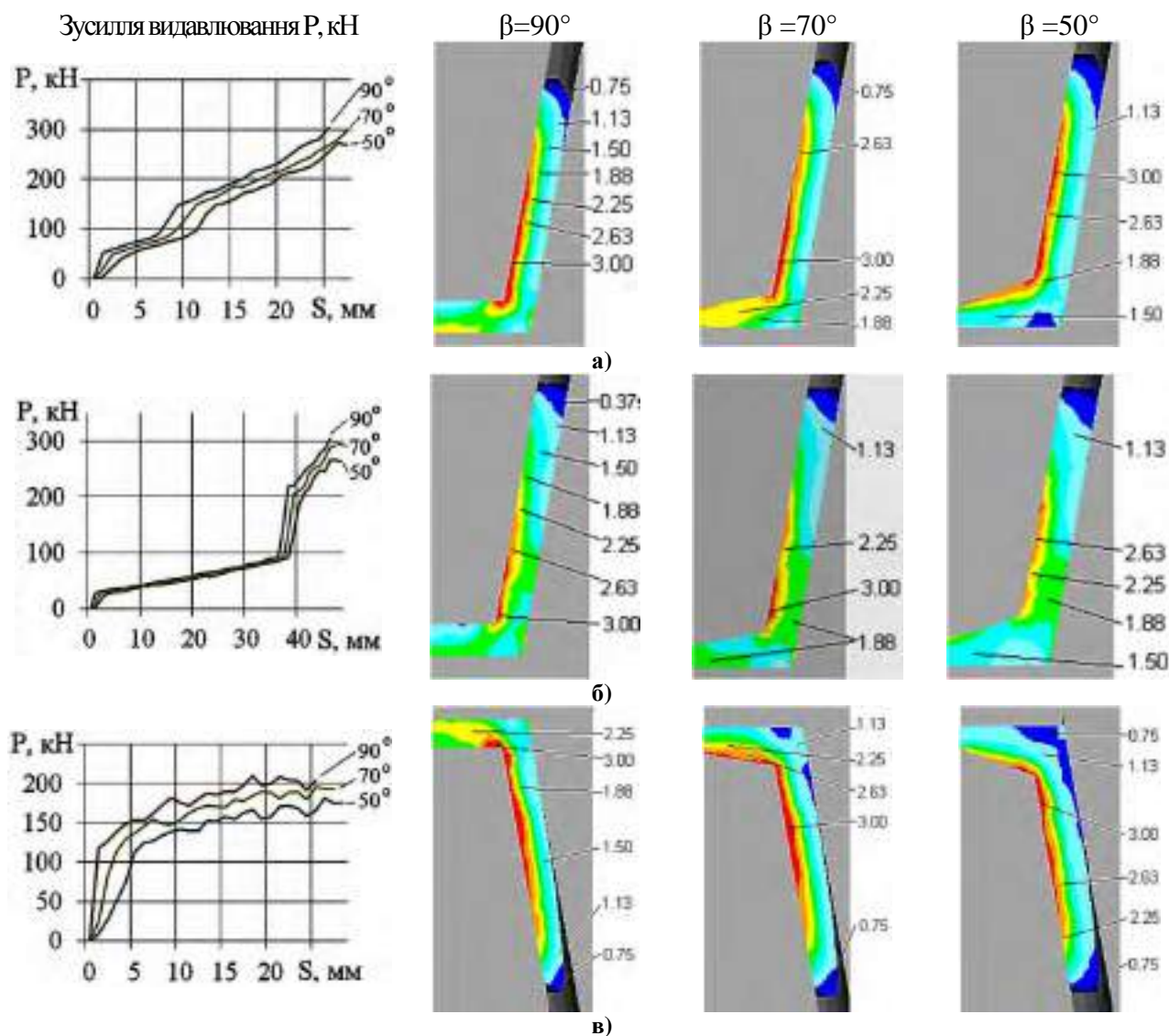


Рис. 2. Вплив кута нахилу пуансона β на силові параметри та розподілу інтенсивності деформації її при зворотньому (а), комбінованому (б), та прямому с роздачею (в).

Кут нахилу торця пуансона також впливає на розподіл інтенсивності деформації її в стінці і донній частини виробу. За результатами моделювання можна зробити висновок, що при зниженні кута β відбувається зменшення зони максимальних деформацій по висоті стінки. Однак, при зміні кута з $\beta=90^\circ$ до $\beta=70^\circ$ відбувається збільшення зони максимальних деформацій по ширині, що покращує опрацювання дна деталі.

Література

1. *Евдокимов А.К., Герасимова О.М., Житникова Е.В.* Обратное выдавливание в конической матрице // Исследование в области теории, технологии и оборудования штамповочного производства: Сб.науч.тр. / ТулГУ – Тула, 1996. – С. 185-191.
2. *Алиев И.С., Гнездилов П.В.* Формообразование полой конической детали при комбинированном выдавливании // Сборник материалов XII Всероссийской научно-практической конференции «Современные проблемы горно-металлургического комплекса. Наука и производство» – Старый Оскол, 2015 – С. 159-164.
3. *Александров А.А., Лексутов И.С.* Моделирование процесса холодного поперечно-прямого выдавливания изделий с коническим дном // Омский научный вестник №2 (56) 2007г. – С.129-131.

УДК 621.438.002.2

Титов В.А., д.т.н., проф., Злочевская Н.К., к.т.н., асист.
НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСІВ ФОРМОУТВОРЕННЯ СТРУКТУРИ МЕТАЛІВ ГВИНТОВИМ УШИРЯЮЧИМ ПРЕСУВАННЯМ

Експериментальне дослідження процесу формування механічних властивостей та структури проводилось для сплавів: ливарного алюмінієвого сплаву АК7, алюмінієво-літійового сплаву 1420, сплаву системи Zr-Nb та титанового сплаву системи Ti-TiVn методом гвинтового уширяючого пресування (ГУП).

Заготовки з алюмінієвих сплавів пресувались в ізотермічних умовах на гідравлічному пресі ПД-476, а заготовки з титанового та цирконієвого сплавів пресували в умовах близьких до ізотермічних на гвинтовому фрикційному пресі ФА-124 в штампі, що попередньо нагрівався до тем-

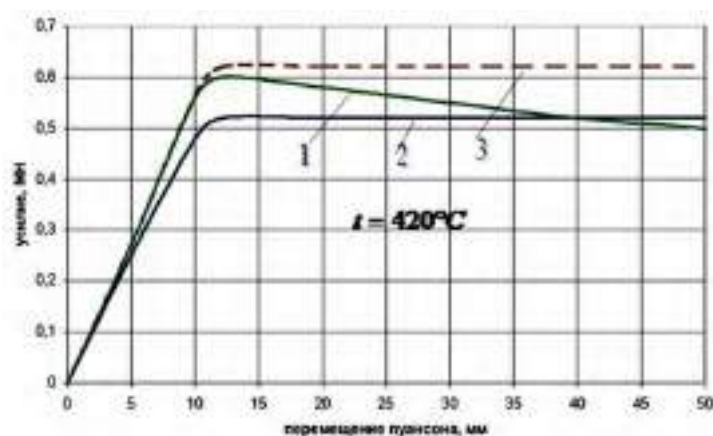


Рис. 1. Залежність зусилля пресування від переміщення пуансона для алюмінієвого сплаву 1420: 1 - експериментальна; 2 - теоретична; 3 - розрахункова чисельними методами

ператури деформування. Заготовки попередньо нагрівали в печі моделі СНОЛІ 30/1300. Пресування виконували у гвинтовій матриці з редукуванням вихідного каналу матриці 93%. Кількість операцій повторного пресування визначало ступінь деформації заготовки [1].

На рис. 1 наведена діаграма залежності зусилля пресування від переміщення пуансона для алюмінієвого сплаву 1420 при температурі пресування $420 \pm 5^\circ\text{C}$. Максимальна похибка визначення зусилля теоретичним та чисельними методами по відношенню до експерименту не перевищує 12-14%.

Для оцінки інтенсивності деформацій в роботі використано метод аналізу деформацій по заміру твердості матеріалу. Показано, що величина твердості підвищується при збільшенні ступеню накопиченої деформації, а максимальна твердість досягає в периферійній зоні. При наступних переходах величина твердості збільшується. При цьому різниця відносних значень твердості між центром і периферією зменшується. Це пояснюється додатковим розповсюдженням деформацій зсуву від периферії до центру.

На рис. 2 наведено порівняння мікроструктури ливарного алюмінієвого сплаву АК7 в центральній та крайовій зонах в залежності від накопиченої деформації після декількох проходів. Показано, що вже після третього переходу в центральній зоні величина накопиченої деформації приблизно дорівнює величині деформації після першого проходів у крайовій зоні.

В результаті деформаційної обробки відбувається подрібнення структурних складових, а ступінь подрібнення кристалічної структури для всіх досліджуваних матеріалів зростає від центру

до бічної поверхні зразка пропорційно до ступеню накопиченої деформації (рис. 3). Деформовані зерна орієнтуються в напрямку течії металу [2].

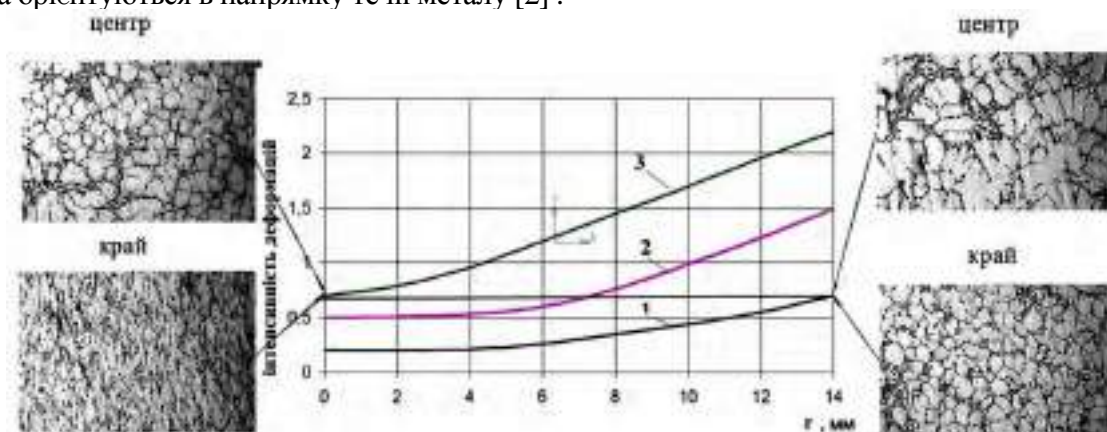


Рис. 2. Вплив деформації на структуру матеріалу заготовки після ГУП для одного (1), двох (2), трьох (3) проходів

У периферійній зоні в зразках вже після двох циклів деформаційної обробки ГУП (рис. 3) спостерігається характерна деформована зона товщиною приблизно 5 мм. В результаті трьох циклів деформаційної обробки ширина периферійної зони збільшується до 7 мм, що відповідає приблизно 70% площі поперечного перерізу зразка. Таким чином деформації зсуву розповсюджуються від периферії заготовки до центру з кожним циклом обробки заготовки ГУП. Аналогічні результати отримані також для зразків сплаву Zr-1%Nb [3].

Для титанового сплаву системи Ti-TiВn встановлено, що в результаті пластичної деформації ГУП відбувається подрібнення твердої фази TiВn. В результаті цього розмір часток TiВn зменшується в 1,5-3,0 рази в шарах близьких до периферії і в центральній зоні 1,1-1,3 рази. Елементи твердої фази приймають упорядковане розташування в напрямку примусових градієнтів деформації зсуву. На границях злому твердої фази TiВn відбувається заліковування пошкоджень, оскільки подрібнення виникає в умовах всебічного стиску при гарячій пластичній деформації.

Механічні властивості на стиск визначені на зразках зі сплаву АК7 і 1420 відповідно до ГОСТ 25.503 – 97 [4], а також на зразках зі сплаву Zr-Nb і Ti-TiВn при дослідях на розтяг відповідно до ГОСТ 1497 – 84 [5].

Результати дослідження механічних властивостей показують, що після деформування величина міцності підвищується: для сплаву АК7 глобулярної структури після першого проходу на 13-15%, після другого проходу на 18-20%, після третього на 23-25%; для сплаву 1420 після першого проходу на 15-18%, а після другого проходу на 19-24%; для сплаву системи Zr-Nb після першого проходу на 10-12%, а після другого проходу на 15-17%; для сплаву системи Ti-TiВn після першого проходу на 10-13%, а після другого проходу на 16-17%. При цьому відносне подовження зразків при одноосному розтягуванні практично не змінюється.

Однорідність механічних властивостей сплавів визначалась за методом академіка А.О. Лебедева. Величина однорідності визначалась коефіцієнтом гомогенності – m по формулі Гумбеля.

На рис. 4 наведено залежність коефіцієнту гомогенності від кількості переходів для зразків алюмінієвого багатофазного сплаву АК7 після ГУП [6]. Показано, що після першого переходу пресування величина коефіцієнта гомогенності значно збільшилася, це пояснюється усуненням ливарних дефектів структури і подрібнення дендритних зерен на зовнішній поверхні зразка.

Неоднорідність матеріалу зразка зменшилася до 15-17% в порівнянні з вихідною структурою неоднорідність механічних властивостей по перерізу заготовки склала 19-23%.

На наступних переходах пресування спостерігається зменшення коефіцієнта гомогенності, при цьому вже на третьому переході його величина знизилася до величини, характерної литої

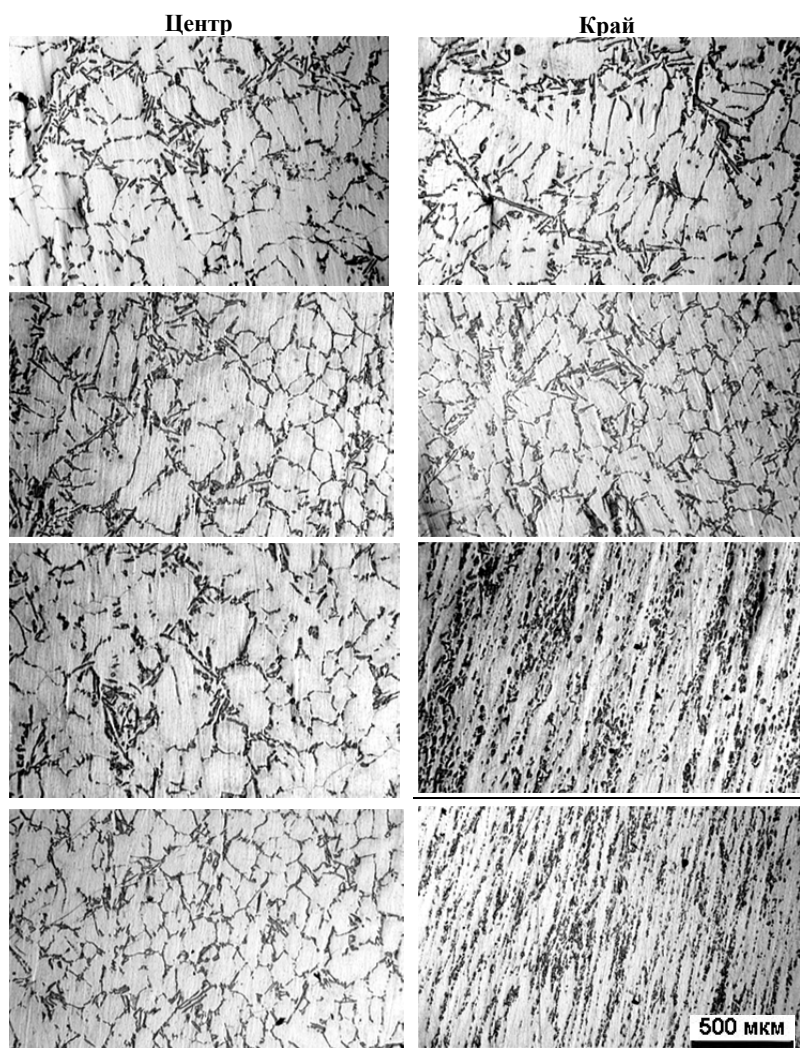


Рис. 3. Вплив інтенсивних пластичних деформацій обробки на структуру металу в осовій площині литих зразків із сплаву АК7: а, б, в, г - кількість циклів обробки 0, 1, 2 і 3 відповідно

структури. При цьому на кожному з наступних переходів збільшується однорідність (рівномірність розподілу твердості по перерізу заготовки). А саме, нерівномірність механічних властивостей досягає 13-15% на другий переході і на третьому - 5-7%. Це відбувається за рахунок поширення накопичених деформацій зсуву від периферії до центру заготовки. Експериментально показано також, що незважаючи на зменшення коефіцієнта гомогенності, рівень механічних властивостей підвищується до 25%.

Для багатофазного алюмінієво-літійового сплаву 1420 вже після першого переходу знижується рівень значень коефіцієнта гомогенності за рахунок накопичення деформаційних дефектів. Одночасно з цим відбувається зниження неоднорідності матеріалу до 10-12% між крайовою та центральною зонами зразка в порівнянні з вихідною - 13-15%. Така ж тенденція зберігається для подальшого другого переходу - 5-8%.

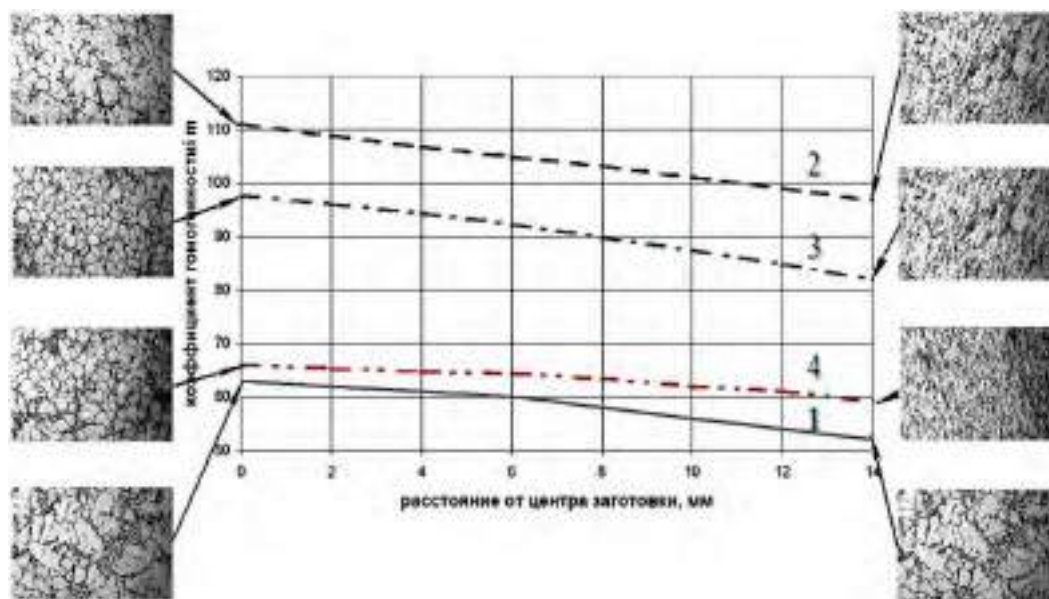


Рис. 4. Залежність коефіцієнту гомогенності заготовки поздовж радіальної координати після: 1 – без обробки; 2 – першого проходу; 3 – другого проходу; 4 - третього проходу

При цьому зменшення коефіцієнта гомогенності супроводжується збільшенням твердості матеріалу зразка на - 18-22 %.

Відсутність ефекту підвищення коефіцієнту гомогенності при першому пресуванні зразків зі сплаву 1420 свідчить про відсутність ливарних дефектів у вихідному матеріалі.

Величина коефіцієнту гомогенності для цирконієвого однофазного сплаву системи Zr-Nb підвищується пропорційно ступеню деформації зсуву. Так після першого переходу ГУП величина коефіцієнту гомогенності збільшується по поперечному перерізу зразка в центральній зоні - на 5-6%, а в крайовій зоні – на 21-23%. Як показують додаткові дослідження, тенденція збільшення однорідності зберігаються при наступному деформуванні, що характерно для однофазних сплавів.

Для титанового сплаву системи Ti-TiVn в процесі формоутворення спостерігається подрібнення фази TiVn і деяка переорієнтація цих структурних компонент у напрямку максимальних градієнтів деформацій. Величина подрібнення пропорційна величині деформацій зсуву. Оскільки подрібнення відбувається в умовах гарячої пластичної деформації титанової фази, на границях зламу твердої фази TiVn відбувається залякування пошкоджень.

Таким чином збільшення площі поверхні твердої фази сприяє збільшенню кількості зон гальмування дислокацій і підвищенню ступеня пошкоженості. Цим можна пояснити значне зменшення величини коефіцієнта гомогенності, а також його переважне зменшення в крайовій зоні - зоні максимальних деформацій зсуву на першому переході. При цьому експериментальні значення твердості матеріалу зразків після першої обробки підвищуються в середньому на 8-11%.

Література

1. *Н.К. Злочевская, В.М. Дука, В.В. Піманов, П.С.Вишневський* Деякі закономірності формування структурних властивостей ливарного сплаву АК7ч в умовах інтенсивних пластичних деформацій. Вестник Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Серия «Машиностроение». – 2011. № 62. с. 251-254
2. *Семенченко А.И.* Изотермическое прессование литых заготовок из сплава АК7ч / А.И Семенченко, Н.К. Злочевская, А.Г. Вернидуб, Л.К Шеневидько // Вестник Национального технического университета Украины “Киевский политехнический институт”, серия “Машиностроения”. – 2011. № 62. с.237-241.
3. *Злочевська Н.К.* Закономірності формування структурних та механічних властивостей сплаву системи Zr-Nb в умовах інтенсивних пластичних деформацій // Вісник НТУ «ХП». – 2013. – Вид. 43. – С. 114-120.
4. *ГОСТ 25.503-97* Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов.
5. *ГОСТ 1497-84* Металлы. Методы испытаний на растяжение.
6. *Титов В.А.* Некоторые закономерности формирования структуры и механических свойств многофазных сплавов в условиях интенсивных пластических деформаций / В.А. Титов, Н.К. Злочевская, В.П. Ламашевский // *Fizică și tehnică: procese, modele, experimente.* – 2013 №1. ISSN 1857-0437. с. 15-22.

УДК 621.7.01

Лаврінєнков А.Д., к.т.н., Ішкова К.М., студ.

НТУ України «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

РОЗРАХУНКОВИЙ АНАЛІЗ ПРОЦЕСУ ГНУТТЯ ПЕРФОРОВАНОГО КУТИКА З ОДНОЧАСНИМ ОТРИМАННЯМ РЕБРА ЖОРСТКОСТІ

Деталі, виготовлені методом холодного штампування, мають ряд переваг. Продукція має високу якість, відрізняється простотою і ергономічністю. При цьому витрати сировини мінімальні. Завдяки повній автоматизації можна заощадити і на людських ресурсах, що дозволяє знизити собівартість товару, а отже, і його ринкову ціну.

Перфорований посилений кутик знаходить широке застосування при виготовленні конструкцій відповідального призначення. Зокрема, областями використання є дерев'яне житлове будівництво, зведення конструкцій з гіпсокартону, виробництво меблів.

Головною відмінною рисою, яку має посилений монтажний кутик, є наявність ребра жорсткості, за рахунок чого забезпечується більш висока, в порівнянні зі звичайним кріпленням, несуча здатність і міцність елемента. Посилений кутик має перфорацію по всій площі, що дає можливість полегшити масу металевого елемента при збереженні міцності і жорсткості і використовувати для його фіксації різні кріпильні вироби.

Будь яке підприємство ставить за мету створення найбільш економічного виробництва, а один з факторів впливу є час виробництва однієї деталі, що в свою чергу впливає на загальну продуктивність. В даній роботі проведений аналіз отримання ребра жорсткості та гнуття заготовки за один крок, без руйнування, втрати стійкості та дефектів.

На рис. 1 зображено креслення деталі, яку необхідно отримати за два переходи: перший - вирубка-пробивка; другий - гнуття з формуванням ребра жорсткості.

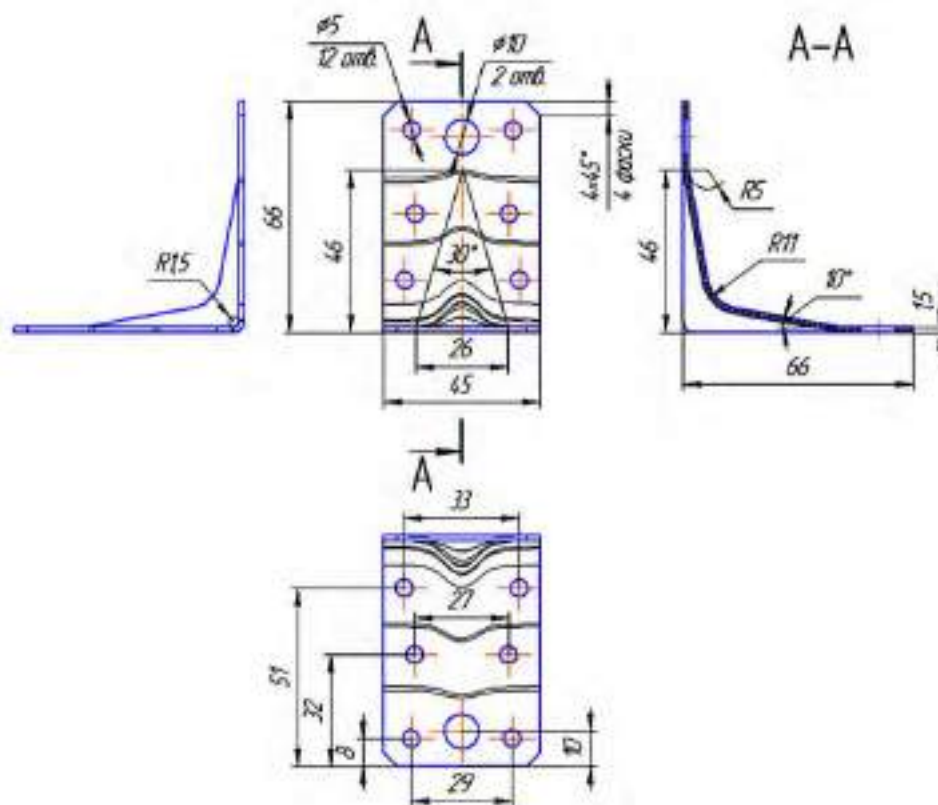


Рис. 1 Деталь

Початкова схема гнуття з формуванням зображено на рис. 1. Заготовка 3 встановлюється в трафарет, який встановлений на матриці 2. Гнуття з формуванням заготовки виконується пуансоном 4. Заготовку для процесу отримували способом листового штампування – вирубкою та пробивкою.

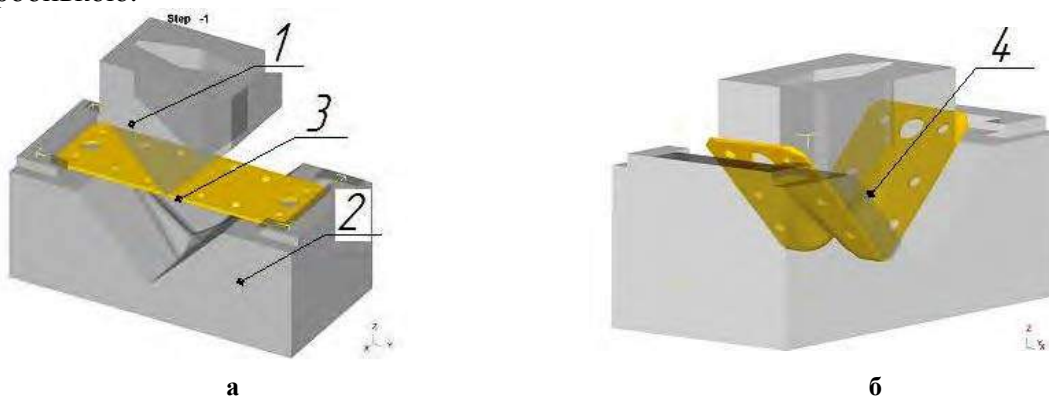


Рис. 2. Етапи деформування: а – початок операції; б – кінець операції

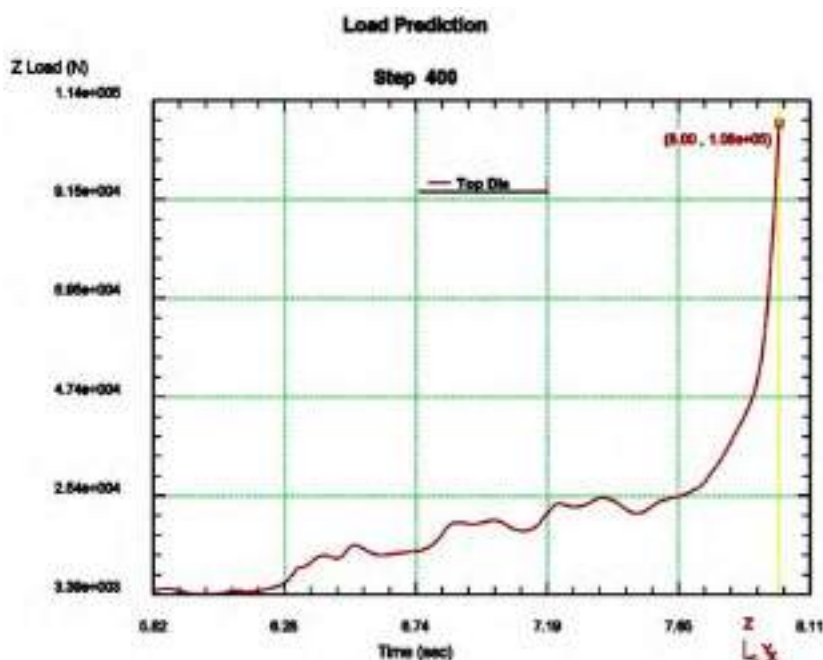


Рис. 3. Графік залежності зусилля формовки і гнуття та переміщення пуансону

Шляхом чисельного моделювання, за допомогою методу скінчених елементів (МСЕ) в програмному комплексі DEFORM-3D [1] проведено аналіз процесу гнуття з одночасним формуванням ребра жорсткості заготовки для отримання перфорованого посиленого кутника. Механічні властивості сталі 10 були взяті відповідно довідниковим даним [2]. Моделювання виконували в пластичній постановці. Зміцнення матеріалу враховувалося по ступеневій апроксимації діаграми істинних напружень. Аналіз МСЕ дозволяє

встановити напружено-деформований стан в об'ємі заготовки, отримати розподіл нормальних напружень на контактуючих поверхнях заготовки з інструментами, що дозволяє розраховувати інструменти на міцність, та зусилля процесу. Залежність зусилля від переміщення пуансону показано на рис. 3. Максимальне значення зусилля склало 110 кН в кінці робочого ходу.

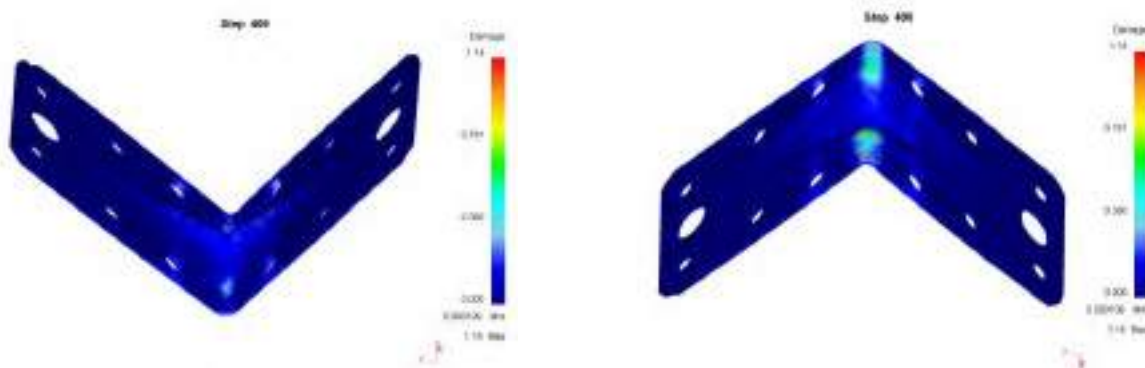


Рис. 4. Розподіл використання ресурсу пластичності

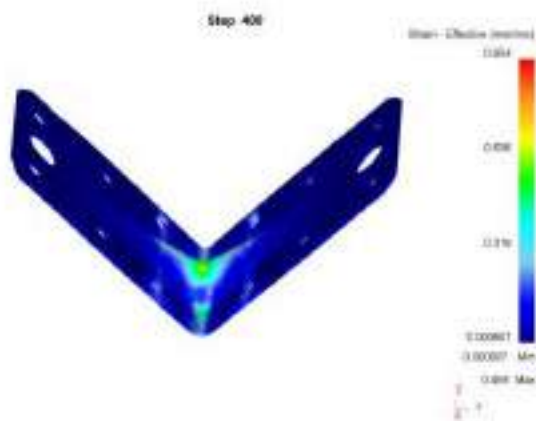


Рис. 5. Розподіл інтенсивності деформації

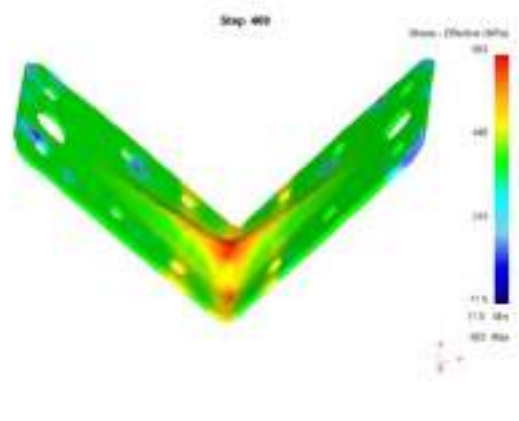


Рис. 6. Розподіл інтенсивності напружень

Розподіл нормальних напружень на деформуючому інструменті зображено на рис. 4. Результати виводили в момент дії максимального зусилля.

При моделюванні було проведено оцінку небезпеки руйнування в зоні деформування, тобто визначено ресурс пластичності матеріалу в зоні формування ребра жорсткості, що показано на рис. 4. Також визначено розподіл інтенсивності деформацій в об'ємі здеформованого матеріалу (рис. 5) та розподіл інтенсивності напружень в об'ємі здеформованого матеріалу (рис. 6).

Показано, що руйнування не відбувається і після операції отримується деталь необхідної форми та розмірів.

Висновок Розрахунковим шляхом виявлено вплив основних конструктивних та технологічних параметрів на напружено-деформований стан, зусилля деформування, розподіл питомих зусиль на деформуючому інструменті, кінцеву геометрію, зміцнення здеформованого металу та ступінь використання ресурсу пластичності при деформуванні перфорованого кутка с ребром жорсткості.

Список літератури

1. В.С. Паршин, А.П. Карамышев. Практическое руководство к программному комплексу Deform. 2010. 267 с.
2. Третьяков А.В. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением / А.В. Третьяков, В.И. Зюзин // 2-е изд.– М.: Металургия, 1973-224с.

УДК 621.777.4

Горноста́й В.М., к.т.н., доц., Піманов В.В., к.т.н., асис., Головка О.С., студ.
НТУ України “Київський політехнічний інститут”, м.Київ, Україна

ВПЛИВ РІЗНОСТІННОСТІ ВИХІДНОЇ ЗАГОТОВКИ НА ПРОЦЕС ВИДАВЛЮВАННЯ З ПОТОНШЕННЯМ ВИРОБІВ СПЕЦІАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

Процеси отримання виробів холодним об'ємним штампуванням використовуються в багатьох галузях промисловості. Особливої уваги заслуговує військовий промисловий комплекс, а саме виготовлення боєприпасів [1]. Таке виробництво потребує високопродуктивних та маловитратних технологій, які дозволяють отримати високоточні вироби або напівфабрикати з підвищеними експлуатаційними властивостями [2, 3].

Метою роботи є визначити вплив різностінності вихідної заготовки на якість кінцевого виробу спеціального призначення при виготовленні холодним об'ємним штампуванням та встановити шляхом чисельного експерименту технологічні параметри поопераційних переходів.

На рис. 1 показано розрахункова схема процесу (рис.1.а, де 1- матриця, 2- пуансон, 3- вихідна заготовка) та поопераційні ескізи напівфабрикатів. Вихідна заготовка (рис. 1.б) із сталі 10 з наступними властивостями: умовна межа течії $\sigma_{0,2}=260$ МПа, модуль Юнга $2,1 \cdot 10^5$ МПа та коефіцієнт Пуассона 0,3 яка отримується холодним зворотним видавлюванням з різницею товщини стінки 0,2, 0,1 та 0,05 мм, поступає на першу операцію холодного видавлювання з потоншенням, після якої отримують заготовку (рис. 1 в). Далі виконується 2 переходи витягування з потоншенням стінки (рис 1 г,д), з відпадом між переходами. Отриманий напівфабрикат після останнього переходу є заготовкою під обтиск та механічну обробку для отримання кінцевого виробу спеціального призначення.

Чисельні експерименти дозволяють встановити напружено-деформований стан в об'ємі здеформованої заготовки, кінцеві форму та розміри виробу з урахуванням пружної деформації, а також отримати розподіл нормальних напружень на контактуючих поверхнях заго-

товки з інструментом, що дозволяє розраховувати інструмент на міцність, отримати залежність зусилля процесів від переміщення пуансона, визначити ступінь використання ресурсу пластичності - можливість отримання даних виробів при певних вихідних параметрах процесу ще на стадії розробки технологічних процесів. Все це дозволяє суттєво скоротити час на розробку та впровадження нових технологій.

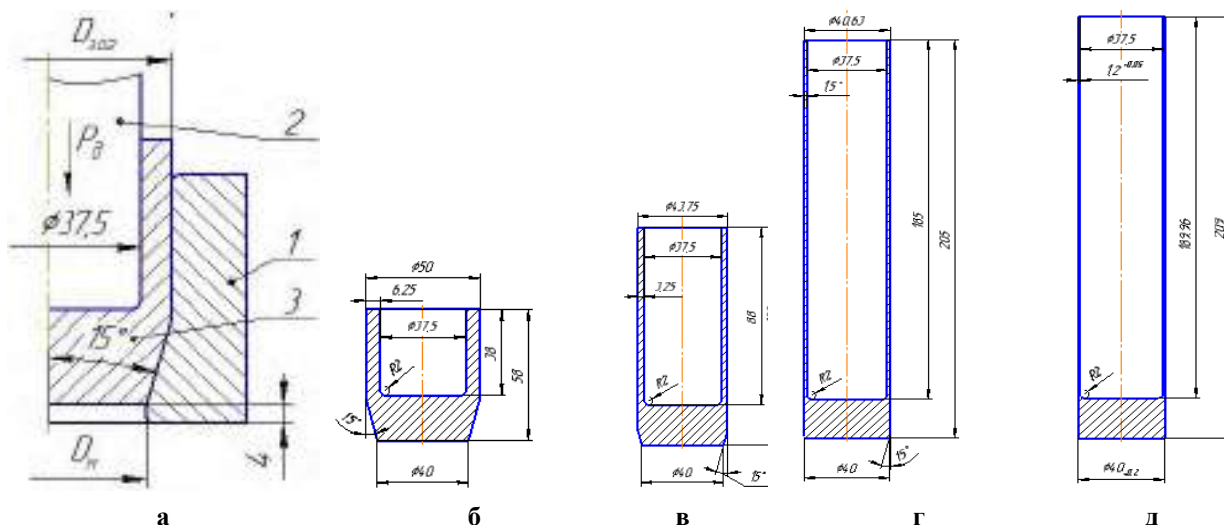


Рис. 1. Розрахункова схема та поопераційні ескізи напівфабрикатів

Шляхом чисельного експерименту в програмному комплексі DEFORM-3D проведено чисельний експеримент технологічних переходів процесу холодного витягування з потоншенням послідовних трьох переходів з вихідної заготовки з різницею в товщині стінки 0.2, 0.1 та 0.05 мм, яка отримується холодним зворотним видавлюванням. Моделювання виконували в пружно-пластичній постановці з врахуванням розвантаження після операцій формозміни.

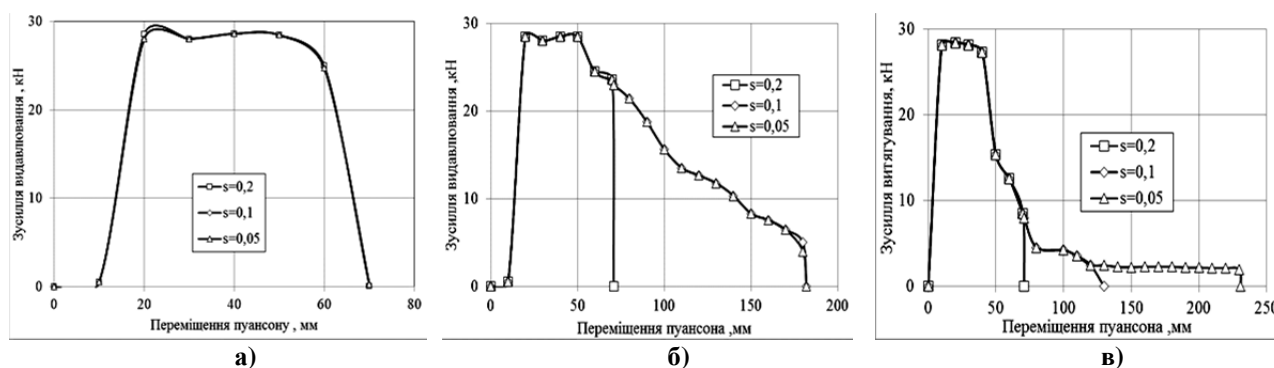


Рис. 2 Залежність зусилля операції від переміщення пуансона(а-перший перехід, б-другій перехід, в-третій перехід)

Залежність зусилля процесу від переміщення пуансона для відповідних переходів представлено на рис. 2. Для витягування з потоншенням максимальне значення зусилля склало 275кН на початку робочого ходу. Для різностінності 0.2мм спостерігається відривання стінки заготовки на другому та третьому переході, а для різностінності 0.1мм відрив стінки може виникнути на третьому переході. За отриманими значеннями максимальних зусиль орієнтовно вибираємо обладнання для відповідних операцій.

На рис. 3. представлено залежність різностінності заготовки від кількості переходів. Після третього переходу витягування з потоншенням отриманий напівфабрикат задовольняє вимогам які ставляться для кінцевого виробу спеціального призначення. При витягуванні заготовок з різностінністю 0.2мм спостерігається критичні значення ступеня використання

пластичності рис. 4, що може призвести до відриву стінки заготовки на першому переході витягування.

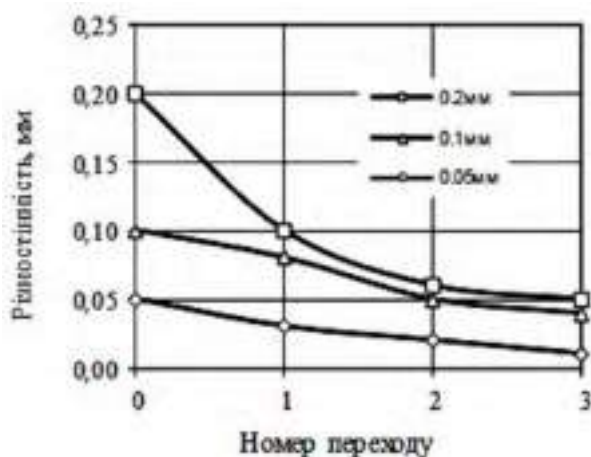


Рис.3. Різностінність заготовки по переходах

Експериментальні дослідження показують, що приблизно 60% заготовок з різностінністю 0.2мм, та більше, при витягуванні на другому переході руйнуються. Вплив різностінності на механічні властивості досліджено в роботі [4]. Розрахунковим шляхом встановлено оптимальні параметри деформуючого інструменту та питомі зусилля на ньому, визначена необхідна кількість переходів для отримання кінцевого виробу необхідної якості (геометричні розміри які відповідають допускам на даний виріб, та

фізико механічні властивості в об'ємі кінцевого виробу). Вказані данні необхідні для проектування штампового оснащення. В результаті чисельних експериментів отримано напружено-деформований стан заготовок після деформування, розподіл використання ресурсу пластичності для відповідної операції.

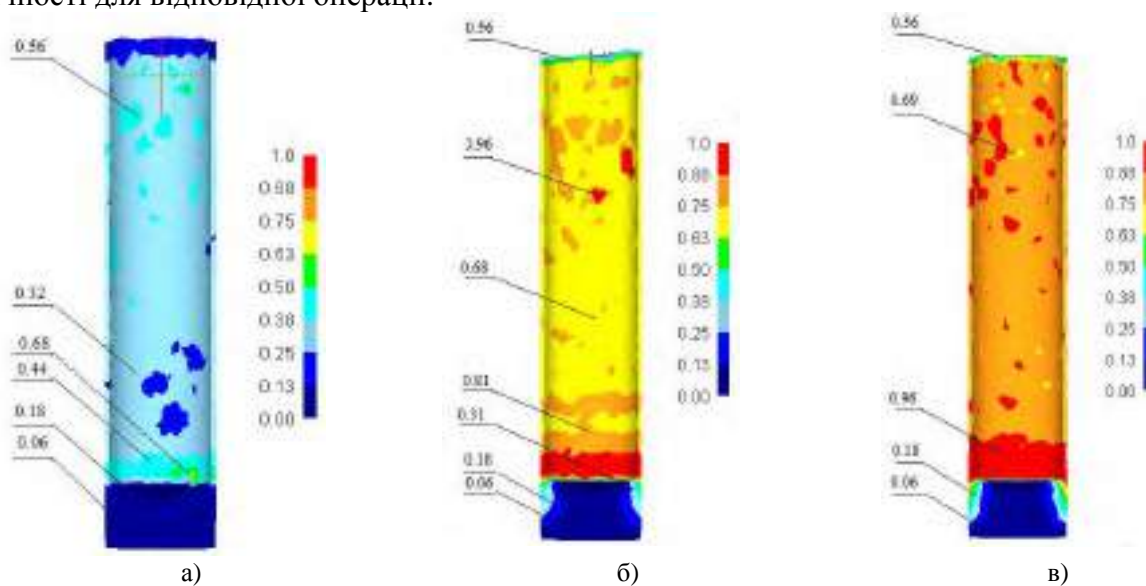


Рис.4. Розподіл ступеня використання ресурсу пластичності після другого переходу (а-0.05мм, б-0.1мм, в-0.2мм)

Висновки Досліджено вплив різностінності вихідної заготовки на якість кінцевого виробу та можливість отримання виробів при виготовленні холодним об'ємним штампуванням заготовок для виробів спеціального призначення, шляхом чисельних експериментів встановлено технологічні параметри поопераційних переходів, напружено-деформований стан заготовок після деформування, розподіл використання ресурсу пластичності для відповідної операції.

Список літератури

1. Сафарянц А.Р. Технологія патронно-гильзового виробництва. Учебное пособие для техникумов // А.Р. Сафарянц - ЦИИИ информации, 1975. – С. 208.
2. Калюжный В. Л. Математическое моделирование процесса обжима заготовок со ступенчатой полостью. / В. Л. Калюжный, А. В. Калюжный, В. В. Пиманов // Вестник НТУУ КПИ. Машиностроение, вып.55.– Київ.–2008., стр. 160-167.

3. Калюжний А. В. Применение метода конечных элементов при расчетах процессов изготовления гильз для артиллерийских и стрелковых боеприпасов / А. В. Калюжний // Артиллерийское и стрелковое вооружение. - 2009. - № 2. - С. 31-43.
4. Агеев Н.П. Исследование влияния разностенности штампуемых способом вытяжки с утонением деталей на неравномерность распределения механических свойств в поперечных сечениях/ Агеев Н.П., Затеруха Е.В. // Известия МГТУ «МАМИ», № 2 (16), 2013, т. 2. – с.8-12

УДК 621.777.01

Гончарук Х.В., аспірант
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ ВИКОРИСТАННЯ РЕСУРСУ ПЛАСТИЧНОСТІ ПРИ КОМБІНОВАНОМУ РАДІАЛЬНО-ПРЯМОМУ ВИДАВЛЮВАННІ*

В процесі холодного пластичного деформування, поряд зі зміцненням металу, відбувається накопичення в ньому пошкодження, що приводить до розщільнення матеріалу і зниження показників залишкової пластичності. В результаті цього спостерігається погіршення властивостей виробів, аж до руйнування заготовок в процесі пластичної обробки або виробів при експлуатації. Тому забезпечення якості виробів при обробці методами ОМТ неможливо без оцінки здатності металів деформуватися без руйнування, при мінімальному вичерпанні ресурсу пластичності [1, 2].

Головним фактором, що впливає на пластичність металів в умовах холодного деформування, є схема напруженого стану. При деформації, коли показник напруженого стану не залишається постійним, пластичність прийнято оцінювати на основі так званих критеріїв руйнування. Сутність критеріїв руйнування полягає в застосуванні моделі накопичення пошкодженості металу, що залежить від величини накопиченої деформації та напруженого стану.

Ступінь пошкодженості металу називають використаним ресурсом пластичності (В.А.Огородніков), який прийнято позначати буквою Ψ [3, 4]. Величину недеформованого металу приймають рівною нулю, а умова руйнування має вигляд $\Psi = 1$.

Використовуючи інформацію про НДС матеріалу і обґрунтовано застосувавши критерії руйнування, можна визначити величину використаного і залишкового ресурсів пластичності і прогнозувати якість виробів, вироблених методами локального деформування.

При радіально-прямому (рис. 1, а) видавлюванні зонами, в яких можуть проявитися руйнування, є периферія фланця, де наявні великі розтягуючі напруження, та зона розподілу течії матеріалу в радіальному та прямому напрямках, де спостерігаються великі зсувні деформації [4].

Мета роботи – дослідження ступеню вичерпаності ресурсу пластичності процесу радіально-прямого видавлювання (рис. 1, б).

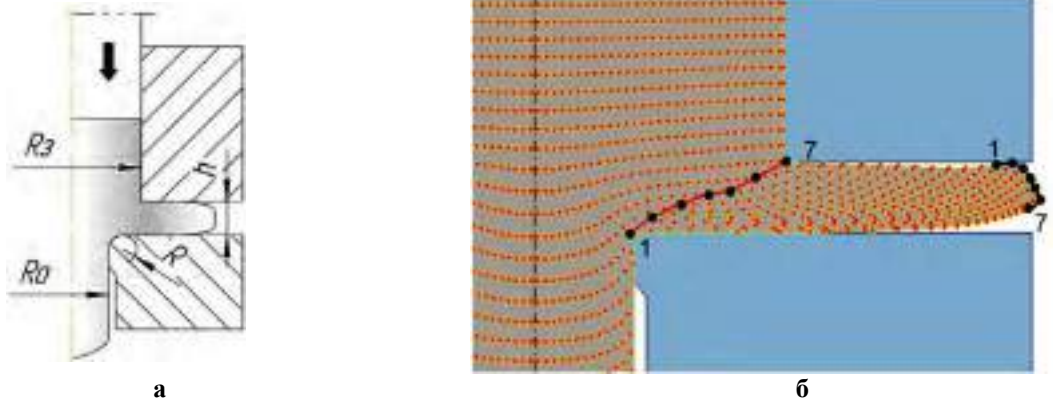


Рис. 1. Схема радіально-прямого видавлювання (а) і досліджувані зони (б)

* - виконано під керівництвом Алієвої Л.І., к.т.н., доц.

Для розрахунку ступеню вичерпаності ресурсу пластичності в кінцево-елементної моделі задавалося поле точок. Моделювання проводилось з використанням матеріалу АД31. Розглядалися криві, побудовані за обраними точками. Графіки розподілу вихідних параметрів для розрахунку ступеню вичерпаності ресурсу і отримані значення (рис. 2) наведені в залежності від номера точки та обраної зони.

Згідно отриманих графіків видно, що зона розподілу течії матеріалу є більш небезпечною з точки зору руйнування. На межі розділення прямого і радіального видавлювання спостерігаються більші показники вичерпаності ресурсу пластичності (рис. 2, а) та напружено-деформований стан зазнає більших зсувних деформацій (рис. 2, б). Тому, далі проведено дослідження сумнівної зони розподілу течії матеріалу до повного вичерпання ресурсу пластичності (рис. 3).

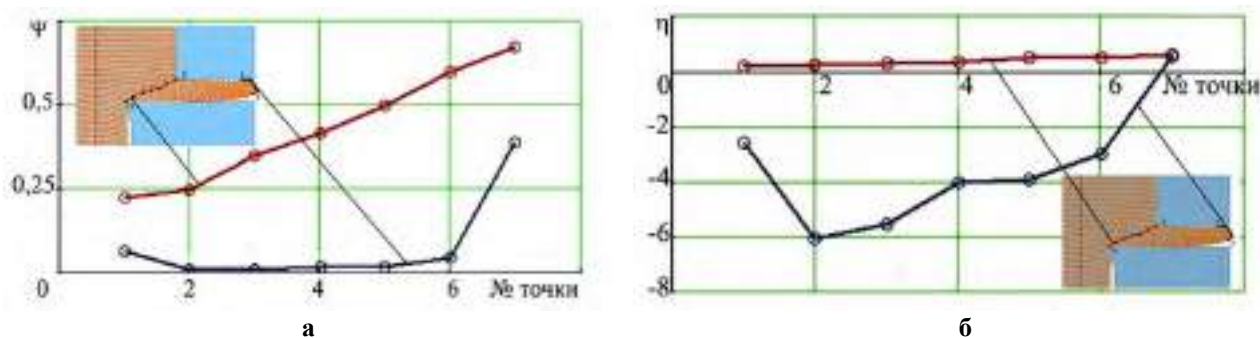


Рис. 2. Графік розподілу значень ступеню вичерпаності ресурсу пластичності (а) і показника жорсткості напруженого стану (б) в залежності від положення точки

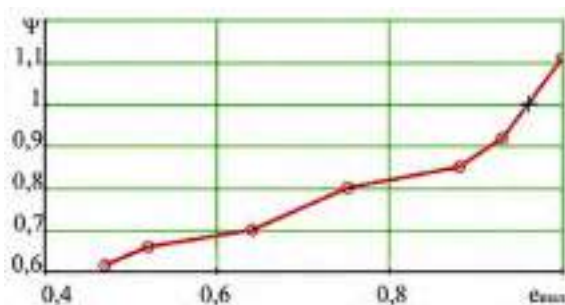


Рис. 3. Графік розподілу ресурсу пластичності в залежності від ступеня деформації в точки ймовірного руйнування

Відповідно до заявлених умов, руйнування настає при $\Psi = 1$. На графіку видно, що при досягненні логарифмічної деформації $\epsilon = 0,95-0,96$ станеться вичерпання ресурсу пластичності, тобто руйнування. При проведенні процесу радіально-прямого видавлювання зі ступенями логарифмічної деформації вище 0,96 відбуватиметься розвиток тріщин та відділення фланцю від тіла деталі.

Список літератури

1. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В.А. Огородников. – К.: Вища школа, 1983. – 175 с.
2. Богатов А. А. Ресурс пластичности при обработке давлением / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, С. В. Смирнов. - М.: Металлургия, 1984. 144с.
3. Сивак И. О. Оценка пластичности металлов при холодной пластической деформации / И. О. Сивак, Е. И. Сивак, С. И. Сухоруков // Изв. Тул.ГУ. Серия: Механика твёрдого деформируемого тела и обработка металлов давлением. – Тула: Тул. ГУ, вып. 2, 2004. – С. 114-121.
4. Алиева Л. И. Ресурс пластичности в процессах комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, И. А. Деревенько, Р. И. Сивак // Обработка металлов давлением : сб. научн. трудов. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 1 (34). – С. 11–17.

УДК 621. 777.01

Алиева Л. И., к.т.н., доц., Чучин О.В., к.т.н., Картамышев Д.А.

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

ФОРМОИЗМЕНЕНИЕ В ПРОЦЕССЕ КОМБИНИРОВАННОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ПОЛЫХ ДЕТАЛЕЙ ТИПА СТАКАНА

Выдавливание является эффективным ресурсосберегающим методом получения высокоточных заготовок и деталей [1, 2]. Развитие технологии выдавливания неразрывно связано с поиском, разработкой и освоением новых способов деформирования, позволяющих получить штамповкой детали ранее недоступных сложных форм более высокого качества и с меньшими затратами труда и материала. К таким способам можно отнести поперечное (радиальное и боковое) и комбинированное продольно-поперечное выдавливание [2]. Способы поперечного и продольного выдавливания можно комбинировать по пути и времени как совмещенно, так и последовательно. Совмещенное выдавливание предполагает истечение металла из одного очага деформации одновременно по нескольким направлениям, т.е. с большей степенью свободы течения. Это сопровождается существенным снижением сил деформирования, но трудно прогнозируемой закономерностью формоизменения [3].

Последовательное комбинирование простых схем радиального и продольного (обратного и прямого) выдавливания может быть осуществлено как с раздачей металла, т.е. с истечением наружу, так и с обжатием – радиальным течением металла к центру заготовки (в данном случае полый).

Радиально-прямое выдавливание с обжатием может быть применено для получения трубчатых изделий с переменной толщиной стенки [2, 3].

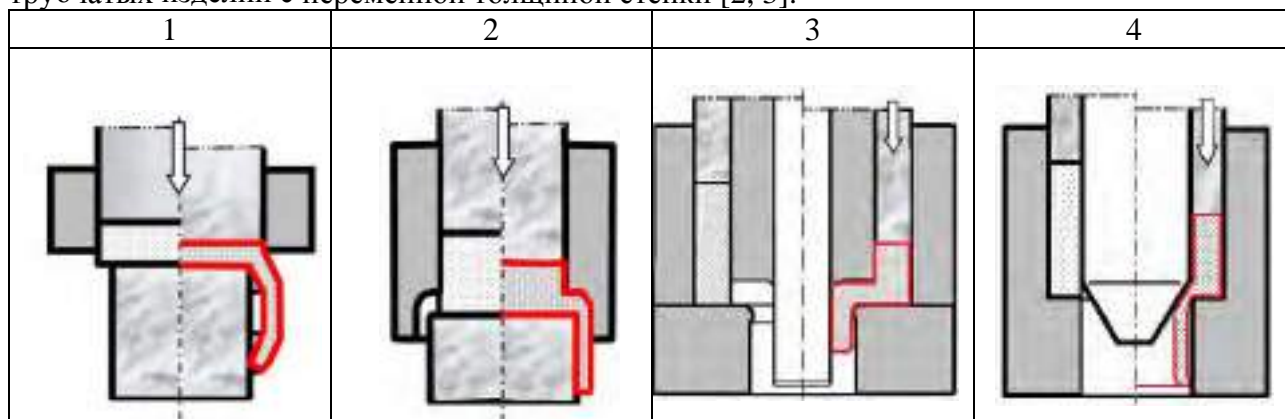


Рис. 1. Схемы процесса радиально-прямого выдавливания

Исследования силового режима процесса последовательного радиально-прямого выдавливания полых изделий типа стакана показали преимущества способа деформирования в снижении силовых параметров и расширении технологических возможностей [4, 5].

Данные исследования имели целью экспериментальное подтверждение результатов компьютерного моделирования и теоретических исследований, проведенных ранее при помощи энергетического метода верхней оценки. В литературе отсутствовали сведения по сравнению режимов и закономерностей деформирования при изготовлении полых изделий из сплошных заготовок способом последовательного радиально-продольного выдавливания с раздачей. Для исследования закономерностей формоизменения и оценки деформированного состояния заготовки в процессе радиально-прямого выдавливания применили метод делительных координатных сеток. Делительная квадратная сетка с базой 2 мм была нанесена на меридиональное сечение полуфабриката, предварительно деформированного до завершения нестационарной стадии процесса и переходу к этапу прямого выдавливания. Это помогло избежать депланации составной заготовки и получить при дальнейшем деформировании на

стадии комбинированного последовательного выдавливания изделие с деформированной сеткой (рис. 2).

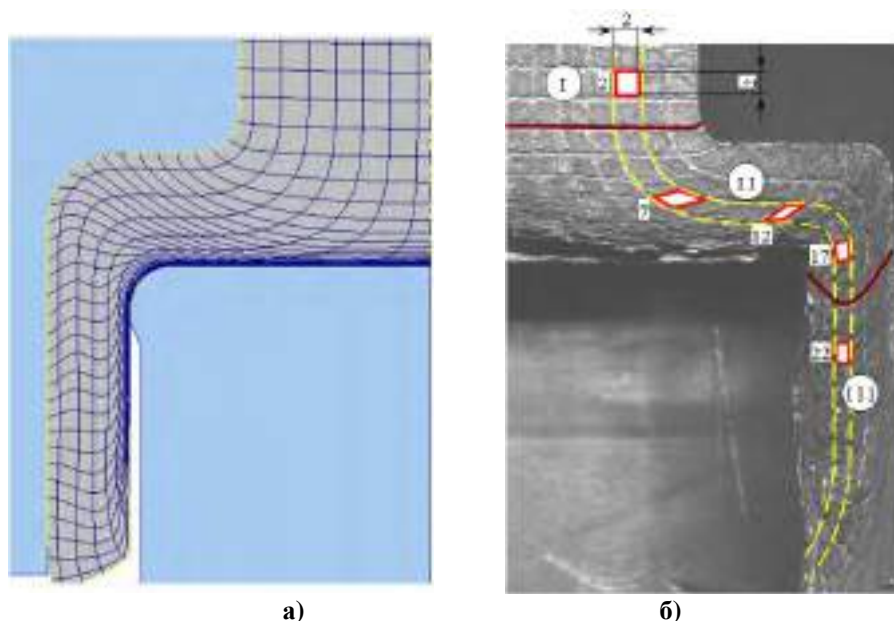


Рис. 2. Искажение делительной сетки на КЭ-модели (а) и экспериментальном образце (б)

Исследовалась стационарная стадия процесса радиально-прямого выдавливания. Вертикальные линии сетки до деформации и после имели номера от $j=1$ до $j=7$ (на оси симметрии $j=0$), горизонтальные – от $i=1$ до $i=33$, ячейки – от $m=1$ до $m=32$ (рис. 3, а).

Для сопоставления результатов экспериментальных и теоретических исследований были выделены две частицы металла, расположенные в точках 1 и 2 (соответственно, ячейках 1 и 26) (см. рис. 3, а). После совершённого ползуном испытательной машины рабочего хода 34 мм первая частица металла переместилась из точки 1 в точку 2, находясь постоянно в жёсткой области, а вторая частица металла прошла весь очаг деформации, занимаемый пластичной областью, начав движение из точки 2 и закончив движение в точке 3. Были рассчитаны траектории перемещения материальных частиц, координаты R и Z положения исследуемой точки, а также построен график зависимости приращения деформаций второй частицей при перемещении её из точки 2 в точку 3 в зависимости от координаты R .

Производились оценка деформированного состояния в процессе деформаций с помощью программ Qform 2D/3D. МКЭ позволил получить картины распределения интенсивностей деформации в деформируемой заготовке из алюминиевого сплава АД31 в процессе радиально-прямого выдавливания. Был построен график зависимости приращения деформаций второй частицей при перемещении её из точки 2 в точку 3 в зависимости от координаты R (рис. 3, б). Деформированное состояние заготовки в процессе деформации имеет идентичный вид в программных пакетах Qform 2D/3D.

Горизонтальные и вертикальные линии деформированной делительной сетки достаточно точно описали реальное течение металла в процессе деформации (см. рис. 3, б). В центральной области заготовки очаг деформации имеет верхнюю коническую граничную поверхность. Наибольшей деформации подвержены слои металла, примыкающие ко дну полый детали. Большие значения интенсивности деформации сосредоточены в слое материала заготовки вблизи внутреннего радиуса стакана, а меньшие – в слое вблизи внешнего радиуса.

Произведена оценка данных, полученных в ходе эксперимента, математической модели, основанной на энергетическом методе и конечно-элементной модели.

Расчеты по энергетической математической модели (см. рис. 3, б), учитывающей деформационное упрочнение материала заготовки [5, 6], позволили установить значения следующих параметров: приращения компонент деформации для ячеек, расположенных между

двумя выделенными линиями тока, накопленной деформации ячейкой при её перемещении из предыдущего положения, а также итоговой степени деформации, накопленной ячейкой на выходе из очага деформации. Энергетическая модель хорошо качественно и количественно описывает результаты экспериментальных исследований.

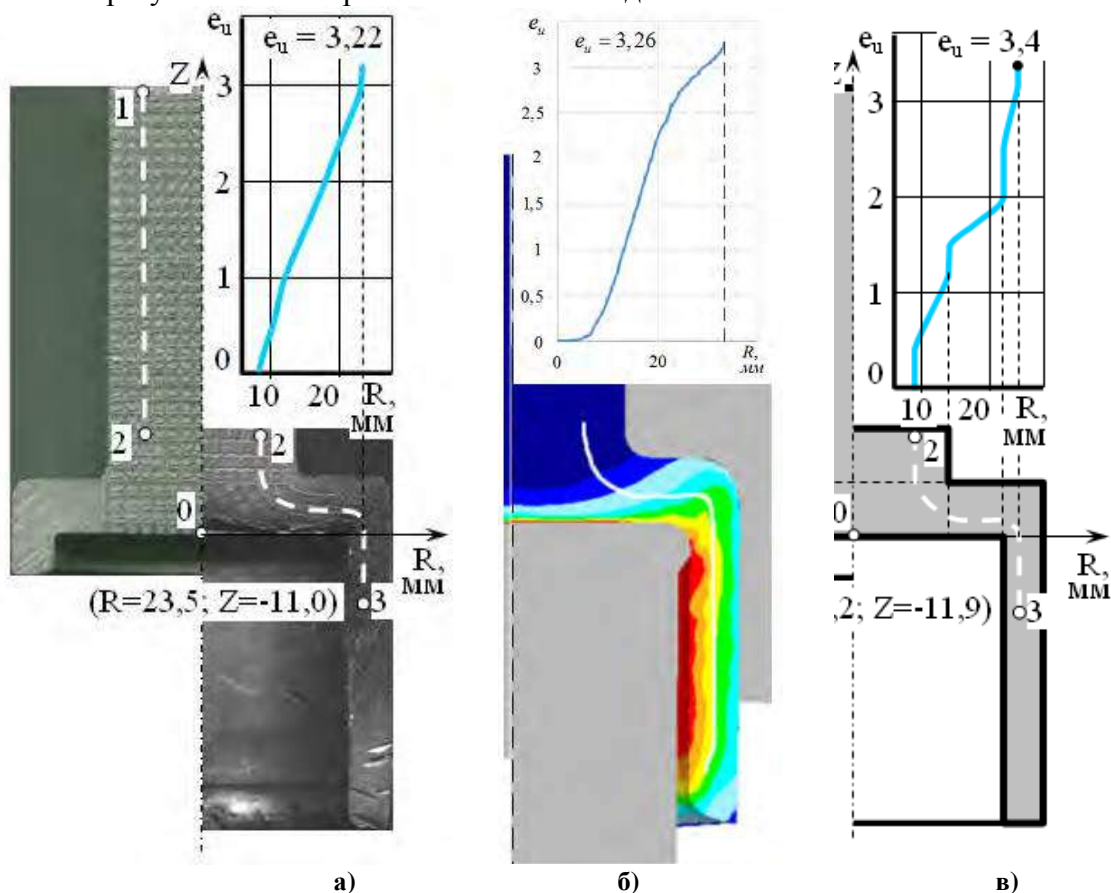


Рис. 3. Траектории движения частиц и накопленные деформации в детали: эксперимент (а), КЭ-модель (б), энергетическая модель (в).

Картина деформаций, полученные графики приращения степени деформаций, а также подобие картин искажения делительной сетки свидетельствуют о соответствии, проведённых исследований с использованием различных методик.

Список использованных источников

1. Евстратов В.А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов. Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. -144 с.
2. Алиев И.С. Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания / И.С. Алиев // Кузнечно-штамповочное производство. – 1990. - №2. – С. 7-9.
3. Aliieva L. Radial-direct extrusion with a movable mandrel / L. Aliieva, I. Zhabankov // Metallurgical and Mining Industry.– Dnipropetrovsk, 2015. – № 11. – P. 175–183.
4. Алиева Л.И. Технологические возможности процессов радиально-прямого выдавливания с раздочей / Л.И. Алиева, О.В. Чучин // Современные проблемы горно-металлургического комплекса. Наука и производство. Материалы XII Всероссийской НПК. Том 1. Старый Оскол: СТИ НИТУ МИСиС. 2015. – С. 148-152.
5. Чучин О.В., Алиева Л.И. Комбинированное последовательное радиально-прямое выдавливание полых деталей // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: Сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2002. – С. 352-355.
6. Чучин О.В. Течение упрочняющегося материала при комбинированном радиально-прямом выдавливании / О.В. Чучин, Л.И. Алиева, А.И. Лобанов // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Луганськ: СЛУ, 2001. – С.37-44.

УДК 621.983.3.001 – 621.983.7.004

Маковей В.О., к.т.н., доц., Проценко П.Ю., ас., Мельник В.С., інж.
НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ФОРМУВАННЯ ГВИНТОПОДІБНИХ ТРУБ ТЕПЛОБМІННИКІВ ОБКочУВАННЯМ РОЛИКАМИ

Вступ. Використання гвинтоподібних труб в якості теплообмінної поверхні регенераторів і підігрівачів газу ГТУ забезпечить зниження їх маси на 30-40% в порівнянні з поверхнями з гладких круглих труб та підвищення к.к.д. ГТУ з 18—25% до 38-41% [1]. Найбільш ефективним способом отримання гвинтоподібних труб за рахунок пластичної деформації є обкочування роликками. В цьому процесі для отримання гвинтоподібної труби виконують багаторазову локальну деформацію трубчастої заготовки в зоні формування гвинтових канавок внаслідок впливу ролика та зміщенню його вздовж трубчастої заготовки при її обертанні навколо своєї осі.

Мета роботи: розробка нової схеми процесу обкочування роликками гвинтоподібних труб без застосування оправки або наповнювача та встановлення оптимальних величин основних параметрів цього процесу (відносна глибина канавки h/k , діаметр ролика D_r , відносний радіус скруглення ролика r/k).

Основна частина.

Гвинтоподібні труби виготовлялися за наступними схемами способу обкочування роликками [3]:

1. *Виготовлення гвинтоподібних труб із застосуванням трьохзахідної обкатної головки.* Експериментальний варіант трьохроликової обкатної головки зроблений на базі трьохкулачкового токарного патрона, на кулачках якого кріпляться ролики. Обкатна головка кріпиться на супорті токарно-гвинторізного верстата. Схема процесу обкочування з використанням трьохроликової обкатної головки показана на рис. 1, а. Трьохроликова обкатна головка складається з трьохкулачкового патрона 1, який кріпиться до плити 2 за допомогою гвинтів, а плита в свою чергу кріпиться до опори 3, що зафіксована на супорті верстату. До кулачків 4 трьохкулачкового патрона 1 приєднані обкатні головки 5 з роликками 6. Жорсткість конструкції збільшує направляюча плита 7, що має пази, за допомогою яких додатково направляються обкатні головки 5. Направляюча плита 7 з'єднується з опорою 3 за допомогою гвинтів і плити 8. Труба 9 разом з оправкою 10 кріпляться в трьохкулачковому патроні токарно-гвинторізного верстату.

Обкочування гвинтоподібних труб можна виконувати без використання оправки, замість неї застосовувати наповнювач (50% піску і 50% графіту). На рис. 1, б показана виготовлена трьохзахідна гвинтоподібна труба, яка отримана з використанням такого наповнювача.

2. *Розроблений спосіб безоправочного профілювання гвинтоподібних труб за допомогою двох обкатних головок* [3]. Спираючись на попередню схему виготовлення трьохзахідних гвинтоподібних труб, було розроблено схему профілювання довгомірних гвинтових латунних трубок з зовнішнім діаметром 16 мм без використання оправок або будь-яких наповнювачів, що дозволить знизити собівартість виготовлення таких труб і спростить їх технологію виготовлення. Схема процесу обкочування за цим способом показана на рис. 2, а. Оснастка, що використовувалась, встановлювалась на токарно-гвинторізний верстат. Оснащення містить трьохроликову обкатну головку 7, яка кріпиться на супорті токарно-гвинторізного верстату і однороликову обкатну головку 4, яка кріпиться до різцетримача 8 цього верстату. Трубу 1 розміщують між роликками 5 головки 7 та під'єднують до стрижня-подовжувача 2, який кріпиться в патроні верстату кулачками 3. Так як області деформування трьохроликової обкатної головки 7 і однороликової обкатної головки 4 знаходяться на значній відстані, необхідно використовувати стрижень-подовжувач 2, що дозволяє мінімізувати відхід. Для запобігання прогину труби в процесі профілювання використовувався упор 6. Труба, отримана за даним способом, показана на рис. 2, б.

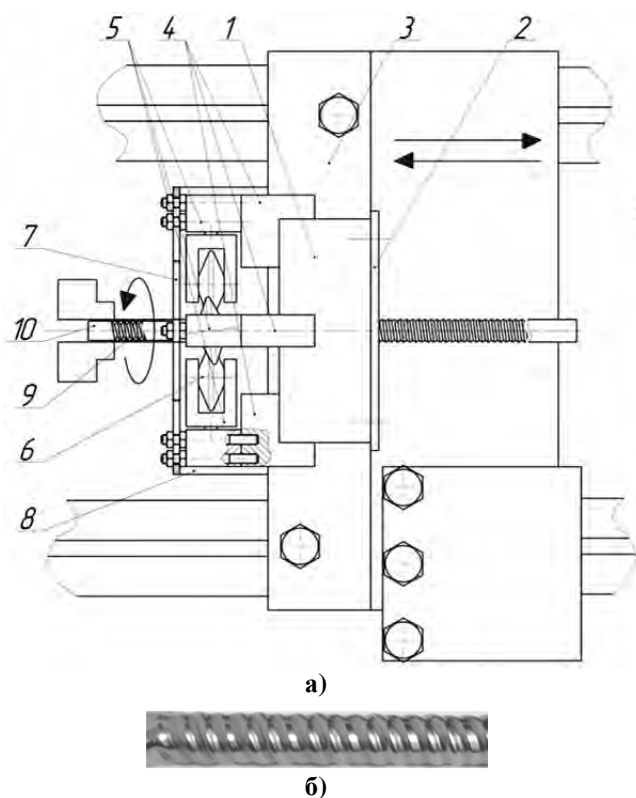


Рис. 1. Схема процесу обкочування із використанням трьохроlikової обкатної головки (а) і фотографія трьохзахідної гвинтоподібної труби (б).

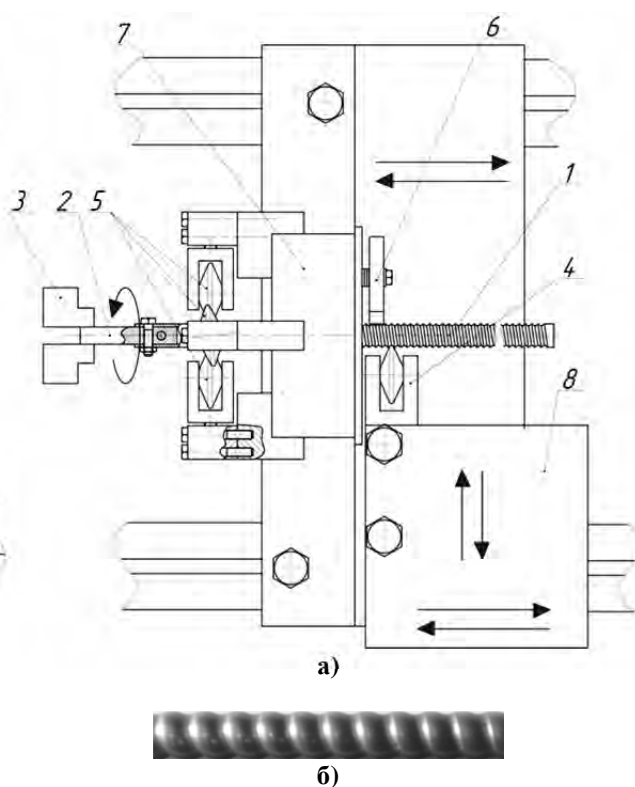


Рис. 2. Схема процесу безправочного профілювання трьохзахідної гвинтоподібної труби з двома обкатними головками (а) і фотографія отриманої труби (б)

В результаті чисельного моделювання методом скінчених елементів в програмі Deform 3D процесу обкочування роликми було встановлено [2], що співвідношення між глибиною канавки h і кроком k (h/k - відносна глибина канавки) було не більше 0,4, оскільки при перевищенні цієї величини відбувається значний ріст інтенсивності деформацій. Також встановлено, що діаметр ролика по відношенню до діаметра труби краще вибирати із наступного співвідношення - $D_p/D_{тр} = 3$, оскільки за рахунок цього можна задіяти більше матеріалу труби в процесі локальної деформації та формувати глибші гвинтові канавки. Відносний радіус скруглення ролика має бути не менше $r/k \geq 0,05$.

Висновки.

1. Розроблена схема процесу виготовлення гвинтоподібних труб обкочуванням роликми із застосуванням двох обкатних головок без необхідності використання оправки та наповнювача для підпирання труби в процесі її деформування.

2. При розробці технологічного процесу обкочування гвинтоподібних труб бажано щоб співвідношення між глибиною h формуємої гвинтової канавки на трубі та кроком k було - $h/k \leq 0,4$. Діаметр ролика краще вибирати із наступного співвідношення - $D_p/D_{тр} = 3$. Відносний радіус скруглення ролика має бути не менше $r/k \geq 0,05$.

Список літератури:

1. Розробка рівнорозвинених поверхонь теплообміну для регенераторів теплоти ГТУ газотранспортних систем і дослідження їх теплоаеродинамічних характеристик: звіт про НДР (заключ.) НТУУ "КПІ"; кер. роб. С.М.Письменний. – К., 2013. – 206 л.+CD-ROM. – Д/б №2538-п.
2. Makovej V., Protsenko P., Melnik V. Production of helical heat exchanger tubes by roller spinning / Makovej V., Protsenko P., Melnik V. // Metallurgical and Mining Industry. – 2016. – No 3. – PP. 104-110.
3. Пат. 102107 UA, МПК В 21 D 15/04. Спосіб профілювання гвинтоподібних труб / М.І. Бобир, В.О. Маковей, В.С. Мельник, П.Ю. Проценко. – № u201505016; заявл. 22.05.2015; опубл. 12.10.2015, Бюл. 19.

УДК 621.7

Калюжний В.Л., д.т.н., проф., Коробко П.О., студ.

НТУ України «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ВПЛИВ СТУПЕНЯ ДЕФОРМАЦІЇ НА ЗУСИЛЛЯ ДЕФОРМУВАННЯ, ВИШТОВХУВАННЯ ТА ТЕМПЕРАТУРУ ЗАГОТОВОК ПРИ ХОЛОДНОМУ ПРЯМОМУ ВИДАВЛЮВАННІ

На рис.1 приведені схеми прямого видавлювання та виштовхування виробу. Схема прямого видавлювання приведена на рис.1а. Ліворуч від вісі симетрії зображене положення перед видавлюванням, праворуч – після видавлювання. Вихідну заготовку 1 встановлюють в матриці 2, яку розміщують на плиті 3. Зусилля деформування P_d прикладають за допомогою пуансона 4, що зміщується із швидкістю V_o . Після видавлювання отримують виріб 6. Виштовхування виробу з матриці 2 виконують виштовхувачем 6. Схема виштовхування приведена на рис.1б. Зусилля виштовхування P_b прикладають за допомогою виштовхувача 6, який зміщується із швидкістю V .

Метою роботи є визначення з використанням метода скінченних елементів (МСЕ) впливу ступеня деформації на зусилля деформування, виштовхування та температуру заготовок при холодному прямому видавлюванні.

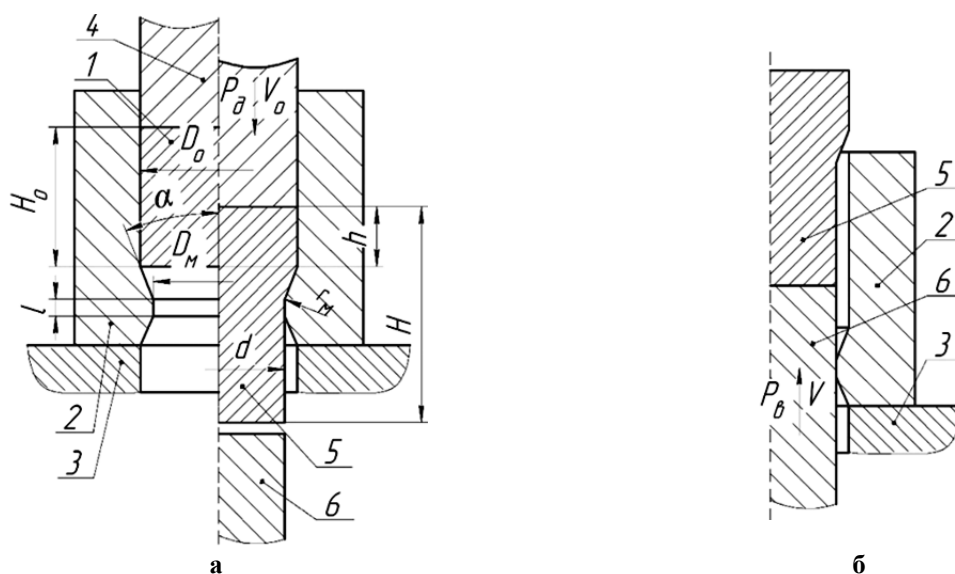


Рис. 1. Схеми прямого видавлювання та виштовхування виробу: а – схема прямого видавлювання, б – схема виштовхування виробу

Для прямого видавлювання була використані заготовки з низьковуглецевої сталі (умовна межа текучості $\sigma_{0,2}=280$ МПа) з розмірами $D_o=50$ мм та $H_o=75$ мм. Розміри деформуючого інструмента: $D_p=50$ мм, $\alpha=15,5^\circ$, $l=5$ мм, $r_m=2$ мм. Діаметри D_m та d залежали від величини ступеня деформації ε , який визначали по формулі $\varepsilon = (1 - d^2/D_o^2) \times 100\%$. Величини ступеня деформації прийняті наступні $\varepsilon=10, 20, 30, 40, 50, 60, 70$ та 80% . Для розрахунків використана пружно-пластична модель металу при формоутворенні із коефіцієнтом тертя $\mu=0,08$.

На рис.2 зображені розрахункові залежності зусилля видавлювання від переміщення пуансона. Зусилля зростає до появи нижнього торця здеформованої заготовки із калібруючого пояса матриці. Далі процес переходить в усталену стадію і зусилля дещо знижується завдяки зменшенню висоти здеформованої заготовки при формоутворенні.

* - виконано за участю Алієвої Л.І. к.т.н., доц.

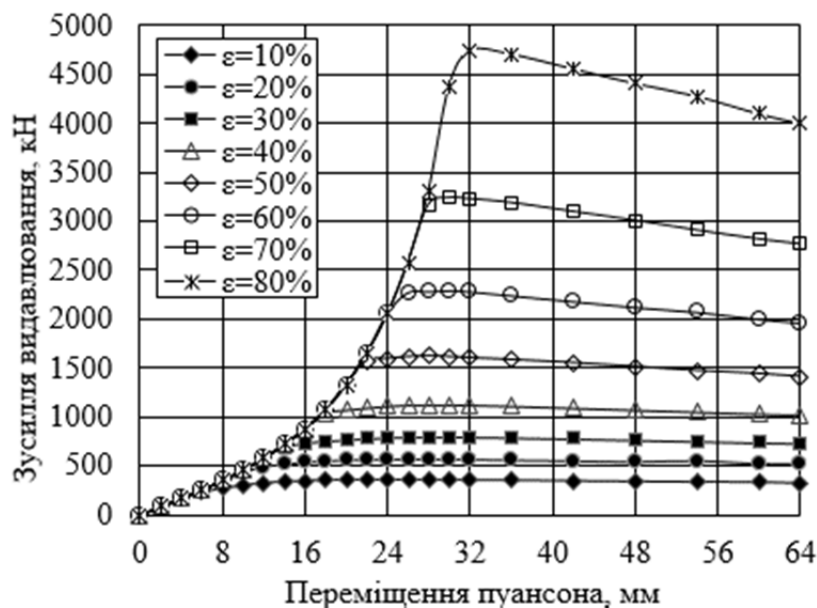


Рис. 2. Залежності зусилля видавлювання від переміщення пуансона при прямому видавлюванні з різним ступенем деформації ϵ

Залежності зусилля виштовхування виробу з матриці від переміщення виштовхувача після видавлювання з різним ступенем деформації ϵ показані на рис. 3. Зусилля інтенсивно зростає на початку виштовхування для всіх ступенів деформації. Для малих величин ϵ (10÷40%) зусилля досягає максимума при знаходженні нижнього торця zdeформованої заготовки на віддалі 5-7 мм від початку калібруючого пояса матриці. Для інших ступенів деформації максимум зусилля отриманий на віддалі 10-17 мм.

На рис.3 наведені розподіли нормальних напружень по радіусу торця пуансона, які отримані при максимальному значенні зусилля видавлювання для ступенів деформації від 10% до 80%. Розподіли таких напружень по висоті матриці показані на рис.4.

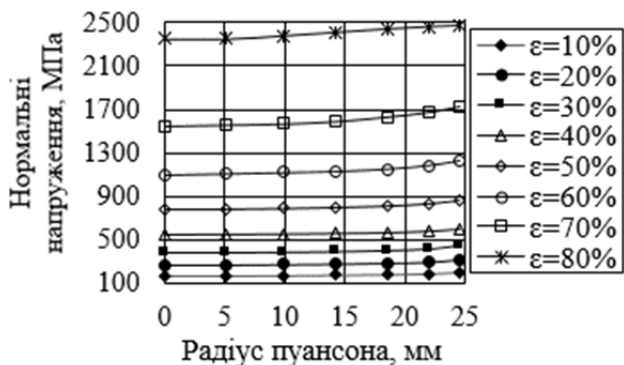


Рис. 3. Розподіл нормальних напружень по радіусу торця пуансона при максимальному значенні зусилля видавлювання

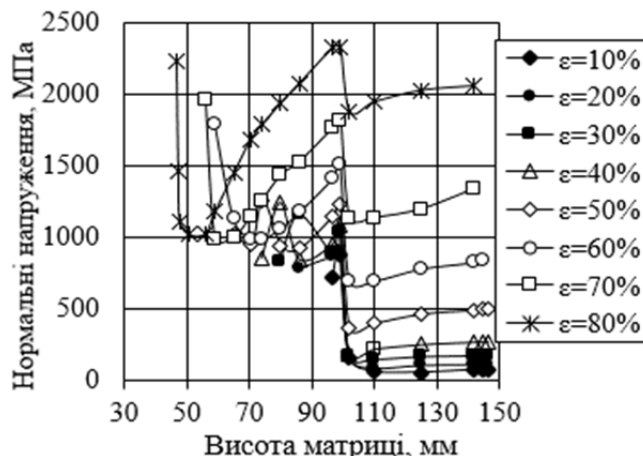


Рис. 4. Розподіли нормальних напружень по висоті матриці

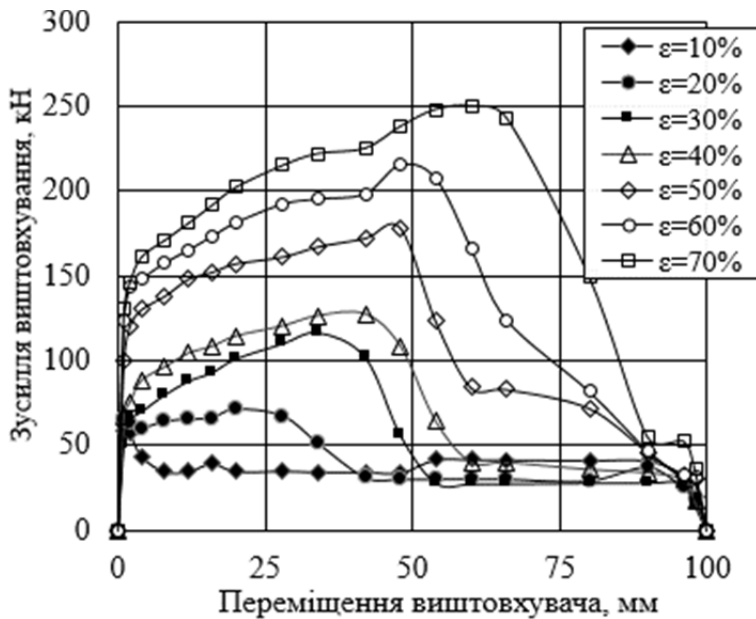


Рис. 5. Залежність зусилля виштовхування від переміщення виштовхувача

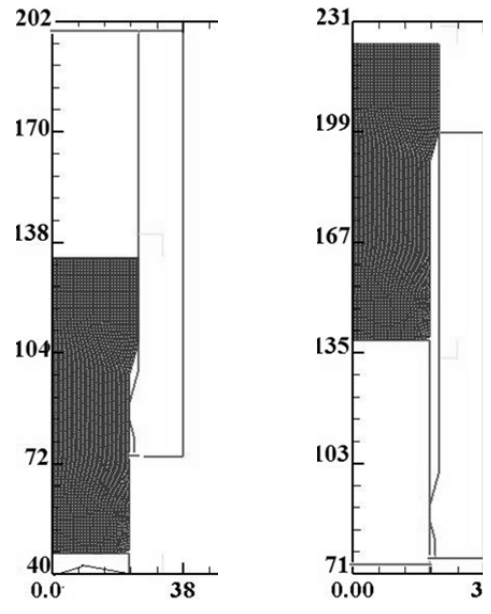


Рис. 6. Стадії виштовхування: а - початкова, б - кінцева

На рис.5 зображені залежності зусилля виштовхування виробів від переміщення виштовхувача після видавлювання із ступенями деформації від 10% до 70%. Виштовхування виробу після видавлювання із $\epsilon=80\%$ при такій конструкції виштовхувача та нижньої частини матриці неможливе, тому що має місце деформування торця стержня. Стадії виштовхування виробу показані на рис.6. Тут і в подальшому тонкими лініями зображений деформуючий інструмент. На рис.6а показаний початок виштовхування виробу, а на рис. 6б – кінцева стадія.

Форми та розміри zdeформованих заготовок після видавлювання з $\epsilon=10, 60$ та 80% приведені на рис. 7, розподіли температури в них – на рис.8.

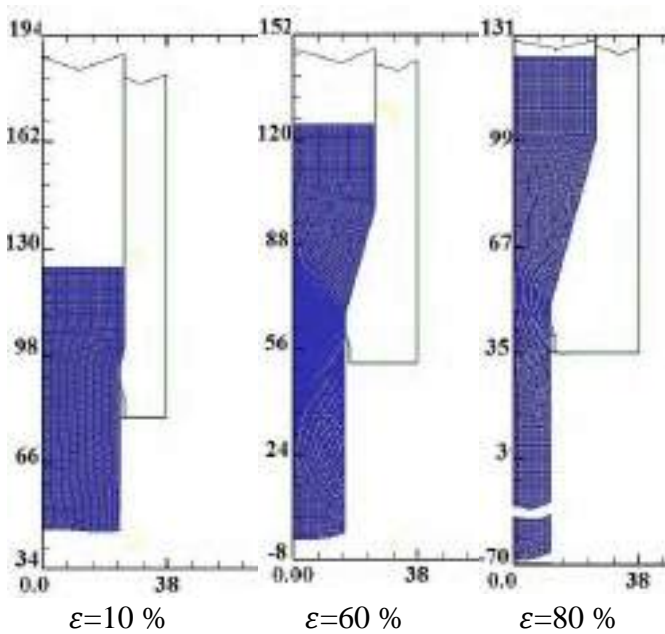


Рис. 7.Форми та розміри zdeформованих заготовок

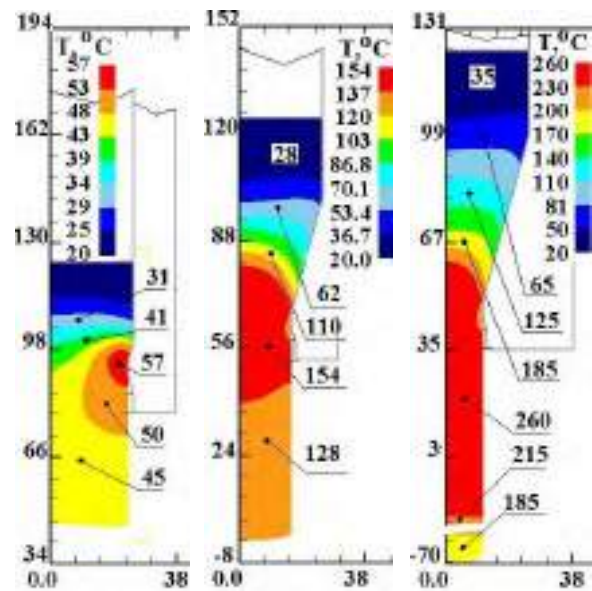


Рис. 8. Розподіли температури в zdeформованих заготовках

УДК 621.777

Горноста́й В.М., к.т.н., доц., Потятиник А.М., інж., Коробко П.О., студ.
НТУ України «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ВПЛИВ ВИСОТИ ВИХІДНОЇ ЗАГОТОВКИ НА СИЛОВІ РЕЖИМИ ФОРМОУТВОРЕННЯ ТА ТЕМПЕРАТУРУ ЗДЕФОРМОВАНИХ ЗАГОТОВОК ПРИ ХОЛОДНОМУ ПРЯМОМУ ВИДАВЛЮВАННІ

На рис.1 приведені схеми прямого видавлювання та виштовхування виробу. Схема прямого видавлювання приведена на рис.1а. Ліворуч від вісі симетрії зображене положення перед видавлюванням, праворуч – після видавлювання. Вихідну заготовку 1 встановлюють в матриці 2, яка розміщена на плиті 3. Зусилля деформування P_d прикладають за допомогою пуансона 4, що зміщується із швидкістю V_d . Після видавлювання отримують виріб 5. Виштовхування виробу 5 з матриці 2 виконують виштовхувачем 6. Схема виштовхування приведена на рис.1б. Зусилля виштовхування P_b прикладають за допомогою виштовхувача 6, який зміщується із швидкістю V .

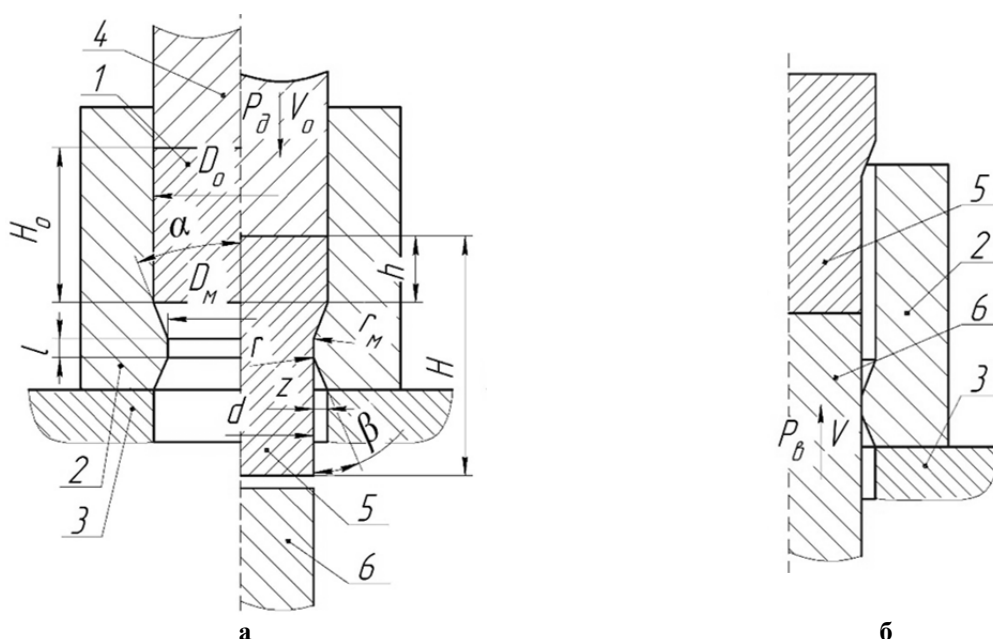


Рис. 1. Схеми прямого видавлювання та виштовхування виробу: а – схема прямого видавлювання, б – схема виштовхування виробу

Метою роботи є визначення з використанням метода скінченних елементів (МСЕ) впливу висоти вихідної заготовки H_0 на зусилля деформування, виштовхування, питомі зусилля та температуру заготовок при холодному прямому видавлюванні.

Для прямого видавлювання була використані заготовки з нержавіючої сталі AISI 316L (умовна межа текучості $\sigma_{0,2}=360$ МПа) з розмірами $D_0=40$ мм та $H_0=40, 60, 80, 100$ та 120 мм. При цьому відносна висота заготовки відповідно складає $n = H_0/D_0=1; 1,5; 2; 2,5$ та 3 . Розміри деформуючого інструмента: $D_{II}=50$ мм, $\alpha=20$, $l=5$ мм, $r_m=2$ мм, $r=1$ мм, $l=5$ мм, $D_m = d=28,28$ мм. Величина ступеня деформації ε , яку визначали по формулі $\varepsilon = (1 - d^2/D_0^2) \times 100\%$, в даному випадку дорівнює $\varepsilon=50\%$. Для розрахунків застосована пружно-пластична модель металу при формоутворенні із коефіцієнтом тертя $\mu=0,08$.

В результаті комп'ютерного моделювання встановлені силові режими формоутворення, кінцеві розміри здеформованих заготовок, напружено-деформований стан в них та ступінь використання ресурсу пластичності здеформованого металу.

На рис. 2 зображені розрахункові залежності зусилля видавлювання від переміщення пуансона при прямому видавлюванні заготовок з різною відносною висотою n . Зусилля зростає та досягає максимуму при появі нижнього торця здеформованої заготовки із калібруючого пояса матриці. Далі процес переходить в усталену стадію і зусилля знижується завдяки зменшенню висоти здеформованої заготовки при формоутворенні. При цьому інтенсивність зниження збільшується зі зростанням величини відносної висоти.

Залежності зусилля виштовхування P_v виробу з матриці від переміщення виштовхувача після видавлювання заготовок з різною відносною висотою показані на рис.3. Зусилля інтенсивно зростають на початку виштовхування та досягають максимумів в кінці процесу виштовхування.

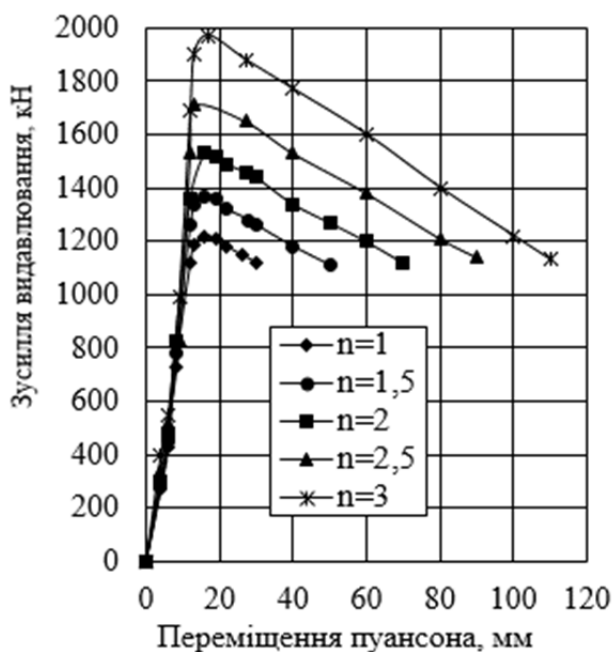


Рис. 2. Залежності зусилля видавлювання від переміщення пуансона при прямому видавлюванні заготовок з різною відносною висотою n

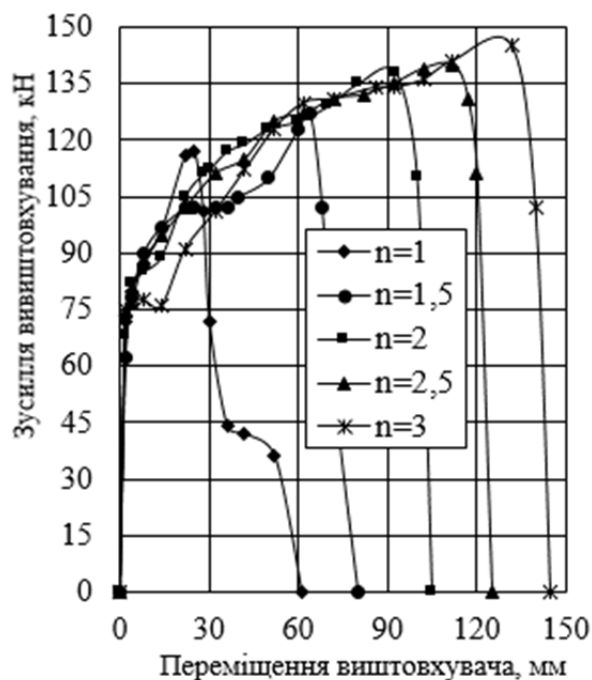


Рис. 3. Залежність зусиль виштовхування від переміщення виштовхувача після видавлюванні заготовок з різною відносною висотою n

На рис. 4. наведені розподіли нормальних напружень по радіусу торців пуансонів, які отримані при максимальних значеннях зусиль видавлювання. Найбільші величини напружень виникають біля краю пуансонів. Розподіли таких напружень по висоті матриці показані на рис.5. Максимальні значення напружень отримані на калібруючому пояску матриці l , на радіусі заокруглення матриці r_m та в місці переходу конусної частини матриці в циліндричну частину.

Розподіли температури у здеформованих заготовках на кінцевих стадіях видавлювання заготовок з різною відносною висотою n показані на рис.6. Зі збільшенням відносної висоти n зростає температура в осередку деформації при прямому видавлюванні, а самих стержнях температура практично однакова для формоутворення заготовок з різною величиною відносною висоти. При видавлюванні заготовок з $n=3$ температура в осередку деформації досягає $220\text{ }^\circ\text{C}$.

В результаті розрахунків отримані всі необхідні дані для проектування технології холодного прямого видавлювання: зусилля видавлювання та виштовхування – для вибору пресового обладнання, розподіли нормальних напружень - для проектування деталей штампового оснащення, розподіли температури - для призначення типу змащення. Виявлені величини інтенсивності напружень дозволяють прогнозувати механічні властивості здеформованого металу.

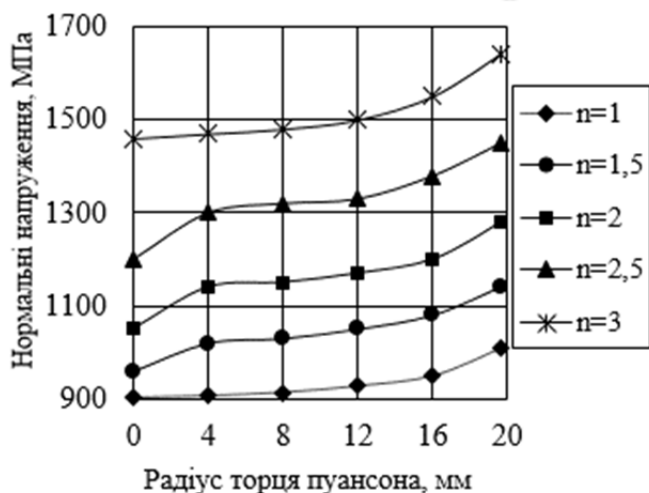


Рис. 4. Розподіли нормальних напружень по радіусу торців пуансонів, які виникають при максимальних значеннях зусиль видавлювання заготовок з різною відносною висотою n

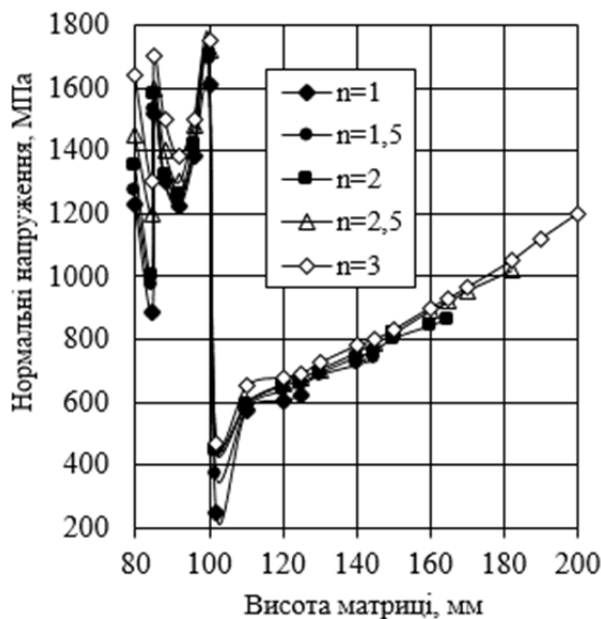


Рис. 5. Розподіли нормальних напружень по висоті матриці при максимальних значеннях зусиль видавлювання заготовок з різною відносною висотою n

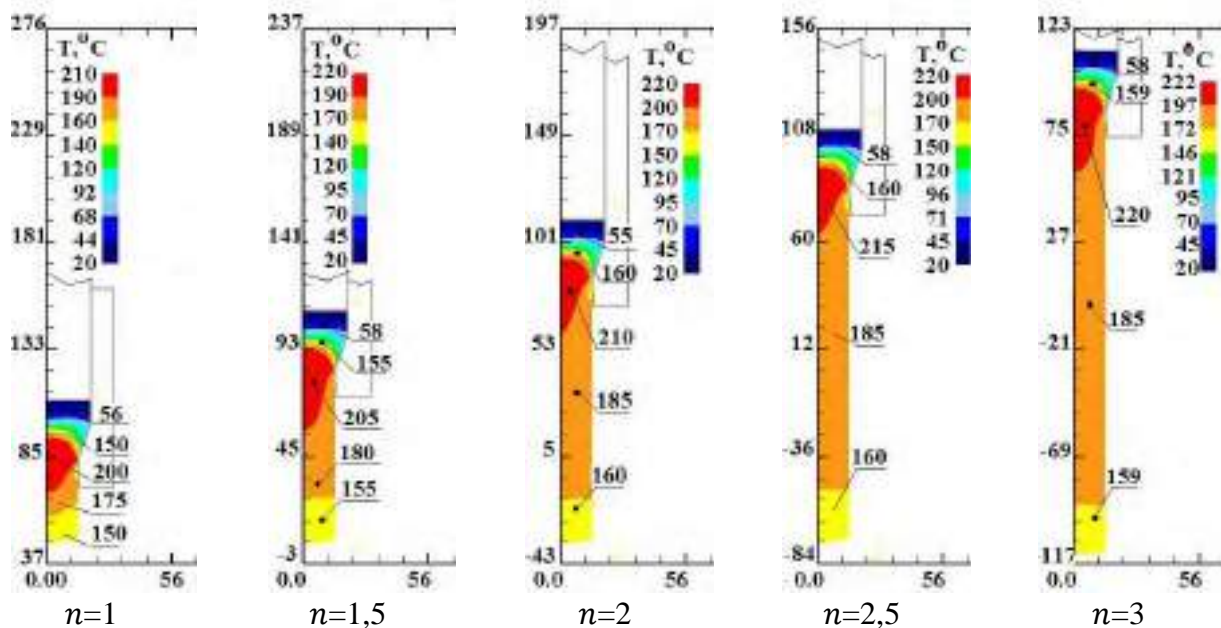


Рис. 6. Розподіли температури у деформованих заготовках на кінцевих стадіях видавлювання заготовок з різною відносною висотою n . Розміри в напрямках вісей в міліметрах

УДК 621.7

Калюжний В.Л., д.т.н., проф., Потятиник А.М., інж., Коробко П.О., студ.
НТУ України «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ХОЛОДНЕ ПРЯМЕ ВИДАВЛЮВАННЯ ІЗ СТАЛІ 35 КРУГЛИХ СТЕРЖНІВ ЗІ СФЕРИЧНИМ ПОТОВЩЕННЯМ

Схема прямого видавлювання приведена на рис.1. Ліворуч від вісі симетрії зображене положення перед видавлюванням, праворуч – після видавлювання. Вихідну заготовку 1 встановлюють в матриці 2, яка розміщена на плиті 3. Зусилля деформування P_d прикладають за допомогою пуансона 4, що зміщується із швидкістю V_o . Після видавлювання отримують виріб 5. Виштовхування виробу 5 з матриці 2 виконують виштовхувачем 6.

Метою роботи є визначення з використанням метода скінченних елементів (МСЕ) зусилля деформування, виштовхування, питомих зусиль та температуру і розміри здеформованих заготовок при холодному прямому видавлюванні.

Для прямого видавлювання була використані відпалені заготовки із сталі 35 (умовна межа текучості $\sigma_{0,2}=360$ МПа) з розмірами $D_o=30$ мм та $H_o=45$ мм. Розміри деформуючого інструмента: $D_n=30$ мм, $R_c=15$ мм, $l=5$ мм, $r_m=5$ мм, $r=1$ мм, $D_m = d=23,26$ мм, $\beta=15^\circ$. Величина ступеня деформації ε , яку визначали по формулі $\varepsilon = (1 - d^2/D_o^2) \times 100\%$, в даному випадку дорівнює $\varepsilon=40\%$. Для розрахунків застосована пружно-пластична модель металу при формоутворенні із коефіцієнтом тертя $\mu=0,08$.

На рис.2 зображена розрахункова залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона. Зусилля зростає та досягає максимуму 611 кН при появі нижнього торця здеформованої заготовки із калібруючого пояска матриці. Далі процес переходить в усталену стадію і зусилля знижується завдяки зменшенню висоти здеформованої заготовки при формоутворенні. Кінцева висота циліндричної частини заготовки складає $h=10$ мм.

Моделюванням встановлений напружено-деформований стан заготовки при видавлюванні. Розподіл нормальних напружень на торці пуансона при максимальній величині

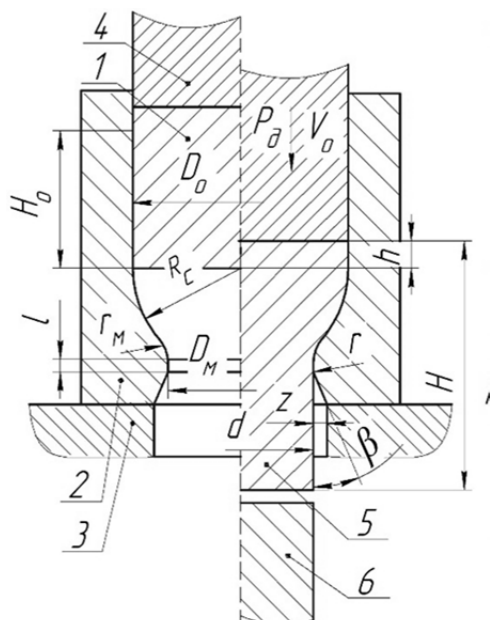


Рис. 1.Схема прямого видавлювання стержнів із сферичним потовщенням

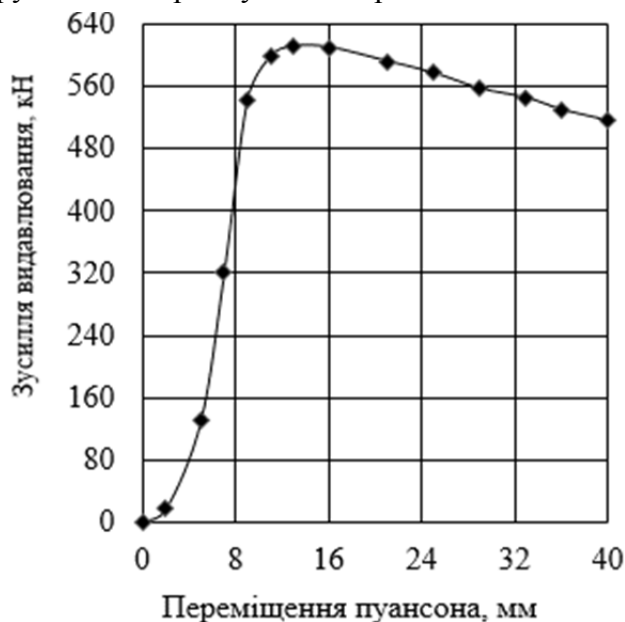


Рис. 2.Залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона

чині зусилля видавлювання показаний на рис. 3. На вісі пуансона отримано 820 МПа зі збільшенням до 900 МПа на діаметрі 15 мм. Розподіли нормальних напружень на поверхні заготовки, яка контактує з матрицею при максимальній величині зусилля видавлювання, в

кінці видавлювання та на початку виштовхування зображені на рис.4. При максимальній величині зусилля видавлювання найбільші значення цих напружень досягають 1180 МПа на калібруючому пояску пуансона та 2040 МПа на радіусі заокруглення матриці r_m . При цьому величини вказаних напружень практично не відрізняються від значень, що отримані в кінці процесу видавлювання. Перед виштовхуванням, коли пуансон рухається в зворотному напрямку, внаслідок розвантаження zdeформованої заготовки нормальні напруження суттєво знижуються та досягають найбільшої величини 500 МПа

Залежність зусилля виштовхування виробу із матриці від переміщення виштовхувача показана на рис.5. Зусилля інтенсивно зростає на початку виштовхування та досягає максимуму 43 кН при переміщенні виштовхувача 30 мм.



Рис. 3. Розподіл нормальних напружень на торці пуансона при максимальній величині зусилля видавлювання

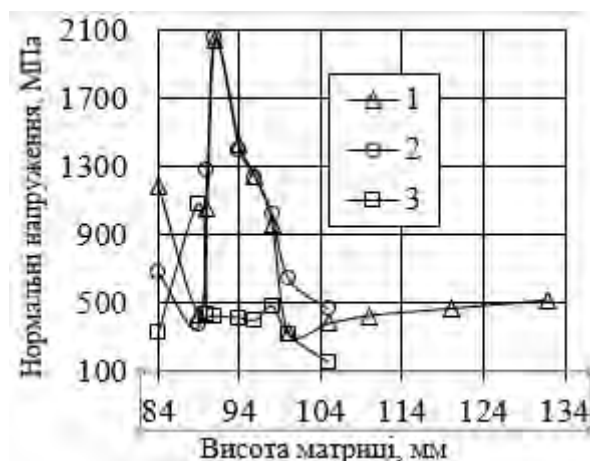


Рис. 4. Розподіли нормальних напружень на поверхні заготовки, яка контактує з матрицею: 1 – при максимальній величині зусилля видавлювання, 2 – в кінці видавлювання, 3 – на початку виштовхування

Форма та розміри zdeформованої заготовки, розподіли інтенсивності напружень та температури у zdeформованому металі при максимальному зусиллі видавлювання зображені на рис. 6. На вісі симетрії заготовки метал тече менш інтенсивно в порівнянні з шарами металу біля зовнішньої поверхні стержня (рис. 6а). Осередок деформації у заготовці знаходиться в сферичній матриці (рис. 6б). Температура zdeформованого металу в осередку досягає 100° (рис. 6в).

Розподіли радіальних σ_r , осьових σ_z та тангенціальних σ_{θ} напружень у zdeформованій заготовці при максимальній величині зусилля видавлювання зображені на рис. 7.

Кінцеві форма та розміри виробу, розподіли інтенсивності деформацій ε_i , ступеня використання ресурсу пластичності φ та температури ($^{\circ}\text{C}$) у zdeформованому металі в кінці видавлювання показані на рис. 8. На торці стержня утворюється утяжина висотою 1,4 мм на довжині 3 мм (рис. 8а). Інтенсивне пропрацювання структури металу пластичною деформацією отримують зовнішні шари металу стержня ($\varepsilon_i=0,79\pm 0,9$), що наведено на рис. 8б. При цьому вичерпаний ресурс пластичності у цьому місці складає $\psi=0,91$ (рис. 8в). Температура zdeформованого металу досягає 140° (рис. 8г). Після виштовхування виробу з матриці температура зменшується 77° (рис. 9).

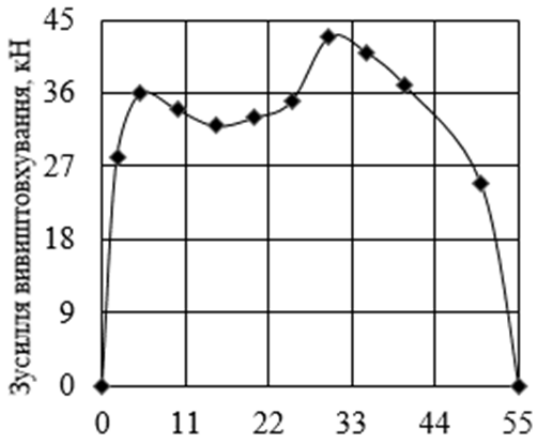


Рис. 5. Залежність зусилля виштовхування виробу із матриці від переміщення виштовхувача

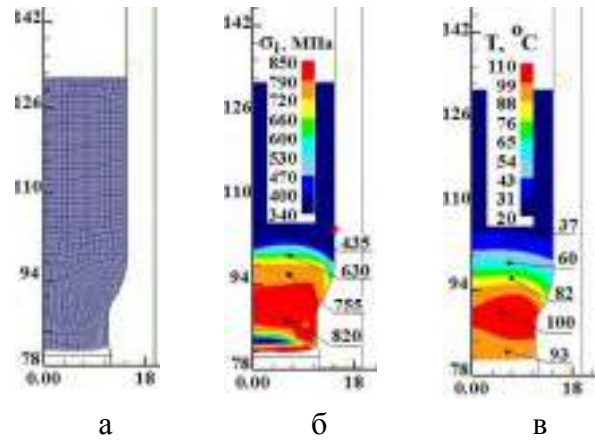


Рис. 6. Форма та розміри zdeформованої заготовки (а), розподіли інтенсивності напружень (б) та температури (в) у zdeформованому металі при максимальному зусиллі видавлювання

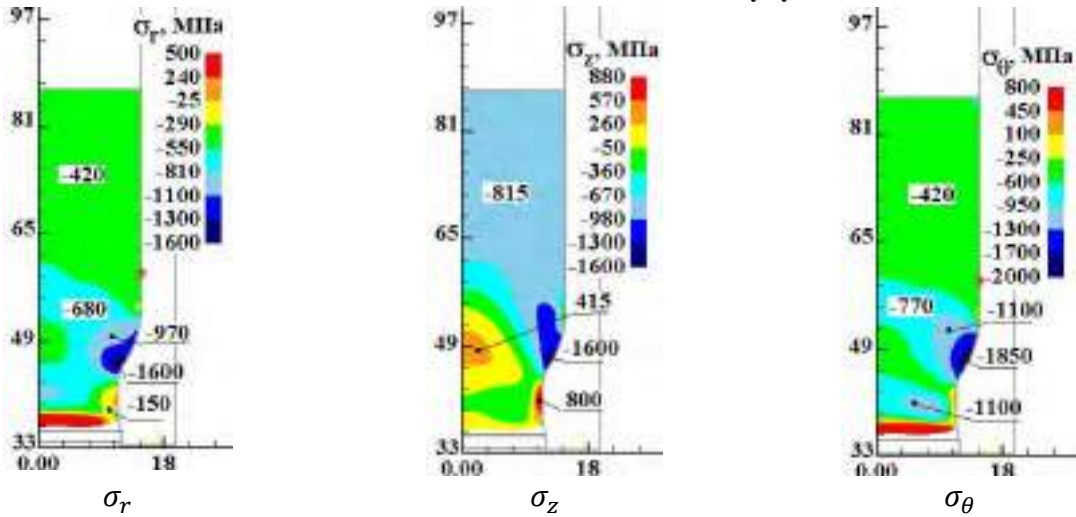


Рис. 7. Розподіли радіальних σ_r , осевих σ_z та тангенціальних σ_θ напружень у zdeформованій заготовці при максимальній величині зусилля видавлювання

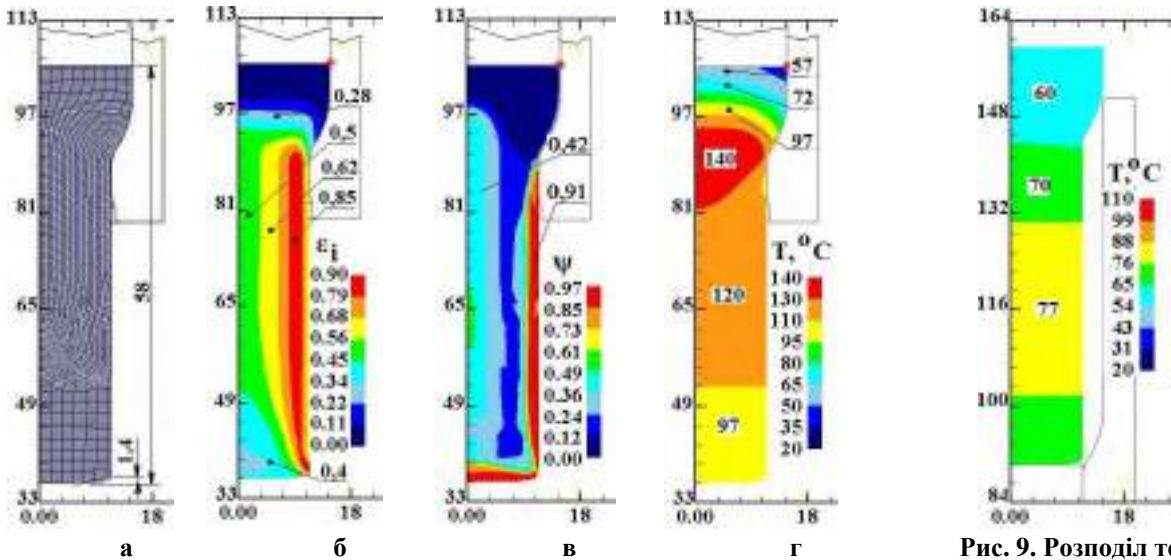


Рис. 8. Кінцеві форма та розміри виробу (а), розподіли інтенсивності деформацій (б), ступеня використання ресурсу пластичності (в) та температури (г) у zdeформованому металі

Рис. 9. Розподіл температури у zdeформованому металі після виштовхування

УДК.621.983

Калюжний О.В., к.т.н., доц., Соколовська С.С., асп.

НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ВПЛИВ ВИХІДНОГО РАДІУСА МАТРИЦІ НА СИЛОВІ РЕЖИМИ ПРОЦЕСУ КОМБІНОВАНОГО ВИТЯГУВАННЯ ВІСЕСИМЕТРИЧНИХ ПОРОЖНИСТИХ ВИРОБІВ В ОДНОКОНУСНІЙ МАТРИЦІ СПЕЦІАЛЬНОГО ПРОФІЛЮ

Метою даного дослідження є проведення розрахункового порівняльного аналізу комбінованого витягування вісесиметричних виробів з листових заготовок із нержавіючої сталі AISI-316L в одноконусній матриці спеціального профілю з різним вихідним радіусом матриці.

Комбіноване витягування в одноконусній матриці дозволяє збільшити ступінь деформації за один перехід та підвищити точність форми і розмірів виробів [1] в порівнянні з радіальними матрицями. Використання матриці спеціального профілю додатково приводить до зростання ступеня деформації за один перехід [2].

З використанням методу скінченних елементів та програми DEFORM проведено моделювання витягування заготовки діаметром $D_3 = 150$ мм і товщиною $S_0 = 3,0$ мм із сталі AISI 316L в одноконусній матриці спеціального профілю з різною величиною вихідного радіуса.

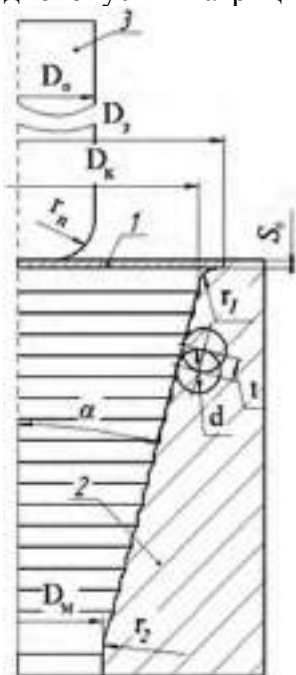


Рис. 1. Ескіз одноконусної матриці спеціального профілю

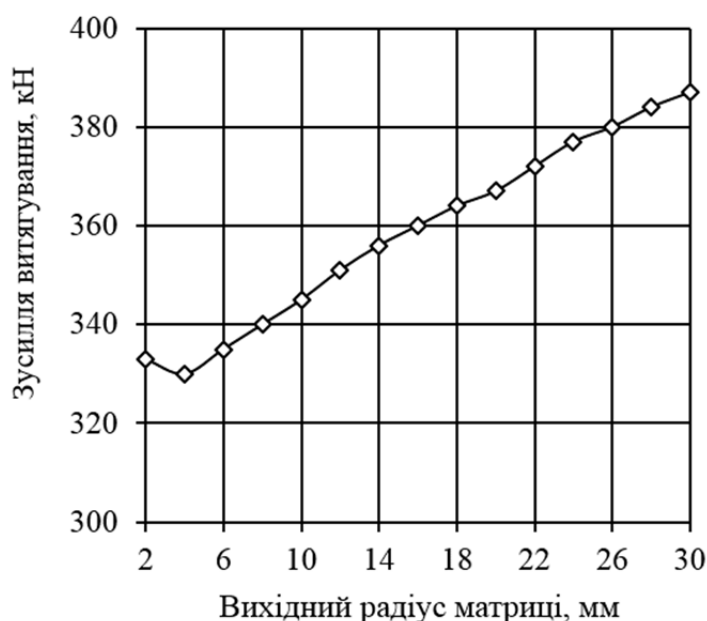


Рис. 2. Залежність максимальної величини зусилля витягування від радіуса матриці

Ескіз матриці спеціального профілю з позначеннями зображений на рис. 1. Моделюванням було встановлено наступні розміри одноконусної матриці спеціального профілю при яких немає викривлення заготовки: $D_m = 62$ мм, $d = 16$ мм, $t = 8$ мм, $r_1 = 8$ мм, також згідно рекомендацій роботи [1] були вибрані $\alpha = 15^\circ$ і $D_k = 135$ мм. Діаметр пуансона становить $D_p = 56$ мм, а величина радіуса заокруглення пуансона $r_p = 15$ мм. Розмір вихідного радіуса матриці змінювали в діапазоні від $r_2 = 2$ до 30 мм.

При моделюванні процесу комбінованого витягування в одноконусній матриці спеціального профілю було встановлено максимальне зусилля витягування в залежності від того як змінювався вихідний радіус матриці (рис. 2). Було встановлено, що комбіноване витягування в одноконусній матриці спеціального профілю з мінімальним зусиллям проходить

при значенні вихідного радіуса $r_2 = 4$ мм і складає 330 кН. З графіка видно, що зі збільшенням вихідного радіуса матриці зусилля витягування збільшується.

На рис. 3а і 3б показані розподіли осьових напружень в zdeформованих заготовках при максимальному зусиллі витягування для $r_2 = 4$ мм і $r_2 = 30$ мм відповідно, з яких видно, що в стінці виникають осьові напруження в межах 430÷600 МПа. На рис. 4 показані форма та розміри в міліметрах zdeформованої заготовки та загальний вигляд виробу в розрізі, який отримано комбінованим витягуванням в одноконусній матриці спеціального профілю з вихідним радіусом матриці $r_2 = 4$ мм.

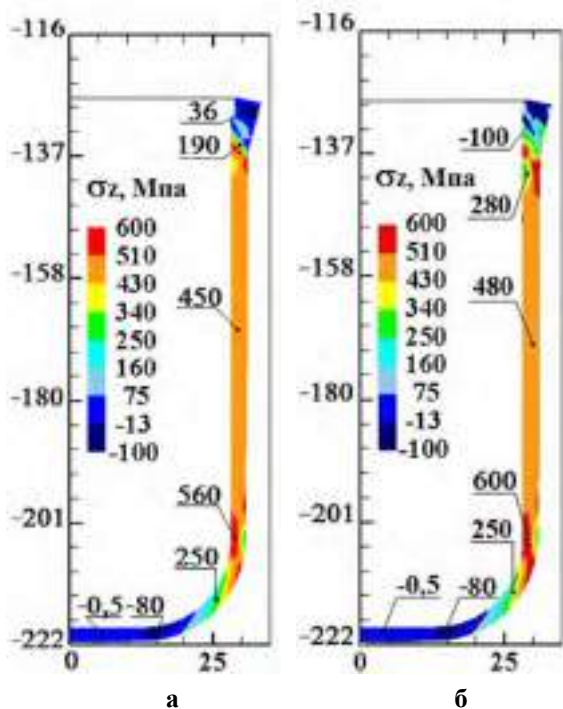


Рис. 3. Розподіли осьових σ_z напружень в zdeформованих заготовках при максимальному зусиллі витягування:

а – $r_2 = 4$ мм, б – $r_2 = 30$ мм

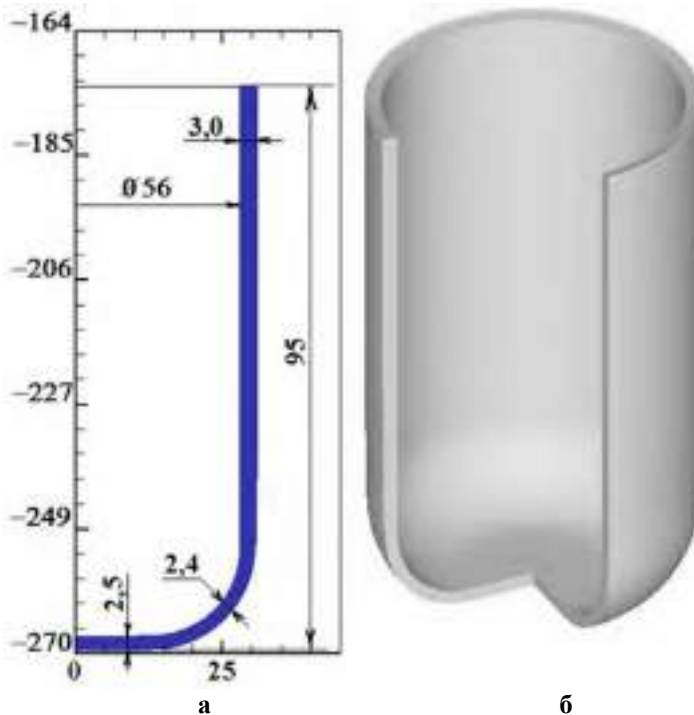


Рис. 4. Форма та розміри в міліметрах zdeформованої заготовки та загальний вигляд виробу в розрізі

З використанням методу скінченних елементів проведений порівняльний аналіз комбінованого витягування листових заготовок із нержавіючої сталі AISI-316L в одноконусній матриці спеціального профілю з різним вихідним радіусом матриці. Було встановлено оптимальний вихідний радіус матриці за якого витягування відбувається з мінімальним зусиллям. Розрахунком визначені кінцеві форми та розміри zdeформованої заготовки та її напружено-деформований стан.

Список літератури

1. Валиев С. А. Комбинированная глубокая вытяжка листовых материалов /С. А. Валиев. – М.: Машиностроение, 1973. - 176 с.
2. Калюжний О.В. Зменшення кількості переходів витягування вісесиметричних виробів з використанням матриці спеціального профілю / О.В. Калюжний // Обработка материалов давлением. Сборник научных трудов, Краматорськ, ДГМА. - 2013. - №4 (37). - С. 93-97

УДК 621.983

Калужный В.Л., д.т.н., проф., Олександренко Я.С., асп.
НТУУ «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПРОТОЧКИ СПЕЦИАЛЬНОГО ПРОФИЛЯ НА ФАСОННОМ ВАЛКЕ НА ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ ЗАТРАТЫ И КАЧЕСТВО ПОЛУЧЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ ПРИ ХОЛОДНОЙ ГИБКЕ СТАЛЬНЫХ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ТРУБ В ТРУБОГИБЕ

В работе было проведено исследование процесса холодной гибки стальных прямоугольных труб в трубогибе с проточкой специального профиля на фасонном валке путем математического моделирования в программном комплексе DEFORM Integrated 2D3DTM.

Целью данной работы является исследование влияния параметров проточки специального профиля на фасонном валке на энергосиловые затраты и качество полученных изделий при холодной гибке стальных прямоугольных труб в трубогибе.

Существуют способы гибки круглых труб и заготовок со сложным профилем поперечного сечения [1]. При гибке таких заготовок возникают нежелательные побочные деформации элементов профиля – овализация сечения круглой трубной заготовки, а также потеря устойчивости (складкообразование) на отдельных элементах сгибаемой заготовки. Возникновение побочных деформаций является следствием неравномерности напряженно-деформированного состояния элементов заготовки по ее ширине и длине.

Существует способ холодной гибки стальных прямоугольных труб с проточкой специального профиля на фасонном валке. Схема формообразования в трубогибе с размерами фасонного и прижимных валков представлена на рис. 1. Трубная заготовка прямоугольного профиля 1 устанавливается в фасонный валок 2. Конец заготовки 1 фиксируется к фасонному валку 2 при помощи зажимного кольца 3, выполненного по внешним размерам трубной заготовки. Также заготовка фиксируется двумя прижимными валками 4. Для предотвращения образования гофр и складок в зонегиба, что является следствием напряженного состояния при изгибе прямоугольных труб, когда нормальные тангенциальные напряжения вызывают

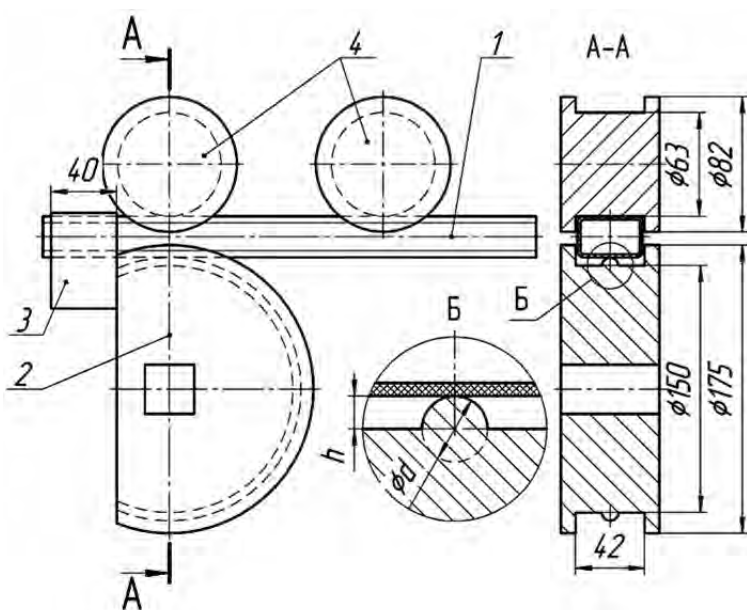


Рис. 1. Схема способа гибки стальных прямоугольных труб в трубогибе с проточкой специального профиля на фасонном валке

сжимающие радиальные напряжения, на поверхности фасонного валка выполняют проточку специального профиля с выступом, диаметром d и высотой h , вдавливание которого компенсирует сжимающие напряжения. Деформированию подвергали прямоугольные трубные заготовки из Стали 10 (AISI-1010) длиной $L = 300$ мм, с размерами профиля: $a = 40$ мм, $b = 25$ мм, $r = 4$ мм и толщиной стенки $S = 2$ мм. Гибку осуществляют поворотом фасонного валка на определенный угол. Частота вращения приводного валка $\nu = 3$ об/мин. Величину коэффициента трения принимали $\mu = 0,08$. Диаметр формообразующей специальный профиль на рабочей поверхности фасонного валка окружности d задавали в значениях $d = 10$

мм, $d = 15$ мм и $d = 20$ мм, значение высоты h принимали равной половине величины диаметра d .

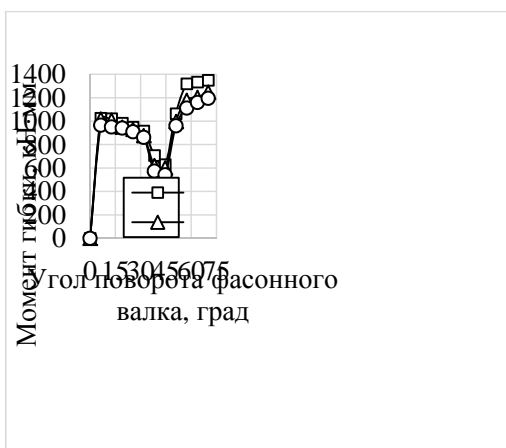


Рис. 2. Зависимость момента гибки от угла поворота фасонного валька

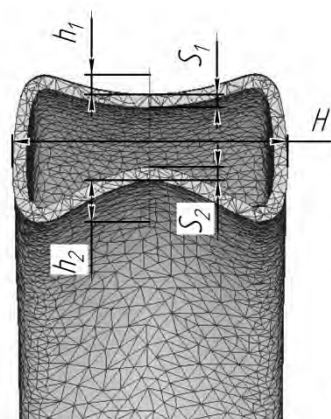


Рис. 3. Общий вид полученного изделия в разрезе

Зависимость момента гибки от угла поворота фасонного валька для трех значений диаметра d наведена на рис. 2. Максимального значения момент гибки достигает в конце процесса гибки и составляет 1350 кН·мм при величине диаметра $d = 20$ мм.

Общий вид полученного изделия представлен на рис. 3 в разрезе с характеризующими размерами полученного изделия, в зоне наибольшего деформирования: величины высоты вдавливаемой впадины на контактной поверхности заготовки с выпуклостью валька h_2 и толщины стенки S_2 , высотой утяжины на противоположной поверхности изделия h_1 , толщиной стенки S_1 и шириной заготовки H . Угол изгиба достигает значения $\varphi = 70^\circ$. Величины размеров h_1 , h_2 , S_1 , S_2 и H для трех значений диаметра d занесены в табл. 1.

Таблица 1

Величины размеров полученных холодной гибкой изделий, мм

| d | h_1 | h_2 | S_1 | S_2 | H |
|-----|-------|-------|-------|-------|-------|
| 10 | 3,06 | 5,96 | 1,95 | 2,11 | 40,86 |
| 15 | 3,24 | 7,91 | 1,94 | 2,09 | 41,12 |
| 20 | 3,38 | 8,67 | 1,93 | 2,07 | 41,44 |

ВЫВОДЫ

1. Методом конечных элементов разработана математическая модель и проведен расчетный анализ процесса гибки стальных прямоугольных труб в трубогибе с проточкой специального профиля на фасонном вальке.

2. Расчетом установлены энерго-силовые затраты процесса гибки стальных прямоугольных труб, конечная форма и размеры полученных изделий. Наблюдается отсутствие гофр, складок и контакта боковой поверхности изделий с стенками фасонного валька, что гарантирует простоту изъятия изделия из трубогиба.

3. Установлено уменьшение величин момента гибки с уменьшением величины диаметра формообразующей проточки специального профиля окружности, а также уменьшения размеров образующихся впадин и утяжин, а значит увеличение качества полученных изделий.

Список использованной литературы

1. Мошин Е.Н. Гибка и правка на ротационных машинах. Технология и оборудование. - 2-е изд. перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1967. – 129 с.

УДК 621.983

Калюжный О.В., к.т.н., доц., Олександренко Я.С., асп.
НТУУ «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ПОЛУЧЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ ПРИ ХОЛОДНОЙ ГИБКЕ СТАЛЬНЫХ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ТРУБ В ТРУБОГИБЕ С ПРОТОЧКОЙ СПЕЦИАЛЬНОГО ПРОФИЛЯ НА ФАСОННОМ ВАЛКЕ

Целью данной работы является установление напряженно-деформированного состояния полученных изделий при холодной гибке стальных прямоугольных труб в трубогибе с проточкой специального профиля на фасонном валке.

Исследование процесса холодной гибки проводили путем математического моделирования в программном комплексе DEFORM Integrated 2D3DTM.

Существуют способы гибки круглых труб с раскатыванием [1], позволяющие получать качественные изделия без нежелательных побочных деформаций элементов профиля – овализация сечения круглой трубной заготовки, а также потеря устойчивости (складкообразование) на отдельных элементах сгибаемой заготовки. Однако способы не применимы при холодной гибке прямоугольных труб. В данном случае целесообразно использовать способ холодной гибки стальных прямоугольных труб в трубогибе с проточкой

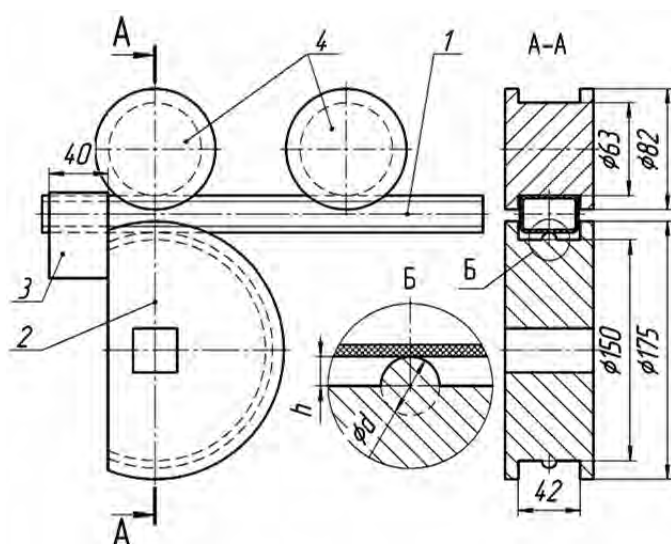


Рис. 1. Схема способа гибки стальных прямоугольных труб в трубогибе с проточкой специального профиля на фасонном валке

специального профиля на фасонном валке. Схема формообразования с размерами фасонного и прижимных валков представлена на рис. 1. Трубная заготовка прямоугольного профиля 1 устанавливается в фасонный валок 2. Концы заготовки 1 фиксируются к фасонному валку 2 при помощи зажимного кольца 3, выполненного по внешним размерам трубной заготовки. Также заготовка фиксируется двумя прижимными валками 4. Для компенсации возникающих сжимающих напряжений и предотвращения образования гофр и складок в зонегиба, на поверхности фасонного валка 2 выполнена проточка специального профиля с выступом, диаметром d и высотой h . Величину диаметра d задавали в значениях $d = 10$ мм, $d = 15$ мм и $d = 20$ мм, значение высоты h принимали

равной половине величины диаметра d . Деформированию подвергали прямоугольные трубные заготовки из Стали 10 (AISI-1010) длиной $L = 300$ мм, с размерами профиля: $a = 40$ мм, $b = 25$ мм, $r = 4$ мм и толщиной стенки $S = 2$ мм. Гибку осуществляют поворотом фасонного валка на определенный угол. Частота вращения приводного валка $\nu = 3$ об/мин. Величину коэффициента трения принимали $\mu = 0,08$.

Распределение интенсивности деформаций ε_i в объеме сформированного металла изделий, полученных при гибке с разными величинами диаметра, формообразующей специальный профиль проточки на рабочей поверхности фасонного валка, окружности d в зоне наибольшего деформирования наведено на рис. 2. Наибольшие значения величины ε_i сконцентрированы в зонах радиуса скругления перпендикулярных друг-другу поверхностей изделия возле вдавленной впадины и утяжины.

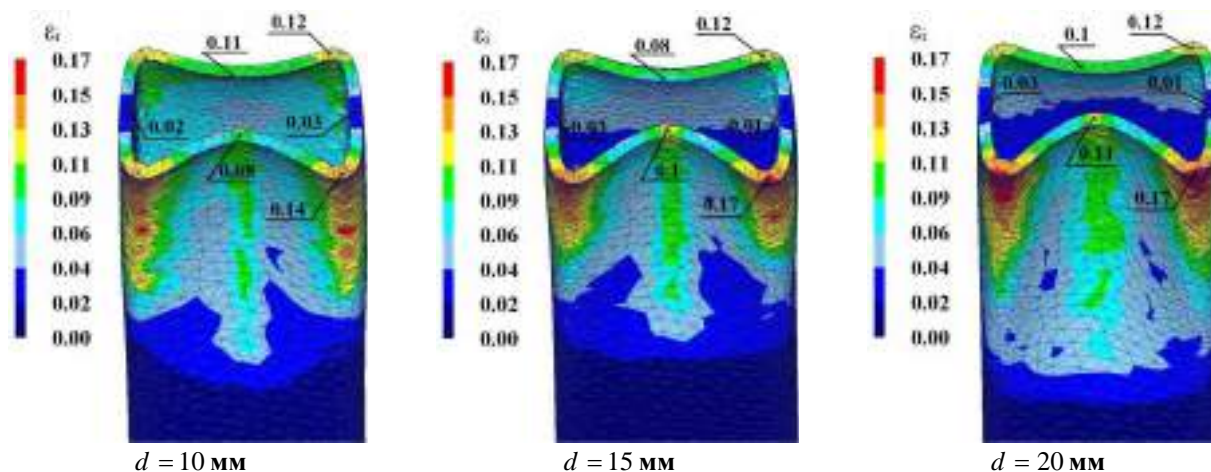


Рис. 2. Распределение интенсивности деформаций ε_i в объеме сформированного металла изделий, полученных при гибке с разными величинами диаметра формообразующей выступ специального профиля на рабочей поверхности фасонного вала окружности d

Распределение напряжений по оси X (ось X была принята по направлению длины заготовки) σ_x в объеме сформированного металла изделий, полученных при гибке наведено на рис. 3.

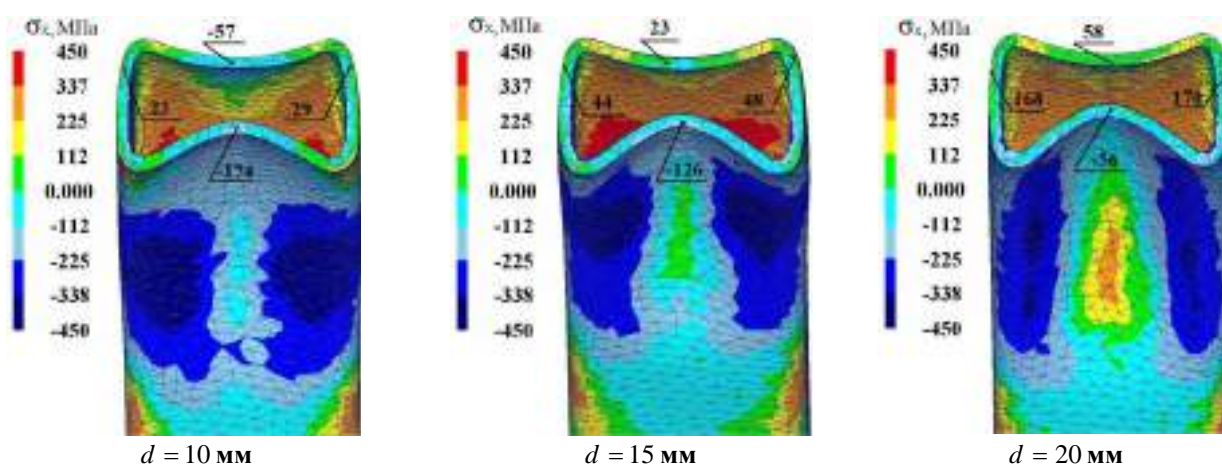


Рис. 3. Распределение напряжений σ_x в объеме сформированного металла изделий, полученных при гибке с разными величинами диаметра формообразующей выступ специального профиля на рабочей поверхности фасонного вала окружности d

ВЫВОДЫ

1. Методом конечных элементов разработана математическая модель и проведен расчетный анализ процесса гибки стальных прямоугольных труб в трубогибе с проточкой специального профиля на фасонном валке.

2. Расчетом установлено напряженно-деформированное состояние полученных изделий. Выявлено незначительное снижение величин интенсивности деформаций и напряжений по оси X с уменьшением величины диаметра формообразующей специальный профиль окружности.

Список использованной литературы

1. Козлов А.В., Компьютерное моделирование процесса гибки труб с раскатыванием / А.В. Козлов, В.Г. Шеркунов // Известия ТулГУ., Серия «Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением». – Тула, 2009 г. – №4. – С. 28–33.

УДК.621.777.4

Горноста́й В.М., к.т.н., доц., Потятиник А.М., асп.

НТУ України "Київський політехнічний інститут", м.Київ, Україна

ВИГОТОВЛЕННЯ ЗАГОТОВКИ КАТКА БМ «ОПЛОТ» ГАРЯЧИМ ШТАМПУВАННЯМ НА ГІДРАВЛІЧНОМУ ПРЕСІ ЗУСИЛЛЯМ 4МН

Як показує аналіз стану виробництва комплектуючих частин до бойових машин різного класу лева їхня частка до останнього часу виготовлялась за межами України. Наприклад, катки для БМ "ОПЛОТ" виробляються в Російській Федерації. Існуюча технологія потребує потужного технологічного обладнання, зокрема молоти для гарячого штампування потужністю 200МН, які відсутні на Українських підприємствах. Тому розробка технологічних процесів виготовлення різних складових частин сучасної техніки для негайних потреб вітчизняного виробництва під існуюче технологічне устаткування та можливості промислового виробництва є досить актуальною задачею.

Метою роботи є розробити технологічний процес виготовлення заготовки катка для БМ «Оплот» гарячим штампування на гідравлічному пресі зусиллям 4МН.

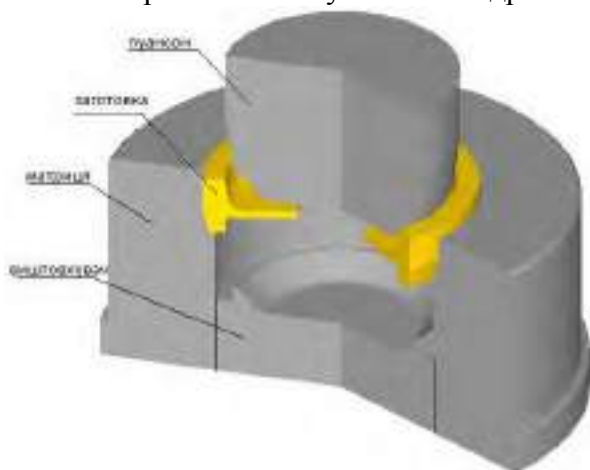


Рис. 1. Схема гарячого штампування заготовки катка.

Чисельні експерименти дозволяють встановити напружено-деформований стан в об'ємі zdeформованої заготовки, кінцеві форми та розміри виробу з урахуванням пружної деформації, а також отримати розподіл нормальних напружень на контактуючих поверхнях заготовки з інструментом, що дозволяє розраховувати інструмент на міцність, отримати залежність зусилля процесів від переміщення пуансона, визначити ступінь використання ресурсу пластичності - можливість отримання даних виробів при певних вихідних параметрах процесу ще на стадії розробки технологічних процесів. Визначити залежність зміни температури заготовки при гарячому штампуванні, що дозволяє визначити температурні інтервали процесу штампування. Все це дозволяє суттєво скоротити час на розробку та впровадження нових технологій у виробництво.

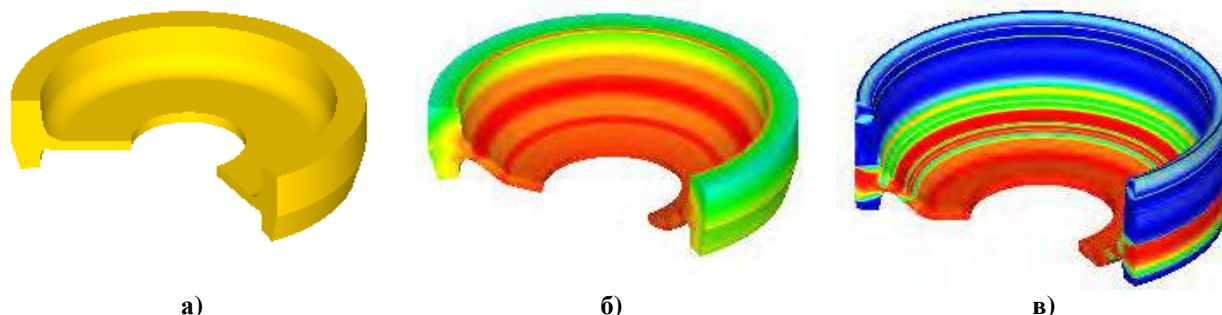


Рис. 2. Стадії гарячого штампування заготовки катка. (а-вихідна заготовка, б-проміжна стадія, в-кінцева заготовка)

Запропонована схема гарячого штампування заготовки катка із сплаву В93пч наведена на рис. 1. Вихідна заготовка для штампування отримана ливарним способом. Вихідну заготовку встановлюють в матриці для виконання операції формоутворення ободу витягуванням з потоншенням та диску процесом обтиску. При цьому, з отриманням заданих форми і

розмірів заготовки катка необхідно забезпечити пропрацювання структури металу пластичною деформацією по всьому об'єму ободу та диску. В матриці розташовується виштовхувач, форма якого забезпечує отримання диска з заданими формою та розмірами. При деформуванні заготовки на виштовхувачі виконується формоутворення диска. Зусилля від пресу прикладається за допомогою пуансону з розмірами, що забезпечують внутрішні розміри заготовки катка.

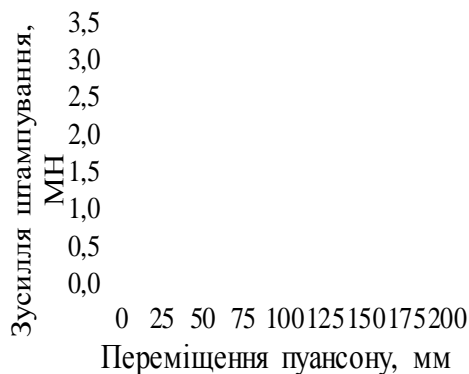


Рис. 3. Залежність зусилля штампування катка від переміщення.

деформації по об'єму заготовки. Залежність зусилля штампування від переміщення представлено на рис. 3. Максимальне зусилля штампування склало 3,5 МН при кінцевому формуванні ободу катка.

Розрахунки виконувалися шляхом комп'ютерного моделювання з використанням методу скінченних елементів (МСЕ). МСЕ дозволяє врахувати складну геометричну форму заготовки та деформуючого інструменту, тертя на контактуючих поверхнях, охолодження заготовки при гарячому формоутворенні та необхідний попередній підігрів деформуючого інструменту перед штампуванням для забезпечення температурного інтервалу штампування, а також є можливість виявити місця руйнування у zdeформованій заготовці.

На рис. 2. наведена форма заготовки в залежності від стадії штампування та з розподілом пластичної

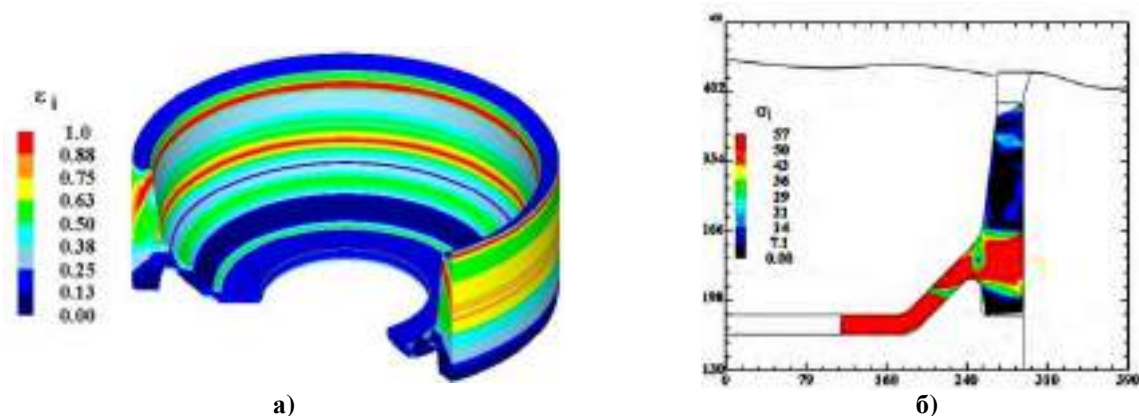


Рис. 4. Розподіл інтенсивності деформацій (а) та інтенсивності напружень (б) в об'ємі zdeформованої заготовки

Ступінь пропрацювання структури заготовки катка оцінювали по розподілу інтенсивності деформації ϵ_1 та інтенсивності напружень σ_1 залежність яких представлено на рис. 4. По отриманих значеннях інтенсивності деформацій можна прогнозувати підвищені механічні властивості zdeформованого металу в порівнянні з вихідним станом заготовки.

Висновки Для досягнення кінцевих розмірів заготовки диска катка необхідно забезпечити витримку температурного інтервалу штампування заготовки із сплаву В93пч на пресі зусиллям 4 МН зі швидкістю переміщення повзуна 7 мм/сек. Моделюванням було встановлено величину підігріву деформуючого інструменту, яка склала 330°. Та розроблена технологія отримання катка на гідравлічному пресі зусиллям 4 МН.

Список літератури

1. Буров С.С. Конструкция и расчет танков./ Буров С.С.// Москва.-1973г. с.567-579. с.600
2. Яковченко А.В. Совершенствование технологии штамповки колесных заготовок. /Яковченко А.В., Пугач А.А. , Снитко С.А. , Ивлева Н.И.// Вісник ПриазовськогоДТУ. Серія: Технічні науки. Вип. 24.-2012,с. 69-75
3. Калюжный А. В. Применение метода конечных элементов при расчетах процессов изготовления гильз для артиллерийских и стрелковых боеприпасов / А. В. Калюжный // Артиллерийское и стрелковое вооружение. - 2009. - № 2. - С. 31-43.

УДК 623.4

Орлюк М.В, к.т.н., доц., Холявик О.В., к.т.н., доц., Федоренко Ю.Г., инж.,
 Стеблюк В.И., д.т.н., проф., Кулида А.С., маг., Гучко И.Д., маг.
 НТУ України "Київський політехнічний інститут", м.Київ, Україна

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПОЛИГОНАЛЬНОГО ПРОФИЛЯ КАНАЛА СТВОЛА СТРЕЛКОВОГО ОРУЖИЯ

Ствол с полигональным профилем канала имеет ряд преимуществ перед стволом с традиционными нарезами [1]. Поэтому известные оружейные фирмы все чаще используют в новых конструкциях оружия этот тип профиля [2]. бедренного треугольника OB_1C_1 с углом при вершине α . Однако, эти преимущества в полной мере проявляются только в случае правильного определения геометрических параметров профиля: количество и размеры полигональных дорожек должны обеспечивать надежную обтюрацию канала при выстреле без чрезмерного обжатия ведущего участка пули, с одной стороны, и, с другой, исключать ее срыв с дорожек («обкатку»). В стволах с нарезным профилем для этого достаточно чтобы диаметр ведущего участка пули (пояска снаряда) был больше на 3-4% диаметра ствола по полям нарезов $d_n=(1.03-1.04)d$ [3] или площадь поперечного сечения ведущего участка оболочки пули превышала площадь поперечного сечения канала ствола на (1-2)%: $f_n/f=(1.01-1.02)$ [4]. Площадь поперечного сечения канала ствола с полигональным профилем всегда меньше площади поперечного сечения нарезного канала ствола по полям нарезов (или по диаметру d , равного калибру), а тем более площади поперечного сечения ведущего участка пули. Поэтому может оказаться чрезмерным обжатие пульной оболочки, что приведет к ухудшению баллистических характеристик выстрела.

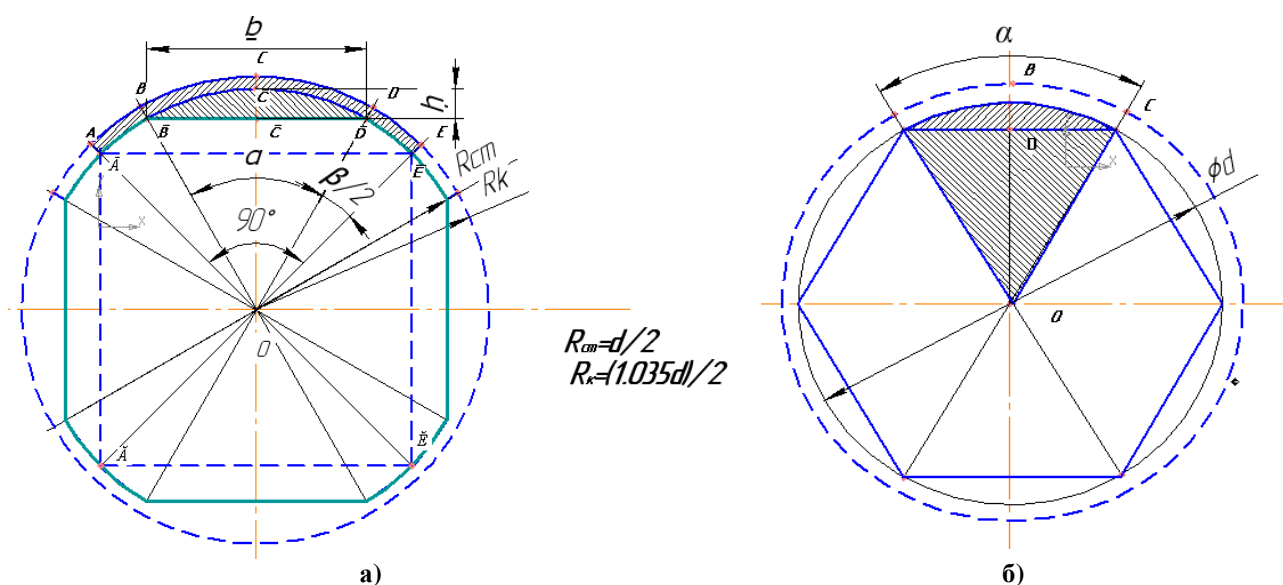


Рис. 1. Геометрические параметры полигонального профиля канала ствола при разном количестве полигональных дорожек: а)- 4 дорожки; б)- 6 дорожек.

Для примера рассмотрим размеры поперечного сечения ствола с полигональным профилем при 4-х и 6-и дорожках (Рис. 1. а, б). В первом случае площадь поперечного сечения ствола образованного вписанной четырехгранной призмой будет значительно меньше площади поперечного сечения ведущего участка пули. Их отношение равно отношению площади сектора $OABСDE$ к площади четверти квадрата $\bar{A}\bar{E}\bar{A}\bar{E}$:

$$f_n/f = \pi/16 (d_n/2)^2 / (d/2)^2 / 8 = \pi/2 (d_k/d)^2 \approx 1.68 \quad (1)$$

Если принять во внимание соотношение диаметров ведущего участка пули для имеющих винтовочных патронов, то получим, что соотношение площадей поперечных размеров пули и полигонального ствола с 4-я дорожками составит в среднем 1.68, что во много раз превышает обычное для стрелкового оружия отношение площадей поперечных сечений пули и канала ствола – ($f_n/f = 1.01-1.02$). При такой разнице площадей поперечных сечений пули и канала ствола неизбежно заклинивание пули и повреждение ствола. Поэтому полигональный профиль канала ствола с 4-я дорожками можно применять только для калибров меньше 4мм и при условии, что он образован вписанной четырехгранной призмой с большими радиусами закруглений углов (Рис. 1. а)

Однако, при этом размеры дорожек b и h (определяемые углами α и β) могут оказаться недостаточными для удержания пули от обкатывания.

Меньшую разницу в размерах поперечных сечений пули и канала ствола дает профиль, образованный вписанной в цилиндр, диаметром равным калибру d , шестигранной призмой, или, в поперечном сечении, шестиугольником, вписанным в окружность радиуса $d/2$. (Рис. 1.б).

Если стороны шестиугольника не сопряжены радиусом (угол $\alpha=\pi/3$), то отношение площади поперечного сечения пули к площади канала ствола равно отношению площади сектора OAB радиуса $r=(d_n/2)$ к площади равнобедренного треугольника OBD (Рис. 2).

$$f_n / f = [\pi/6(d_n/2)^2]/[1/2\sin(\pi/3)(d/2)^2]=[\pi/(3\sin\pi/3)(d_n/d)^2]=\pi/[3 \sin(\pi/3)]*(1.035)^2\approx 1.295$$

Это значение отношения площади поперечного сечения пули к площади поперечного сечения канала ствола превышает рекомендуемое для стволов стрелкового оружия значение в почти 20 раз ($f_n/f = 1.01-1.02$).

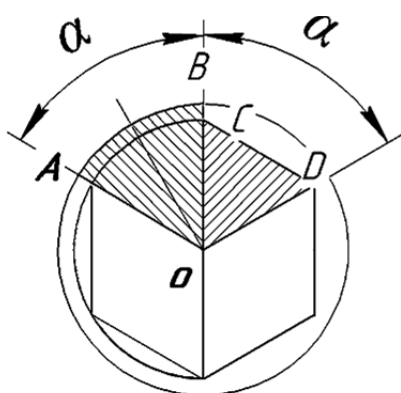


Рис. 2. К вычислению отношения площади поперечного сечения пули к площади поперечного сечения канала ствола

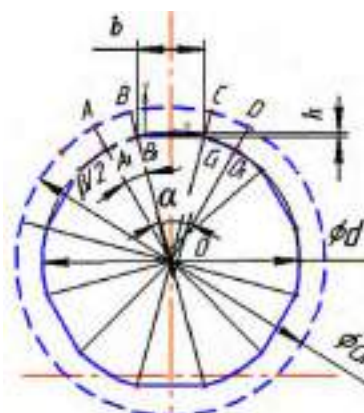


Рис. 3. Полигональный профиль канала ствола с 6-ю дорожками

Что бы уменьшить это отношение до значений, близких к принятым для стволов с нарезным профилем, следует рассмотреть профиль канала ствола, образованный шестигранной призмой, вписанной в цилиндр радиуса $d/2$, грани которой сопряжены радиусом $r=(d_n/2)$ с углом $(\alpha+\beta)$ (Рис. 3).

В этом случае отношение площади поперечного сечения пули к площади канала ствола f_n/f можно представить как отношение площади сектора $OABCD$ радиуса $r=(d_n/2)$ и углом $(\alpha+\beta)$ к площади секторов OA_1B_1 , OC_1D_1 радиуса $r=(d/2)$ с углом $\beta/2$ и площади равное, то для полигонального профиля с 6-ю дорожками $(\alpha+\beta)=\pi/3$ получим:

$$f_n/f=(\pi/3)/2*(d_n/2)^2/[\beta/2*(d/2)^2+1/2(d/2)^2*\sin\alpha]=(d_n/d)^2/[\pi/3-\alpha+\sin\alpha]=$$

$$=(\pi/3)*(1.035)^2/[\pi/3-\alpha+\text{SIN}\alpha] \quad (2)$$

Приемлемые значения обжатия получим при $\alpha \leq \pi/9$:

При $\alpha=\pi/9$ получим:

$$f_{\pi}/f=1.057$$

На Рис. 3. показано поперечное сечение ствольной заготовки для ствола калибром 7.62мм винтовки образца 1891/30 г.

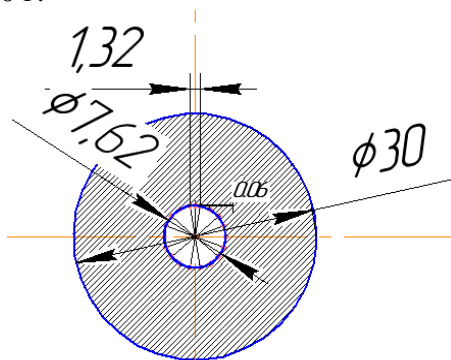


Рис. 4. Поперечное сечения ствола винтовки образца 1891/30г. с полигональным профилем

При таких значениях угла α ширина b и глубина h дорожки для калибров ≤ 9 мм могут оказаться недостаточными для удержания пули на нарезах при выстреле. В таком случае следует рассмотреть дополнительно динамическое взаимодействие пули и канала ствола при выстреле.

УДК 621

Устьянов В.Б., ст.н.с, к.т.н., Іващенко В.В., к.т.н., доц.
НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ЯЧЕЙСТОЗАПОВНЕНА КЕРАМІКА – НОВИЙ КЛАС КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

Розроблений широкий клас керамічних матеріалів з новою оригінальною структурою, яка нагадує побудову багатоклітинних живих організмів [1].

Така структура утворюється під час пресування виробів із гранульованої дисперсної сировини. Гранули вкриті оболонкою з іншого матеріалу. Під час формування вони пластично деформуються, їх оболонки зливаються в просторовий ячеїстий каркас, порожнини якого заповнені дисперсним матеріалом ядер [2].

Отвердіння виробів відбувається за рахунок висушування, випалювання та хімічних реакцій. При цьому матеріал в середині ячеек може бути у дисперсному, рихлому, твердому, спеченому, скловидному або в закристалізованому стані. Каркас завжди твердий, спечений, скловидний чи закристалізований. Ми назвали такі структури «ячеїстозаповненими».

У якості матеріалу ядер використовували глини і керамічні суміші, дисперсні промислові відходи, такі як гідрозола, шлаки ТЕС, відходи вуглевидобування та вуглезбагачення, залізисті кварцити, фосфогіпс, спучений перліт, деревна мука, торф, органічні і мінеральні волокна, глинозем тощо. Для оболонок (капсул) використовувались глини, керамічні суміші, вапно, цемент, гіпс.

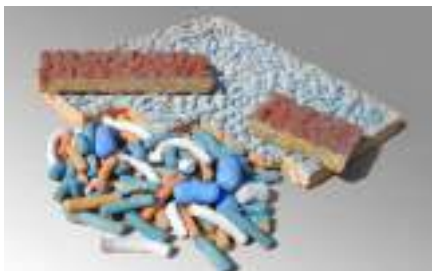


Рис. 1. Керамічні гранули і декоративна плитка



Рис. 2. Двокольорова плитка для облицювання і підлог.



Рис. 3. Якісна цегла з неякісної глини

Нова структура матеріалу відкрила нові перспективи у металознавстві. Наприклад, в галузі кераміки вона дозволяє в рази покращувати експлуатаційні властивості виробів – цегли, облицювальних плит, дорожньої кераміки, легковагових та щільних вогнетривів, тепло – та звукоізоляційних виробів, ячеїстої кераміки [3].

Так з низькоякісних широко розповсюджених у нас глин, які раніше вважалися непридатними, або з дисперсних промислових органічних і мінеральних відходів можна виробляти керамічні і безвипальні стінові вироби [4].

Ця технологія відкриває нові можливості для отримання декоративних ефектів на цеглі, облицювальних плитах, дорожній кераміці. Як правило, ці матеріали мають покращені на десятки і сотні відсотків експлуатаційні властивості.

Ячеїстозаповнена структура кераміки змінює процеси спікання – дозволяє знизити температуру випалювання, прискорити і здешевити технологію.

Відкрилась можливість в декілька разів зменшити кількість зв'язки (глини, цементу, гіпсу) у порівнянні з матеріалами однорідної побудови.

У галузі грубої кераміки технологія дозволяє відродити покинуті цегельні заводи для виробництва високомарочної і лицьової цегли зі звичайних глин, керамічного гравію та щебню для доріг, засипання паркових доріжок, тенісних кортів, гідропоніки, очищення стоків, корекції ґрунтів [5].

Розроблена технологія захищена авторськими свідоцтвами і патентами [1-4], випробувана на промисловому обладнанні в умовах діючих виробництв. Вона не має аналогів за кордоном і повністю готова до впровадження.

Список літератури

1. Устьянов В.Б., Иващенко В.В. Способ изготовления керамики. Авт. св. № 806646, 21.10.1980 (приоритет 04.04.1978), опубл. 23.02.1981, бюлл. № 7.
2. Устьянов В.Б., Иващенко В.В. Способ изготовления керамики (его варианты). - Авт. св. № 1175920, 01.05.1985, (приоритет 28.02.1983), опубл. 30.08.1985, бюлл. № 32. Патент СССР с 01.06.1991.
3. Устьянов В.Б., Иващенко В.В. Способ изготовления тепло-звукоизоляционных изделий. Авт. св. № 833905, 02.02.1981 (приоритет 20.04.1978), опубл. 30.05.1981, бюлл. № 20.
4. Устьянов В.Б., Иващенко В.В., Ларионов М.Т. Способ изготовления безобжиговых строительных изделий. - Авт. св. № 1263679, 15.06.1986 (приоритет 03.06.1984), опубл. 15.10.1986, бюлл. № 38.
5. Устьянов В.Б., Иващенко В.В. Ячеистозаполненные материалы – тенденции и перспективы. "Строительные материалы, оборудование, технологии XXI века", №2, 2014 г., Москва.

УДК 621.983.07:669.017

Orlyuk M., PhD, Soprunenko V., Korobka Y.

National Technical University of Ukraine «Kyiv Polytechnic Institute», Kyiv, Ukraine

FEATURES OF FORMATION HOLLOW AXISYMMETRIC ITEMS WITH BARRING HOLE AT BOTTOM



Fig. 1. Axisymmetrical detail of barring hole

The classical scheme stamping axisymmetrical detail of flanged opening hole at the bottom (Fig. 1.) includes the following operations [1]:

- felling of blank;
- extraction;
- punching holes in the bottom;
- burring.

In terms of the improving the efficiency of production of such detail punching holes to perform better traction, but when pulling the pieces of the hole can be a significant distortion of the size of the hole [1], which makes it impossible to further flanging.

For determination the behavior of the material when pulling blanks with a hole made modeling process for different schemes among DEFORM-3D.

When pulling the traditional pattern is predictable distortion bottom (Fig. 2) and a significant increase in the size of punched hole (Fig. 3). The dimensions of the hole increased by about 7 mm (3.5 mm on the side).



Fig. 2. Curvature of the bottom semimanufactures

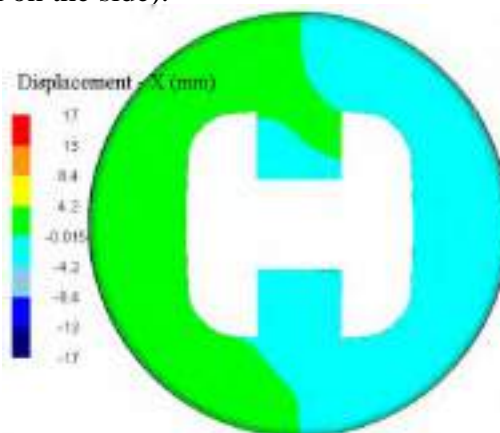


Fig. 3. The shift points of the bottom of semimanufactures

When pulling from the bottom of the pressing deformation pattern changes significantly. The bottom is flat intermediate product (Fig. 5), and destruction criterion value (Fig. 6) does not exceed 0.4 (stretching occurs without destruction).

However, increasing the size of the hole (Fig. 7) of the low rigidity of the bottom of the semi-finished product remains significant (about 1.5 mm per side).

But in this case the bottom of the rigidity can be improved burring hole to pulling.

Value destruction criterion in the corners of the hole is 0.65 ... 0.7 (Fig. 4), which exceeds the critical value [2], namely when pulling under this scheme, there is a high probability of destruction semimanufactures.

The simulation results of the process pulling blanks with pre burring hole (if pressing a bottom part) shown in Fig. 8, 9. As can be seen from the figures, when pulling on the bottom of this scheme is almost not deformed and burring hole size ranges of elastic deformation.

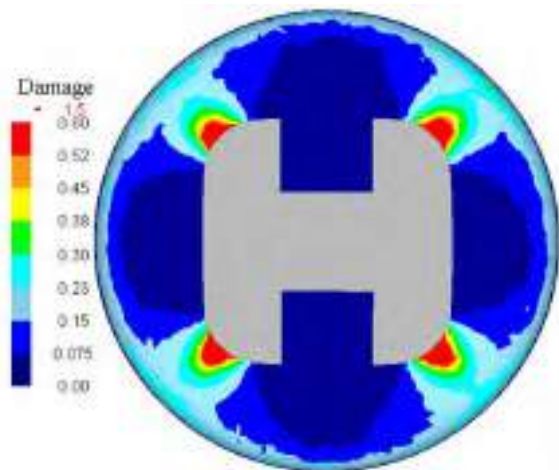


Fig. 4. Distribution criteria destruction in the bottom



Fig. 5. Deformation bottom

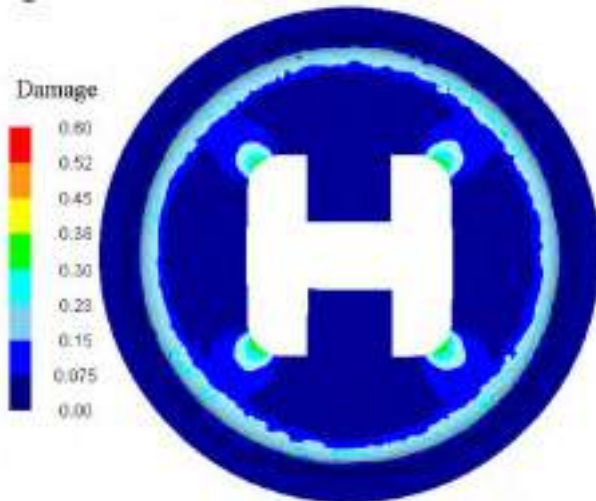


Fig. 6. Distribution criteria destruction in the bottom

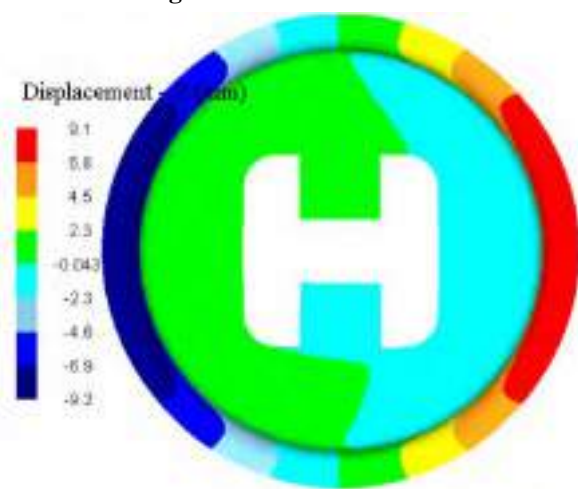


Fig. 7. The shift points of the bottom of semimanufactures

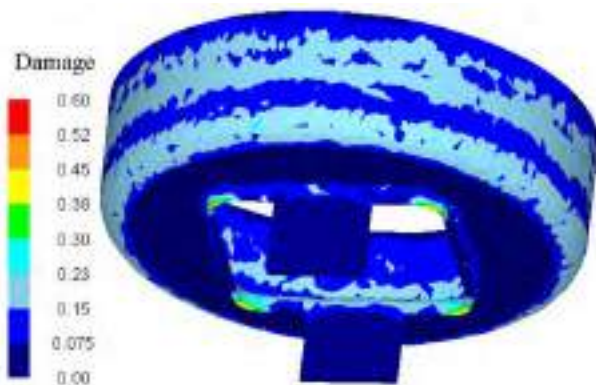


Fig. 8. Distribution criteria destruction

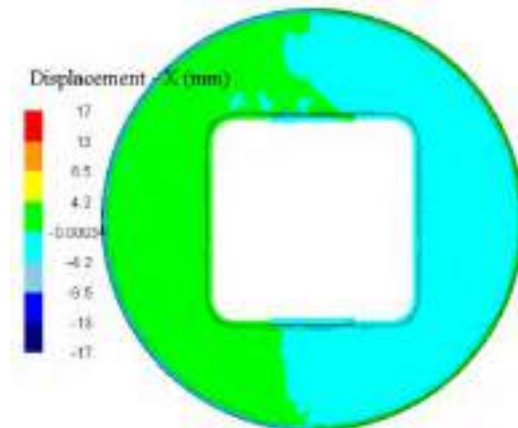


Fig. 9. The shift points of the bottom of semimanufacture

Research results show that the presence of the product obtained by pulling out, flanged hole in the bottom part of the hole punching and flanging can be performed to pulling provided that pulling will be performed pressing bottom.

References

1. Romanovskii V. Guide to cold forming. - 6 th ed., Revised. and ext. - L.: Mechanical engineering. Leningrad. Dep-tion, 1979. – 520 p.
2. Borona N. Identification and measurement of ductile damage parameters // Journal of Strain Analysis for Engineering Design. – 1999, №34(6). – P. 63-78.

УДК.621.774.8

Сабол С.Ф., к.т.н., доц.

НТУУ «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

ІНТЕНСИФІКАЦІЯ ПРОЦЕСУ ВИТЯГУВАННЯ ЦИЛІНДРИЧНИХ ПОРОЖНИСТИХ ВИРОБІВ ЗА ДОПОМОГОЮ ЗАСТОСУВАННЯ ПРОФІЛЬОВАНИХ МАТРИЦЬ

Метою роботи є інтенсифікація процесу витягування циліндричних виробів шляхом використання профільованої матриці. Вказану задачу можна вирішити шляхом зменшення площі контакту між матрицею і заготовкою. Для цього, при витягуванні, традиційну матрицю можна замінити профільною, форма якої складається із послідовно розташованих торкових поверхонь. Схема витягування порожнистих виробів в профільованій матриці зображена на рис. 1. На рис.2 показана матриця із профільованою поверхнею. Витягування заготовки (1) виконується пуансоном (2) в профільованій матриці (3) з притиском (4). Для отримання гладкої поверхні заготовки після витягування, необхідно встановити оптимальні величини діаметру d_k і кроку t .

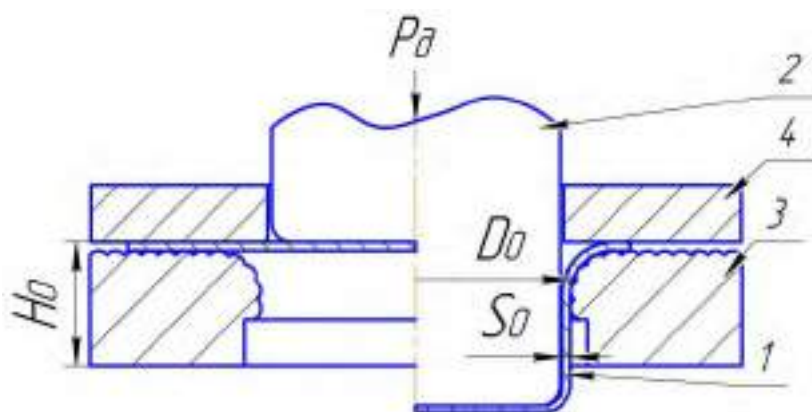


Рис. 1. Схема витягування порожнього виробу

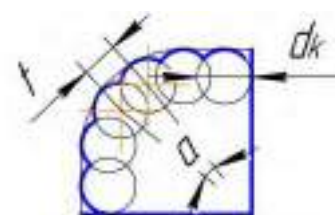


Рис. 2. Матриця зі спрофільованою поверхнею

Визначення вказаних величин було проведено шляхом математичного моделювання за допомогою методу скінченних елементів (МСЕ). Для проведення порівняльного аналізу за допомогою МСЕ процесу витягування в традиційній і спрофільованих матрицях, було розглянуто моделі заготовок з сталі 08кп, діаметром $D_0=100$ мм та товщиною $S_0=1$ мм.

Діаметр d_k і крок t змінювався для встановлення можливості отримання меншого зусилля витягування та меншого коефіцієнту витягування. Результати порівнювались з витягуванням в традиційному інструменті.

Визначалося зусилля витягування заготовок з вказаними геометричними параметрами в традиційних матрицях та матрицях з профільованою поверхнею. При чому розглядалися профільована поверхня з різними геометричними параметрами (діаметр торкової поверхні d_k та крок їх розташування t). Встановлено, що при витягуванні в спрофільованій матриці крок профільованої поверхні $t=2$ мм, при величині $d_k=3$ мм, забезпечує зменшенню зусилля витягування (з 60 кН до 49 кН). При значеннях кроку $t>2$ мм і $t<2$ мм та при $d_k>3$ мм та $d_k<3$ мм зменшення зусилля витягування майже не спостерігається (відповідно 55кН і 60кН).

Навпаки, при $d_k=6$ мм і $t=5.5$ мм зусилля виросло (відповідно 63 кН і 59 кН). Результати порівняльного аналізу приведені на рис. 3. Було встановлено, що при традиційній схемі витягування, максимальний коефіцієнт витягування $m_1=0.5$, а при застосуванні профільованої

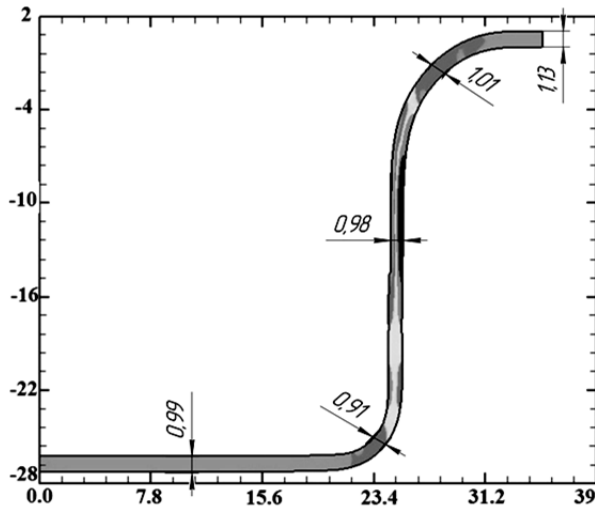


Рис. 4. Форма та розміри здеформованої заготовки

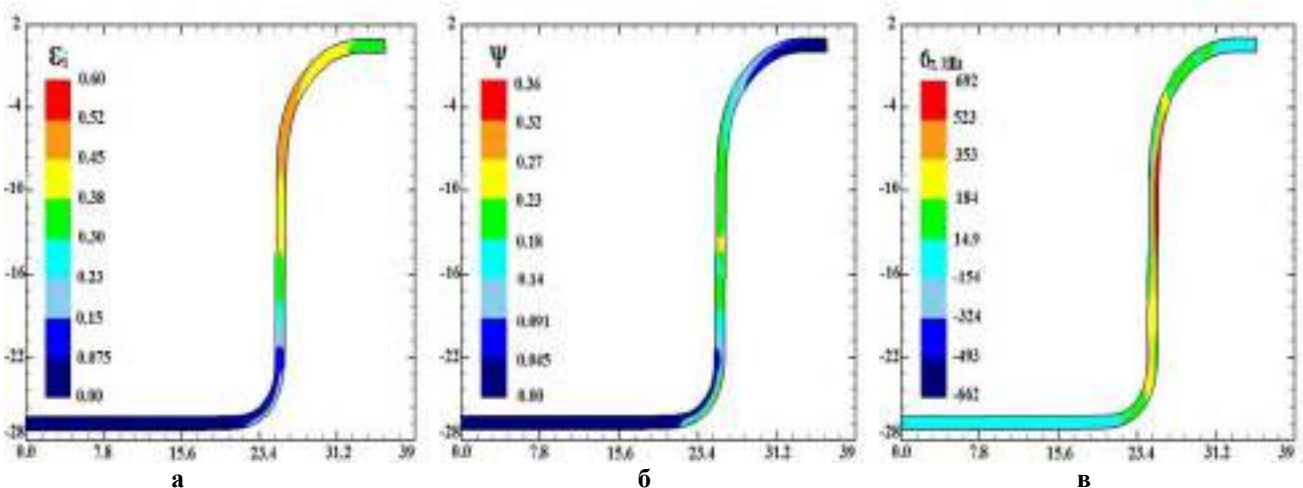
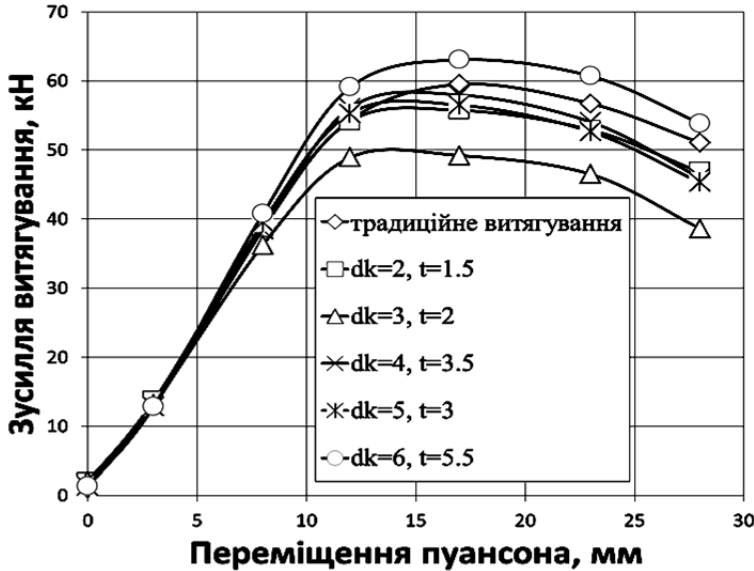


Рис. 4. Розподіли інтенсивності деформацій ε_i , напружень σ_z (в МПа), ступеню використання ресурсу пластичності ψ здеформованої заготовки: а - ε_i ; б - ψ ; в - σ_z

Висновок: Таким чином, дослідження показали можливість інтенсифікації процесів витягування (зменшення зусиль процесу та зменшення допустимого коефіцієнту витягування)

матриці з оптимальними величинами діаметру d_k і кроку t максимальний коефіцієнт витягування зменшився до $m_1 = 0.45$.

На рис. 4. показані форми та розміри здеформованих заготовок.

Для сталі 08кп отримали, що при товщині стінки порожнистого виробу 0,98 мм товщина радіусної частини становить 0,91 мм, товщина фланця 1.13 мм.

На рис. 5. приведені розподіли інтенсивності деформацій ε_i , напружень σ_z (в МПа)

та ступеню використання ресурсу пластичності ψ , які отримані у здеформованому металі для матеріалу сталь 08кп. Пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією можна оцінити по розподілу інтенсивності деформацій ε_i , зміцнення здеформованого металу – по розподілу σ_z , а можливість руйнування – по розподілу ψ .

УДК 621.77.01

Добров І.В. д.т.н., проф., Семичев А.В. к.т.н., доц., Рубан В.Н. ст. преп.,
Новиков Б.О. студ.

НМетАУ «Национальная металлургическая академия Украины», г. Днепропетровск, Украина

РАЗРАБОТКА И АНАЛИЗ ОПТИЧЕСКИХ МЕТОДОВ ФИЗИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ОСАДКИ

В настоящее время активно развиваются следующие методы моделирования технологических процессов обработки материалов давлением (ОМД) [1]:

- физическое моделирование с использованием материала с высокими пластическими свойствами (пластилин, свинец и т.д.);
- аналоговое моделирование;
- математическое моделирование;
- геометрическое моделирование.

Каждый из перечисленных выше методов имеет свои преимущества и недостатки при решении определенных задач исследований процессов ОМД и предопределяет их дальнейшее развитие и совершенствование.

Цель работы. Расширение возможностей метода физического моделирования путем разработки новых оптических методов исследования процесса осадки заготовки из пластилина, которые включают изготовление инструмента (пуансона или матрицы) из прозрачного материала и фиксацию на цифровую камеру перемещение слоев материала заготовки в процессе осадки с последующим воспроизведением на мониторе компьютера материалов киносъемки.

При этом оптические методы можно разделить на две группы.

К первой группе относятся оптические методы исследования кинематики материала заготовки на контактной поверхности заготовки и пуансона за счет изготовления пуансона с плоской или фасонной контактной поверхностью из прозрачного материала [2], [3].

Ко второй группе оптических методов относятся методы определения кинематики слоев материала по сечению материала заготовки, деформируемого в матрице с прозрачными боковыми стенками в условиях плоской деформации [4].

Исследования.

Сущность оптического метода [2] первой группы представлен на рис. 1 и состоит в том, что заготовку 1 из пластилина исходной высотой H_0 и диаметром $D_0 = 25$ мм осаживали на

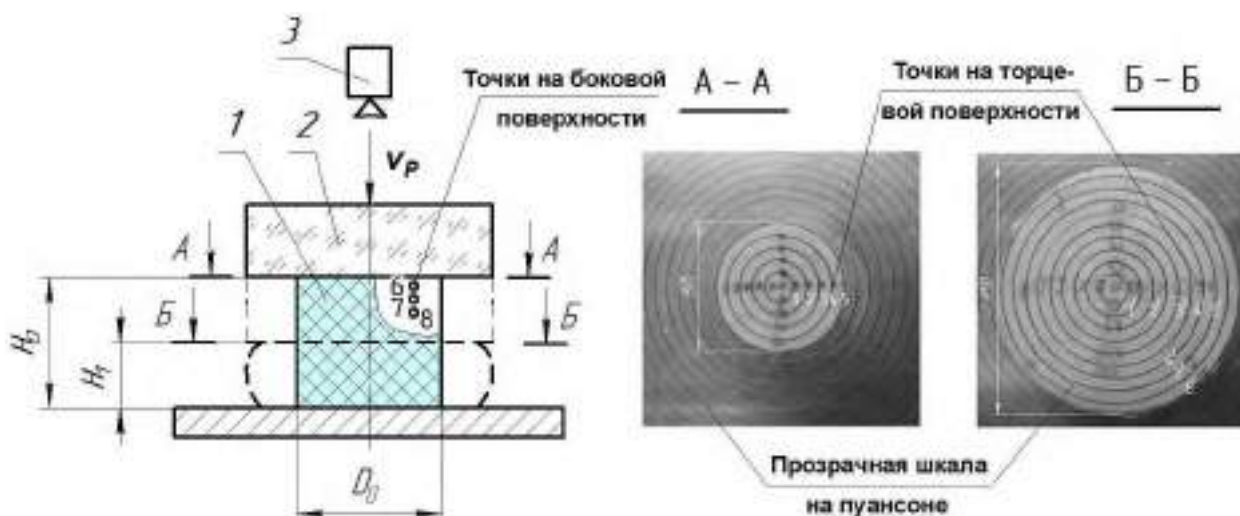


Рис. 1. Оптический метод исследования скольжения заготовки из пластилина по плоской поверхности пуансона

высоту H_1 до диаметра $D_1 = 60$ мм прозрачным пуансоном 2. Предварительно на торцевой поверхности заготовки (сечение А-А на рис. 1) черным лаком наносились контрольные точки 1,2,3,4,5. Аналогичные точки 6,7,8 наносились на боковой поверхности заготовки. Процесс деформации заготовки со скоростью v_p фиксировали цифровой кинокамерой 3. Киносъемку и отдельные фрагменты процесса деформации воспроизводили на мониторе компьютера. По изменению положений контрольных точек 1,2|...7|,8| (сечение Б-Б на рис. 1) с использованием прозрачной шкалы на поверхности пуансона в виде концентрических окружностей определяли характер и кинематику относительного скольжения заготовки на контактной поверхности заготовки и инструмента в процессе осадки симметричной заготовки плоским пуансоном.

Влияние геометрии паза на торцевой поверхности пуансона и внешнего трения на боковых поверхностях выступа заготовки при осадке (рис. 2) приведены на рис. 2, б, в [3].

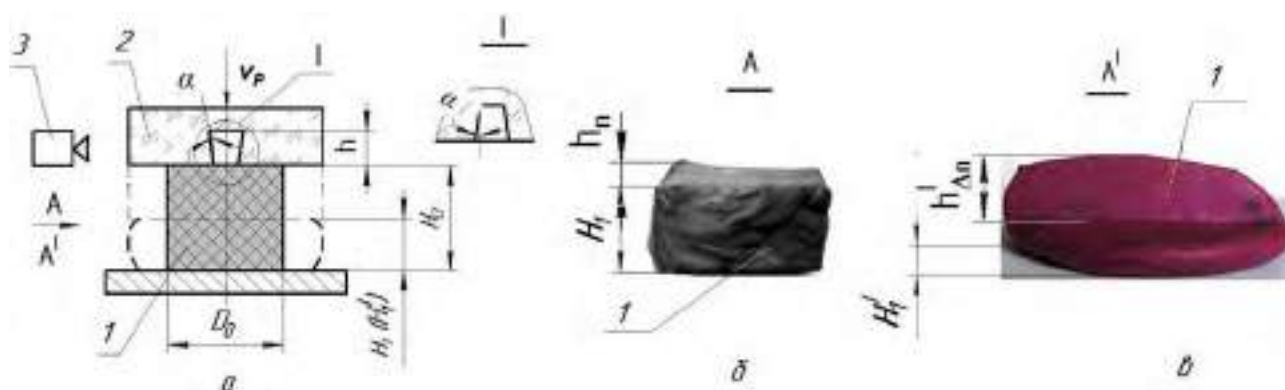


Рис. 2. Оптический метод исследования осадки профильной заготовки из пластилина:
 а – принципиальная схема; б – профиль заготовки при осадке «без трения» боковой поверхности выступа заготовки; в - профиль заготовки при осадке в условиях трения боковой поверхности выступа заготовки

На рис. 2, б представлена заготовка 1 после осадки на высоту H_1 пуансоном 2, на торцевой поверхности которого выполнен паз высотой h в виде ласточкиного хвоста (рис. 2, а) с отрицательным углом наклона боковой поверхности паза ($\alpha < 0$). В этом случае в процессе осадки на боковой поверхности выступа заготовки высотой $h_{\Pi} < h$ отсутствуют силы трения.

На рис. 2, в представлена заготовка 1 после осадки на высоту $H_1^1 < H_1$ пуансоном 2, на торцевой поверхности которого выполнен паз высотой h в виде клина (выноска I на рис. 2, а) с углом наклона боковой поверхности паза ($\alpha > 0$). При этом на боковой поверхности выступа заготовки высотой $h < h_{\Delta\Pi}^1 < h_{\Pi}$ в процессе осадки действуют силы трения.

Анализ результатов исследования, представленных на рис. 1 и рис. 2, показывает, что независимо от наличия или отсутствия сил внешнего трения на контактной поверхности заготовки и инструмента в процессе осадки всегда имеет место изменение формы поверхности заготовки не контактирующей с инструментом.

Сущность нового оптического метода [4], который относится ко второй группе оптических методов исследования деформации заготовки при осадке (рис. 3, а), состоит в том, что заготовка 1 из пластилина, содержащая на боковой поверхности вставки (полосы) 2 из пластилина другого цвета, устанавливается в сборную матрицу, содержащую боковую поверхность и основание 3 из стали, которая с помощью стяжных болтов 4 соединяется с прозрачной боковой стенкой 5 матрицы, и к этой стенке прилегает боковая поверхность заготовки с

цветными вставками. Деформация заготовки осуществляется пуансоном 6, торцевая поверхность которого может иметь различную конфигурацию.

Изменение положения и формы цветных полос 2 в процессе осадки заготовки 1 фиксируется цифровой кинокамерой 7 через прозрачную боковую стенку матрицы 5. Анализ кинематики процесса осадки симметричной заготовки на лабораторном оборудовании (например, на винтовом прессе (рис. 3, б) в условиях плоской деформации при $b/H_0 < 0,2$ ($b = const$ - ширина заготовки)) производился на мониторе компьютера в реальном, замедленном или ускоренном времени процесса деформации, а также при анализе наиболее характерных фотографий фрагментов процесса осадки.

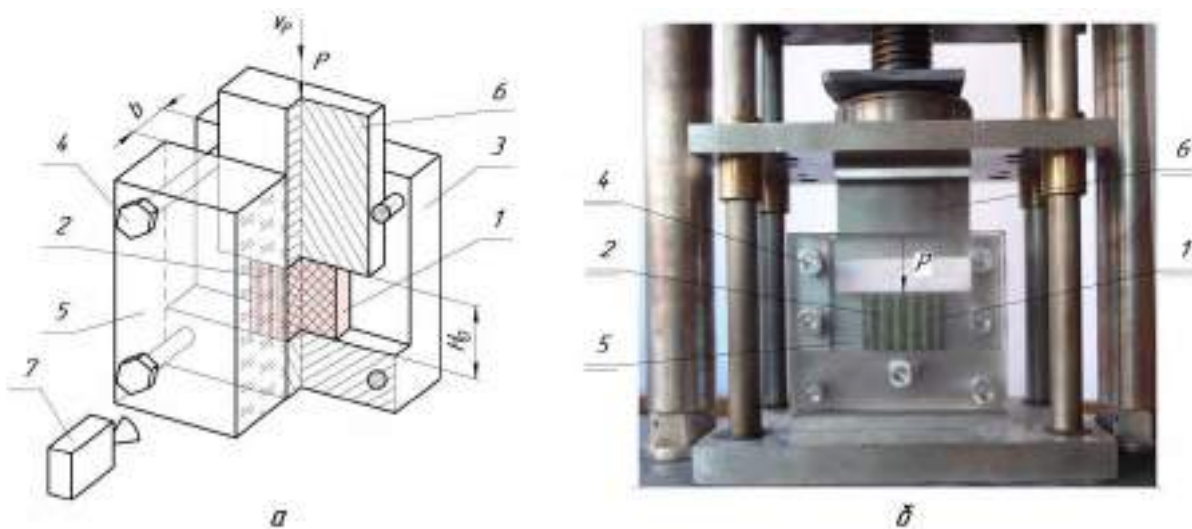


Рис. 3. Устройство для нового оптического метода исследования процесса осадки:
а – принципиальная схема устройства; б – положение устройства на винтовом лабораторном прессе
(цифровое обозначение соответствует обозначению на схеме а)

Выполнены исследования распределения деформации слоев материала по сечению заготовки в условиях плоской деформации при различной конфигурации торцевой поверхности заготовки, которые определяют характерные особенности кинематики процесса осадки в зависимости от условий деформации заготовки. Впервые показано, что при определенных условиях деформации заготовки из пластилина процесс осадки переходит в процесс резания этой заготовки.

Выводы

Применение разработанных оптических методов физического моделирования процесса деформации заготовки из пластилина позволяет расширить классификацию способов осадки и получить дополнительную информацию о характерных особенностях кинематики процесса осадки заготовки в этих условиях.

Список литературы:

1. Абашков В.П. Классификация методов моделирования процессов обработки металлов давлением / В.П. Абашков, К.Н. Соломонов // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2008. – № 9. – С. 25–28.
2. Добров И.В. Экспериментальне визначення ковзання циліндричної заготовки при осадці плоским пуансоном / И.В. Добров // Теория и практика металлургии. – 2015. - №1-2(102-103). - С.67-70.
3. Добров И.В. Анализ процессов трения твердых и пластически деформируемых тел в механике машин на примере осадки симметричной заготовки плоскими бойками (Сообщение 2) / И.В. Добров // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2009. – № 3 – С. 3–10.
4. МКІ G01B11/16. Способ определения кинематики процесса пластической деформации / И.В. Добров, А.В. Семичев, И.И. Гетьман (Украина). - Подана заявка № u 201511782. - 2 с.

УДК 621.73

Іскович-Лотоцький Р.Д., д.т.н., проф., Івашко Є.І., асп., Малінка Е.О., студ.
Вінницький національний технічний університет, м. Вінниця, Україна

ПЕРСПЕКТИВИ ВІБРАЦІЙНОГО РОЗКОЧУВАННЯ КІЛЕЦЬ ПІДШИПНИКІВ

В якості вихідних заготовок для розкочування можуть бути використані кільцеві заготовки, що отримані в результаті попередніх операцій різання або обробки тиском. Це заготовки відрізані від гарячекатаних труб, виточені з труб та прутків; штамповки, що отримані об'ємною або листовою штамповкою, згинанням полоси з наступним зварюванням, литвом та ін. Детальний аналіз переваг та недоліків відомих способів отримання вихідних заготовок в залежності від типу виробництва проведено в роботах.

За схемою деформування розрізняють відкрите та закрите розкочування. За процесом деформування розрізняють гаряче та холодне розкочування.

Для гарячого розкочування більш ефективною є закрита схема розкочування кільцевих заготовок.

Холодне розкочування кілець підшипників забезпечує більш високу їх точність, ніж гаряче, через відсутність коливань температури. Завдяки цьому є можливість забезпечити таку точність кільця по зовнішньому діаметру, що дозволяє виключити наступну токарну обробку всього зовнішнього профіля і для отримання готового кільця буде достатньо однієї токарної операції по розкочуванню внутрішнього профіля.

На процес пластичного деформування витрачається енергії значно менше ніж на виконання роботи по подоланню опору силам тертя на поверхні контакту інструмента з оброблюваним металом, поглинається та розсіюється металом, інструментом і навколишнім середовищем. Пластичне деформування в таких процесах проходить за умов довго-тривалого напруженого зв'язку між інструментом та оброблюваним металом, що визначає значні втрати робочого зусилля, потужності та ККД. Суттєво впливає на процес пластичного деформування швидкість його протікання. Якщо враховувати вищезгадані обставини, то є можливість пояснити доцільність застосування в осередку деформації вібраційного (пульсуючого, циклічного) навантаження. Таким чином, зниження напруг деформування автори пояснюють зміною умов тертя на поверхні контакту інструмента з оброблюваним металом (поверхневий фактор), зниженням опору метала деформації (об'ємний фактор), а також перерозподілом в часі навантаження осередку деформації (часовий фактор).

Широке використання та впровадження вібраційних маловідходних та безвідходних технологій обробки металів обмежувалося через відсутність спеціально розроблених та створених вібраційних приводів. Як відмічали самі автори досліджень процесів вібраційної обробки, лише в деяких випадках створювалися дослідні, напівпромислові та промислові зразки вібраційних приводів для вібропресів, вібромолотів, прокатних станів. Здебільшого для досліджень використовувалися віброприводи, що були в наявності і не завжди відповідали за своїми характеристиками вимогам проведення експерименту в широкому діапазоні зміни параметрів навантаження (частоти, робочого зусилля, енергії одного циклу, тощо).

Список літератури

1. *Полухин П.И.* Сопrotивление пластической деформации металлов и сплавов / П.И. Полухин, Г.Я. Гунн, А.М. Галкин. – М.: Металлургия, 1976. – 488 с.
2. *Анищенко А.С.* Прогрессивные технологические решения в обработке металлов давлением: Учебное пособие / Анищенко А.С. – Мариуполь: ПГТУ, 2013. – 180с.
3. *Аксенов Л.Б.* Теория, технология и оборудование обработки металлов давлением / Аксенов Л.Б. – Изд-во: СПбГТУ, 1997, 111 с.