

Левченко В. М.
Алієва Л. І.
Тітов А. В.
Абхарі П. Б.
Чепеленко О. Ю.

МОДЕЛЮВАННЯ СИЛОВОГО РЕЖИМУ ПРИ БОКОВОМУ ВИДАВЛЮВАННІ У МАТРИЦІ ІЗ ЗАКРУГЛЕНИМИ ДІЛЯНКАМИ

Для моделювання силового режиму процесу бокового видавлювання методом верхньої оцінки розроблено трикутний криволінійний кінематичний модуль, що дозволило оцінити вплив геометричних параметрів профільованих матриць на тиск деформування. У роботі розглянуті властивості і можливості трикутного криволінійного модулю для аналізу процесу поперечного бокового видавлювання відростка у матриці з закругленою перехідною ділянкою. Встановлено, що криволінійний модуль не має властивості інверсійності. Для визначення приведенного тиску розкриття матриць \bar{q} для криволінійного модуля на перехідній кромці матриці застосовано підхід введення віртуального переміщення напівматриць і отримання залежності з використанням рівняння енергетичного балансу потужностей на кінематично можливих швидкостях переміщень. Описана методика побудови годографа швидкостей і отримання розрахункових формул як для тисків деформування, так і тисків розкриття матриць із закругленими ділянками. Графічним аналізом залежностей приведених тисків деформування та розкриття матриць встановлено, що найбільший вплив на рівень тиску має параметр – відносна товщина відростка h/R_m , який характеризує ступінь обтиснення металу на перехідній закругленій кромці матриці. Параметром оптимізації при цьому був кут β , який відповідає положенню лінії розриву швидкості на виходу з осередку деформації. Для інженерних розрахунків силових режимів запропоновано спрощені формули, які адекватно описують вплив технологічних параметрів. Рекомендації щодо розрахунку із запропонованим трикутним криволінійним модулем силових параметрів видавлювання можуть бути використані при проектуванні процесів видавлювання як деталей з відростками, так і порожнистих виробів інструментами з закругленими формоутворюючими поверхнями.

Ключові слова: бокове видавлювання, закруглена кромка матриці, метод кінематичних модулів, трикутний криволінійний модуль, приведений тиск деформування, тиск розкриття матриці.

Значним резервом підвищення конкурентоспроможності машинобудування можуть бути новітні ресурсозберігаючі технології заготівельного виробництва, до яких можна віднести і процесі точного об'ємного штампування (ТОШ). ТОШ видавлюванням дозволяє отримувати заготовки із розмірами і якістю, які наближаються до параметрів готових деталей, завдяки чому зменшується або повністю виключається доопрацювання механічною обробкою [1].

Останнім часом спостерігається стійка тенденція до розширення можливостей процесів ТОШ за рахунок підвищення складності конструкції деталей, що штампуються [2, 3]. На додаток до традиційних способів видавлювання все більше застосування знаходять способи поперечного (радіального та бокового) видавлювання, які спрямовані на виготовлення складних деталей з фланцем або з одним чи декількома бічними відростками [4, 5]. Новими способами видавлювання виготовляють деталі недоступних раніше форм: порожнисті складних конфігурацій [6], з фланцями [2, 7] зі східчастими та порожнистими відростками круглого (кільцевого) та прямокутного перерізу [8]. В огляді Асоціації штампувального виробництва (FIA) [3] показано послідовність еволюції процесу штампування сталевих хрестовин від звичайного гарячого штампування до холодного видавлювання, що наблизило за формою заготовку і готову деталь та призвело до значного зниження трудомісткості.

Розвиток технологій ТОШ пов'язано також з освоєнням способів деформування, які утворюються при комбінуванні схем поздовжнього та поперечного видавлювання. Ці способи видавлювання дозволяють отримувати штампуванням складно профільовані порожнисті деталі типу стаканів і гільз з фланцем за одну технологічну операцію у роз'ємних матрицях закритих штампів [7, 9, 10].

Варіативність технологічних режимів, конфігурацій деталі та інструменту (у вигляді фасок та закруглень перехідних ділянок матриць), схем деформування та кінематики течії металу потребує адекватної попередньої оцінки технологічних режимів та прогнозування результатів формоутворення деталей [11]. В вирішенні таких проблемних завдань добре зарекомендував себе метод скінчених елементів (МСЕ). На сьогодні вивчено вплив ряду геометричних параметрів, таких як радіус закруглення матриць, величині зазорів та діаметрів фланців, а також умов тертя на формування та колювання навантажень у таких процесах, як радіально-зворотне видавлювання порожнистих деталей [7], тристороннє зворотнє-радіально-прямє видавлювання порожнистої деталі типу втулки з перемичкою [10], послідовнє радіально-прямє видавлювання порожнистих деталей типу гільз [12], радіально-поздовжнє видавлювання деталей типу втулок [13], поперечно-зворотнє видавлювання стаканів з фланцем біля дна [14] та зворотнє видавлювання стаканів [15]. Результати скінчено-елементного аналізу були порівняні з експериментальними даними щодо навантажень та течії матеріалу, а також щодо розподілу напружень та деформацій.

Основне обмеження досліджень способів поперечного та комбінованого поперечно-поздовжнього видавлювання в тому, що аналіз силового режиму процесів проводиться без вивчення сил розкриття роз'ємних матриць, в яких реалізуються ці способи. Особливо враховуючи те, що геометрія інструменту та умови тертя відіграють важливу роль в формуванні силового режиму саме в рівні зусиль розкриття роз'ємних матриць. Також є і деякі суперечливі висновки, що викликають сумніви. Наприклад, висновок про те, що радіус контрпуансону і радіуси закруглень перехідних ділянок інструменту мають незначний вплив на формування навантаження на пуансон і контрпуансон [14], або вплив умов тертя на навантаження та деформацію заготовки незначний [7].

В останні роки увагу дослідників присвячено перевагам та проблемам використання штампів з роз'ємними матрицями. Основною вимогою при створенні таких пристроїв є забезпечення жорсткого замикання складної матриці при робочому ході і легкого розмикання при знятті навантажень [16]. Вузли затиску (замикання) повинні подолати сили, що спрямовані на розкриття складової матриці і виконувати функції затиснення напівматриць, що утворюють при змиканні робочу приймальну порожнину [17].

Проте вузли і пристрої для затиску роз'ємних матриць ускладнюють конструкції та налаштування штампів і тому для їх вибору або проектування важливо точно знати сили розкриття матриць [16]. Неправильна оцінка зусиль розкриття в долях від сил деформування може призвести до втрати надійної роботоспроможності штампів [1, 16] і точності деталей, що штампуються, яка також залежить від того, як надійно закрита складна матриця.

Для вивчення закономірностей розвитку силового режиму при формоутворенні деталей використовуються комп'ютерні та аналітичні методи моделювання. МСЕ дозволяє вирішити досить непрості завдання прогнозування формозміни і напружено-деформованого стану (НДС) заготовок в умовах складного навантаження та кінематики течії металу [6, 9, 11, 15]. Для аналізу силових та деформаційних режимів і отримання розрахункових формул, необхідних для оперативних проектних розрахунків, частіше використовують енергетичні методи верхньої оцінки [11, 18, 19]. При цьому, побудовою осесиметричних кінематично можливих полів швидкостей різної конфігурації (кінематичних модулів), можна отримати розрахункові залежності для основних параметрів процесу [2, 20]. Ці рішення враховують особливості конструкції деталі і кінематику деформування, однак внаслідок складності кінематичних модулів розрахункові вирази виходять надто громіздкими.

Для отримання інженерних залежностей енергосилових параметрів зручно використовувати метод кінематичних модулів (МКМ), що дозволяє описати складні схеми течії за допомогою елементарних модулів (одиничних областей плоского та осесиметричного деформування), рішення для яких вже відоме [1, 2, 19]. Сумарна оцінка приведенного тиску в цьому випадку дорівнює сумі приведених тисків модулів, що входять в технологічну схему [21].

При аналізі силового режиму, визначення поряд з активними силами деформування і реактивних сил, які сприймаються інструментом та ведуть, як в нашому випадку, до розкриття матриці, представляє не тільки значний інтерес, але й складність, яка обумовлена кінематикою процесу [2, 16].

Таким чином, отримання інженерних розрахункових залежностей, що враховують особливості геометрії деталі, спосіб деформування та кінематику течії є актуальним завданням, важливим для проектування технологій і оснащення ТОШ видавлюванням в роз’ємних матрицях.

Метою роботи є аналіз силового режиму процесу видавлювання деталей складної конфігурації з відростками та фланцями за допомогою криволінійного кінематичного модуля трикутної форми.

Відповідно до МКМ розрахункові схеми процесу плоского бокового видавлювання містять модулі для аналізу течії металу в характерних зонах деталі: в центральній зоні 1, де відбувається стиснення та видавлювання металу та в перехідній зоні 2, де на кромці матриці, виконаній із закругленням (рис. 1, а) або у вигляді прямолінійної фаски (рис. 1, б), метал додатково піддається обтиску.

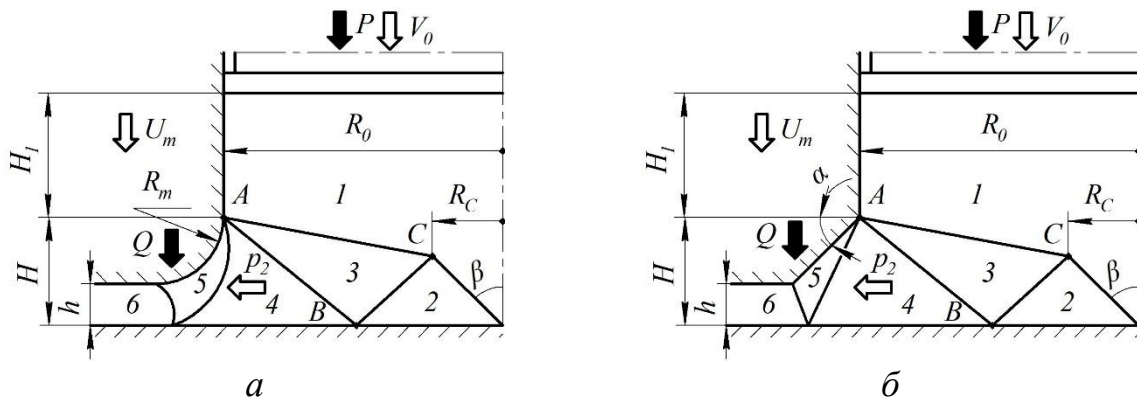


Рис. 1. Розрахункові схеми процесу бокового видавлювання з криволінійним (а) та трикутним (б) кінематичними модулями для плоского деформування

Для знаходження верхньої оцінки приведенного (безрозмірного) тиску деформування $\bar{p} = p/(2 \cdot k)$ за енергетичним методом використовують формулу [18]:

$$\bar{p} = \frac{1}{2 \cdot R \cdot V_0} \cdot \left(\sum_1^n V_{i,j} \cdot l_{i,j} + 2 \cdot \mu \cdot \sum_1^m V_{i,k} \cdot l_{i,k} \right), \quad (1)$$

де R – ширина пуансону (активного інструменту);

V_0 – швидкість поступального руху пуансона;

$l_{i,j}$ та $l_{i,k}$ – довжини розривних ліній;

$V_{i,j}$, $V_{i,k}$ – швидкості розриву на межах зон і на контактних поверхнях;

μ – коефіцієнт тертя ($0 \leq \mu \leq 0,5$) за законом Зібеля ($\tau_k = 2 \cdot \mu \cdot k$).

Величини $l_{i,j}$ та $V_{i,j}$ визначаються з прийнятого розривного поля швидкостей і відповідного йому годографа швидкостей, використовуючи геометричні параметри інструменту та параметри процесу.

Слід відмітити, що при видавлюванні з великими значеннями параметру ($h/R_0 \geq 0,6$) форма осередку деформації в зоні 1 схожа на лінзу, а кількість жорстких елементів зменшується. Для модуля поперечного видавлювання за основу візьмемо кінематично можливе поле, розроблене для двостороннього симетричного видавлювання пуансонами, що рухаються зу-

стрічно, яке складається з двох жорстких блоків [5]. В цьому випадку для модуля можна використувати вираз для поперечного видавлювання, отриманий в роботі [15]. Введемо позначення $\bar{h} = h/R_0$ і маємо розрахункову формулу:

$$\bar{p}_1 = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{\bar{h}} + \bar{h} \right) + \mu_s \cdot (2 - \bar{h} + \bar{H}_1) \quad (2)$$

Для другої зони з трикутним модулем прямолінійної (рис. 2, а) або криволінійної (рис. 2, б) форми рішення для тисків деформування при обтисненні на перехідній кромці матриці відомі [21, 22].

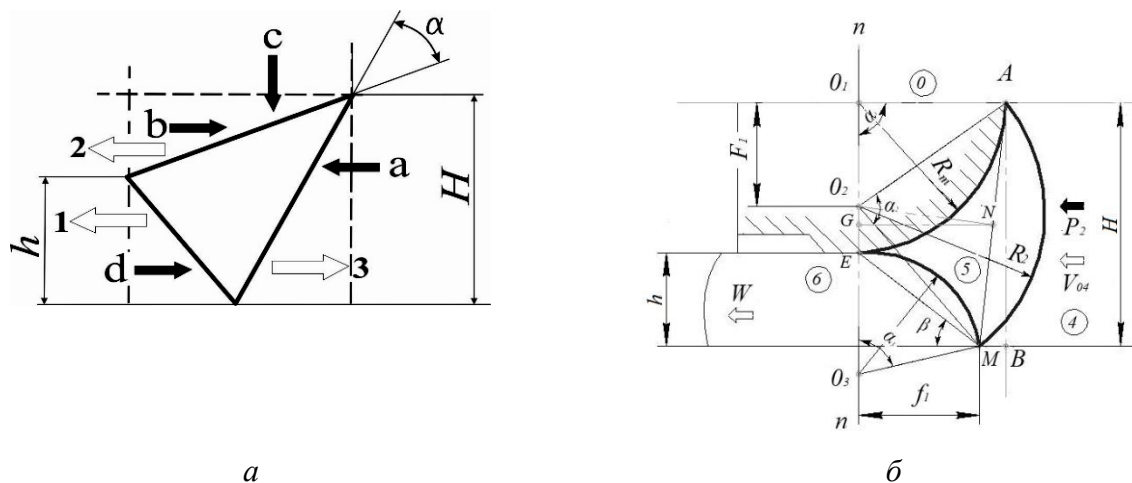


Рис. 2. Кінематичні модулі для деформування металу на перехідній кромці матриці

Кінематичні модулі для обтиснення (зменшення поперечного перерізу) використовуються для аналізу процесів редукування, прямого і зворотного видавлювання [2, 18]. Для визначення тиску деформування металу на закругленій перехідній кромці матриці (блок 2, див. рис. 1, а) використана аналогія за схемою прямого видавлювання через криволінійну матрицю і побудовані різні поля та годограф швидкостей для отримання оригінального рішення і формули для розрахунку тиску деформування [21].

Що стосується сил і тисків розкриття роз'ємної матриці, то вони може бути знайдені використовуючи підхід введення можливості віртуального переміщення напівматриці і встановлення положення також віртуальним поверненням в вихідне положення з швидкістю U_m [23, 2]. При цьому, припускаючи віртуальне переміщення напівматриці, сили розкриття знаходяться шляхом лінеаризації потужностей зовнішніх сил (відносно швидкостей переміщення пуансону V_0 і напівматриці U_m), які входять в рівняння енергетичного балансу (1), що при плоскому деформуванні та при жорстких кінематичних елементах виконується автоматично.

Кінематичні трикутні модулі з прямолінійними межами (див. рис. 1, а) для задач плоско-деформованого стану мають властивість інверсійності (оборотності), тобто здатність до визначення приведенного тиску при інверсії напрямів векторів вхідної швидкості по відношенню до швидкості виходу. Властивість трансформації рішення є важливою властивістю кінематичного модуля, що сприяє розширенню можливостей його оперативного використання і пристосовності. Це особливо важливо в методі кінематичних модулів, коли модуль даного виду необхідно оперативнo вбудувати в конструкцію розривного поля швидкостей, що описує течію металу в осередку деформації складної конфігурації.

Як показують дослідження, для розривних полів швидкостей з прямолінійних трикутних елементів, знаючі тиск деформування при прямому видавлюванні (вектор впливу a і вектор витікання 1 на рис. 2, а) [22], можна отримати приведенний тиск не тільки для реверсивного випадку зворотного видавлювання (вектор впливу b і вектор витікання 1), а й у випадку прикладання навантаження в перпендикулярному напрямку, тобто рішення для випадку вектора a ,

придатне для застосування обертанням практично для будь-якого процесу. Так для варіанту напрямку вектору впливу c і вектору витікання l при аналізі сил розкриття матриць приведені тиски визначають в послідовності (див. рис. 2, а) тиск прямого видавлювання [22]:

$$\bar{p}_{a-1} = \frac{1 + \gamma^2 + 2 \cdot \mu \cdot (1 - \gamma) - 2 \cdot \gamma \cdot \cos(2 \cdot \alpha) - \gamma \cdot (1 - \gamma) \cdot \sin(2 \cdot \alpha)}{\gamma \cdot (1 - \cos(2 \cdot \alpha) + \sin(2 \cdot \alpha))},$$

де $\gamma = h/H$;

тиск зворотного видавлювання $\bar{p}_{b-1} = \frac{\bar{p}_{a-1}}{1 - \gamma}$;

тиск розкриття матриці $\bar{q}_{c-1} = \bar{p}_{b-1} - \frac{2 \cdot \mu}{\sin(2 \cdot \alpha)}$, (3)

Для аналізу процесів видавлювання деталей з криволінійними формоутворюючими поверхнями використовують криволінійний трикутний елемент [1, 18] (див. рис. 2, б). Приведений тиск деформування в такому модулі визначається за формулою [21]:

$$\bar{p}_2 = \frac{1}{2 \cdot \bar{F}_1 \cdot (1 + \varepsilon)} \left[\frac{\varepsilon^2 \cdot 2 \cdot \beta}{4 \cdot \sin^4 \beta} + 2 \cdot (1 + \bar{F}_1^2) \cdot \arcsin \left[\frac{\bar{T}}{2 \cdot \bar{R}_2} \right] + 2 \cdot \mu \cdot \frac{\pi}{2} \right], \quad (4)$$

де $\varepsilon = h/R_m$; $\bar{F}_1 = \frac{\bar{R}_1 + \varepsilon}{2} - \frac{\bar{R}_1^2 - \bar{f}_1^2}{2 \cdot (\bar{R}_1 + \varepsilon)}$; $\bar{R}_2 = \sqrt{\bar{R}_1^2 + \bar{F}_1^2}$; $\bar{R}_3 = \frac{\varepsilon}{2 \cdot \sin^2 \beta}$;

$\bar{T} = \sqrt{(\bar{R}_1 - \bar{f}_1)^2 + (\bar{R}_1 + \varepsilon)^2}$; $\bar{f}_1 = \varepsilon \cdot \text{ctg} \beta$; β – в радіанах.

Як параметр, що характеризує ступінь деформації в процесі поздовжнього видавлювання через закруглену матрицю, нами застосовується величина відносного радіуса закруглення перехідної кромки напівматриці з криволінійними формоутворюючими поверхнями $\varepsilon = h/R_m$. Параметром оптимізації в цьому випадку є величина кута β . В роботі [21] наближено рекомендується приймати $\beta = 66^\circ$. Однак, як показали наші дослідження, оптимальне значення β вимагає уточнення, тому що залежить від таких параметрів процесу, як радіус перехідної кромки матриці і товщина фланця, який видавлюється. Встановлено, що значення $\beta = 66^\circ$ оптимальне тільки при відносному радіусі закруглення кромки напівматриці $\varepsilon = 2,25$. Застосування ж цього значення β для розрахунку силових параметрів процесу призводить до завищення результатів розрахунку тиску видавлювання від 5...7% при $\varepsilon = 1,0$ до 23...27% при $\varepsilon = 0,4$ для значень коефіцієнта тертя $\mu = 0,05...0,3$. Так, розрахунки показують, що оптимальні значення β для $\varepsilon < 1,7$ є меншими 60° , а для $\varepsilon > 2,8$ перевищують 70° (рис. 3).

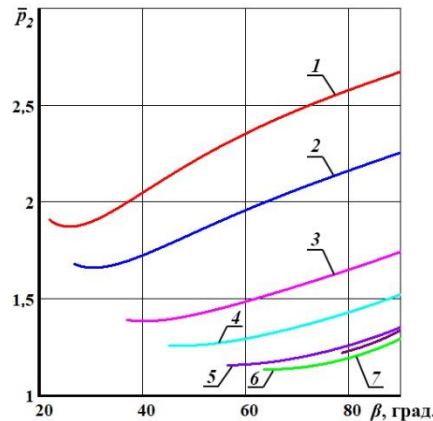


Рис. 3. Графіки залежності \bar{p}_2 від β при $\mu = 0,1$ для ε :
 1 – 0,4; 2 – 0,5; 3 – 0,75; 4 – 1,0; 5 – 1,5; 6 – 3; 7 – 5

Слід зауважити що, ліва межа для кута β інтервалів визначеності геометрично обмежена величиною $\arctan(\varepsilon)$. Тому для $\varepsilon > 1,5$ функція \bar{q} не має безумовного мінімуму, а оптимальну значення для кута β співпадає з лівою межею інтервалу визначеності функції \bar{q} за цим параметром. Вплив на оптимальні значення β фактору тертя буде розглянуто нижче.

Мінімізація виразу (3) за параметром β дозволяє рекомендувати оптимальне значення кута β для $\varepsilon = h/R_m = 0,4 \dots 2$ в діапазоні $22 \dots 63^\circ$ (рис. 4).

Оскільки тертя має незначний вплив на оптимальні значення β (див. рис. 4), то можна обмежитися використанням загальної залежності для всього інтервалу $\mu = 0,05 \dots 0,3$. Апроксимація поліномом логарифмічною функцією β_{opt} від ε , отриманої методом найменших квадратів, дозволяє визначити величину β_{opt} для коефіцієнтів тертя $\mu = 0,05 \dots 0,3$ на інтервалі $\varepsilon = 0,4 \dots 5$ за нескладною та зручною формулою:

$$\beta_{opt}(\varepsilon) = 21,64 \cdot \ln \varepsilon + 46,63. \quad (5)$$

Оцінка точності апроксимації цією формулою дає коефіцієнт кореляції Пірсона рівний 0,993.

Аналіз залежності зусилля \bar{p}_2 від параметру ε показує, що для ε також існують оптимальні значення на інтервалі $1,8 \dots 2,7$ в залежності від коефіцієнта тертя μ (рис. 5).

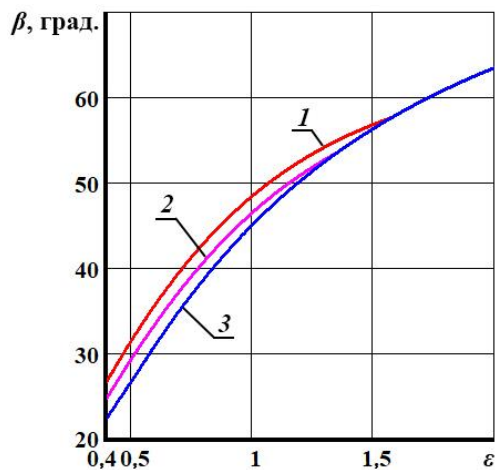


Рис. 4. Графіки залежностей оптимальних значень β від ε для \bar{p}_2 при μ : 0,05 (1); 0,15 (2) та 0,3 (3)

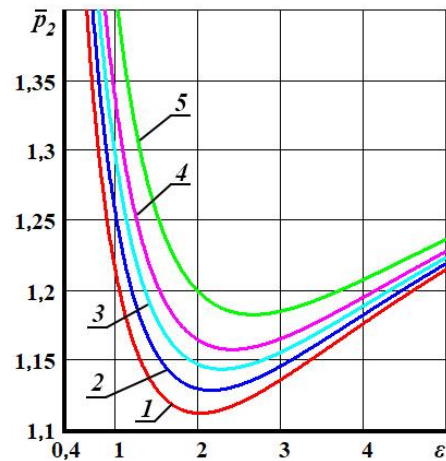


Рис. 5. Графіки залежностей \bar{p}_2 від ε за оптимальних β при μ : 0,05 (1); 0,01 (2); 0,15 (3); 0,2 (4) та 0,3 (5)

Повну величину приведенного тиску бокового видавлювання встановлюють підсумовуючи тиск \bar{p}_1 за виразом (2) і \bar{p}_2 за виразом (4).

Залежності \bar{p}_2 від ε за оптимальних β також можна апроксимувати методом найменших квадратів. Наприклад, для $\mu = 0,1$ апроксимуючий поліном 2-го порядку має наступний вигляд:

$$\bar{p}_2(\varepsilon) = 0,44 \cdot \varepsilon^2 - 1,4 \cdot \varepsilon + 2,24. \quad (6)$$

Оцінка точності апроксимації цією формулою дає коефіцієнт кореляції Пірсона рівний 0,98.

Аналіз побудованого 3D графіка оптимального β для \bar{p}_2 від параметра ε та коефіцієнта тертя μ (рис. 6, а) показує, що оптимальна величина кута β , отримана мінімізацією зусилля \bar{p}_2 , на інтервалі $0,4 < \varepsilon < 2,4$ різко зростає з 25 до 67° , а для $\varepsilon > 2,4$ градієнт $\beta(\varepsilon)$ значно менший. В той же час із зростанням коефіцієнта тертя оптимальний кут β повільно зменшується. Зусилля \bar{p}_2 суттєво зростає при $\varepsilon < 2$ для μ , близьких до 0, та при $\varepsilon < 2,5$ для μ , близьких до 0,3,

а вплив показника тертя μ на зростання тиску \bar{p}_2 збільшується зі зменшенням параметру ε (рис. 6, б).

З розглянутим перехідним модулем не виникне проблем для вбудування в загальну схему видавлювання, оскільки зрізи в напрямку перпендикулярному напрямку течії металу вже враховані у виразу (4).

Підхід у використанні властивості інверсійності модулів виявився неприйнятним для кінематичних трикутних елементів з криволінійними твірними, застосування яких доцільне для багатьох процесів точного штампування. Наприклад, сили видавлювання і розкриття в роз'ємних матрицях в значній мірі залежать від форми та розмірів перехідної кромки, нерідко виконаної на деталях закругленою у вигляді радіусного переходу. З цим пов'язана неможливість застосування криволінійного трикутного елемента, який використовується при поздовжньому видавлюванні, для аналізу зусилля розкриття напівматриць, коли вплив під кутом, відмінним від 180° , викликає порушення принципу ортогональності, що використовується при побудові годографа швидкостей для даного елемента.

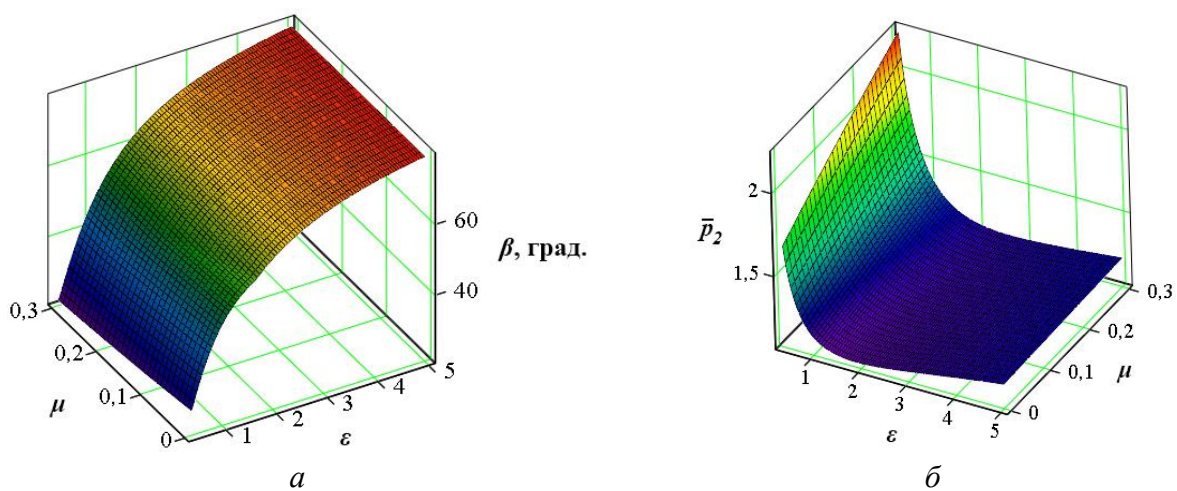


Рис. 6. Залежності оптимального значення β (а) та \bar{p}_2 при оптимальних значеннях β (б) від ε та коефіцієнта тертя μ

Побудову криволінійного модуля, що підходить для визначення тисків розкриття, виконано, виходячи з умови забезпечення ортогональності векторів вхідної U_m і вихідної швидкостей, звідки впливає і ортогональність осей, на яких лежать центри дуг кіл, що обмежують кінематичний елемент [18, 21].

Таким чином, відмінною особливістю нового модуля є застосування взаємно перпендикулярних осей O_1O_2 та O_2O_3 , на яких лежать центри радіусів дуг кіл модуля (рис. 7, а).

Приведений тиск розкриття в цьому випадку запишеться у вигляді:

$$\bar{q} = \frac{1}{2 \cdot R_m \cdot F_2} \cdot [R_2^2 \cdot \theta + R_3^2 \cdot \varphi + \pi \cdot \mu \cdot R_m^2], \quad (7)$$

а також в параметричному вигляді шляхом віднесення до радіусу R_m :

$$\bar{q} = \frac{1}{2 \cdot F_2} \cdot [\bar{R}_2^2 \cdot \theta + \bar{R}_3^2 \cdot \varphi + \pi \cdot \mu]. \quad (7, a)$$

Параметри, що входять у залежність (7), визначимо використовуючи побудову поля та годографа швидкостей (рис. 7, б) у такій послідовності.

Знаходимо значення кута θ , виходячи з подібності трикутників DAT і AO_2K_1 :
 $\text{tg}\angle DAT = \frac{DT}{AT} = \frac{R_m - h \cdot \text{ctg}(\beta)}{R_m + h}$, отже, значення кута при вершині O_2 становить:

$$\theta = 2 \cdot \text{arctg} \frac{R_m - h \cdot \text{ctg} \beta}{R_m + h}. \quad (8)$$

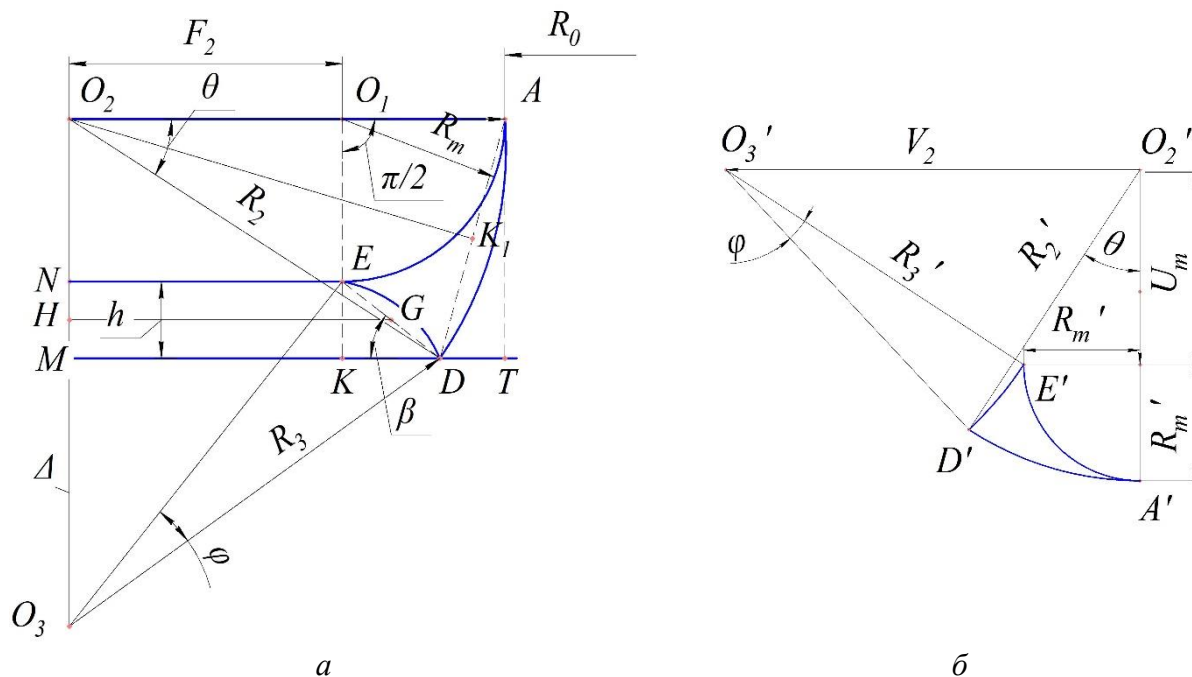


Рис. 7. Розривне поле (а) і годограф швидкостей (б) для криволінійного трикутного модуля

З трикутника O_2MD знайдемо:

$$R_2 = \frac{AT}{\sin(\theta)} = \frac{R_m + h}{\sin(\theta)}. \quad (9)$$

Значення параметру F_2 , якому внаслідок подібності розривного полю швидкостей та годографа дорівнює значення швидкості U_m на годографі, знайдено як $F_2 = R_2 - R_m$.

Розміри R_3 і Δ знайдено з подоби трикутників O_3HG і EKD та встановлення рівності кутів O_3HG і β . З цього слідує, що $HO_3 = \left(F_2 + \frac{h}{2} \cdot \text{ctg}(\beta) \right) \cdot \text{ctg}|\beta|$, а $MO_3 = \Delta = HO_3 - \frac{h}{2}$. Отже:

$$R_3 = \sqrt{F_2^2 + [h + \Delta]^2}, \quad (10)$$

де $\Delta = F_2 \cdot \text{ctg}(\beta) + \frac{h}{2} \cdot (\text{ctg}(\beta)^2 - 1)$.

Величина куту при центрі O_3 радіусу R_3 :

$$\varphi = 2 \cdot \arcsin \left(\frac{h}{R_3 \cdot 2 \cdot \sin \beta} \right). \quad (11)$$

Таким чином знайдено усі складові у залежності для приведенного тиску розкриття матриці (7).

Треба розрахувати та провести графічний аналіз залежності (7, а).

Для \bar{q} теж існує оптимальне значення β , яке залежить від таких параметрів процесу, як радіус перехідної кромки матриці і товщина фланця, який видавлюється. Вплив відношення ε товщини фланця до радіусу перехідної кромки матриці на характер залежності \bar{q} від β можна побачити на рис. 8. Величини оптимальних значень β знаходяться в інтервалі від 21° для $\varepsilon = 0,4$ до 72° для $\varepsilon = 3$. Як і для \bar{p}_2 ліва межа для кута β інтервалів визначеності геометрично обмежена величиною $\arctan(\varepsilon)$ і для $\varepsilon > 1,5$ функція \bar{q} теж не має безумовного мінімуму, а оптимальне значення для кута β співпадає з лівою межею інтервалу визначеності функції \bar{q} за цим параметром. Вплив на оптимальні значення β фактору тертя буде розглянуто нижче.

Мінімізація виразу (7,a) за параметром β дозволяє рекомендувати оптимальне значення кута β для $\varepsilon = h/R_m = 0,4 \dots 2$ в діапазоні $25 \dots 64^\circ$ (рис. 9).

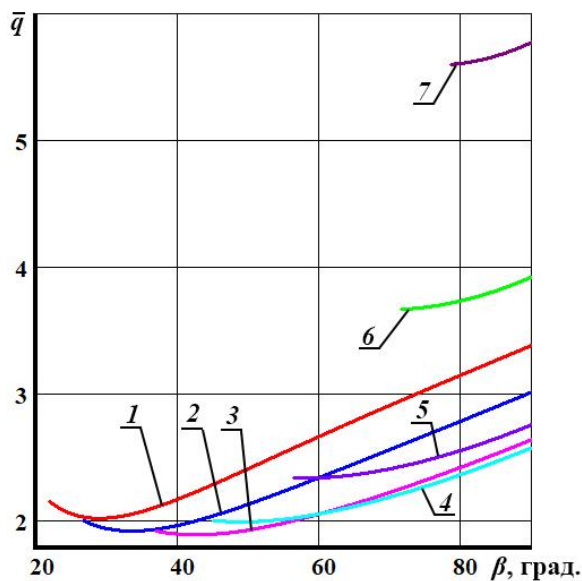


Рис. 8. Графіки залежностей \bar{q} від β при $\mu = 0,1$ для ε : 1 – 0,4; 2 – 0,5; 3 – 0,75; 4 – 1,0; 5 – 1,5; 6 – 3; 7 – 5,0

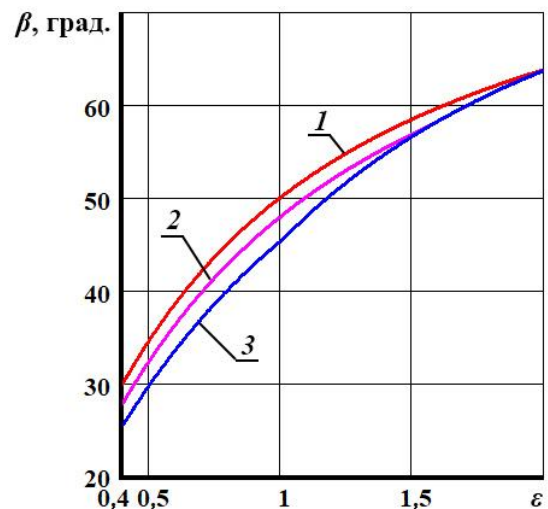


Рис. 9. Графіки оптимальних значень β від ε для \bar{q} при μ : 0,05 (1), 0,15 (2) та 0,3 (3)

Оскільки тертя має незначний вплив на оптимальні значення β (див. рис. 9), то можна обмежитися використанням загальної залежності для всього інтервалу $\mu = 0,05 \dots 0,3$. Апроксимація логарифмічною функцією залежності β_{opt} від ε , отриманої методом найменших квадратів, дозволяє визначати величину β_{opt} для коефіцієнтів тертя $\mu = 0,05 \dots 0,3$ на інтервалі $\varepsilon = 0,4 \dots 5$ за нескладною та зручною формулою:

$$\beta_{opt}(\varepsilon) = 20,55 \cdot \ln \varepsilon + 48,21. \tag{12}$$

Оцінка точності цієї апроксимації дає коефіцієнт кореляції Пірсона, рівний 0,996.

Аналіз залежності зусилля \bar{q} від параметру ε показує, що для ε також існують оптимальні значення на інтервалі $0,6 \dots 0,7$ в залежності від коефіцієнта тертя μ (рис. 10), але цей інтервал у порівнянні з інтервалом у випадку з \bar{p}_2 – значно вужче. Залежність \bar{q} від ε за оптимальних β також можна апроксимувати методом найменших квадратів. Наприклад, для $\mu = 0,1$ апроксимуючий поліном 2-го порядку має наступний вигляд:

$$\bar{q}(\varepsilon) = 2,0 + 0,4 \cdot \varepsilon^2 - 0,4 \cdot \varepsilon. \tag{13}$$

Оцінка апроксимації цієї формулою дає коефіцієнт кореляції Пірсона рівний 0,993.

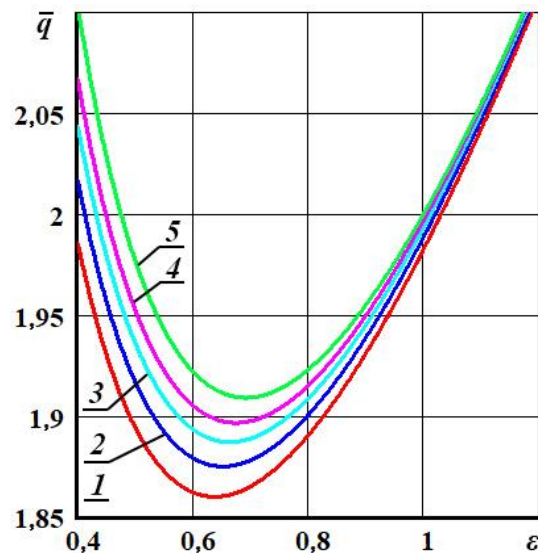


Рис. 10. Графіки залежностей \bar{q} від ε для різних μ при оптимальних β при μ : 0,05 (1); 0,01 (2); 0,15 (3); 0,2 (4) та 0,3 (5)

Аналіз побудованого 3D графіка функції оптимального β для \bar{q} від параметра ε та коефіцієнта тертя μ (рис. 11, а) показує, що оптимальна величина кута β , отримана мінімізацією зусилля \bar{q} , на інтервалі $0,4 < \varepsilon < 2,4$ різко зростає з 28 до 68° , а для $\varepsilon > 2,4$ градієнт $\beta(\varepsilon)$ значно менший. В той же час із зростанням коефіцієнта тертя оптимальний кут β повільно зменшується, а для $\varepsilon > 1,5$ є практично незмінним. На інтервалі $0,6 < \varepsilon < 0,7$ функція зусилля \bar{q} має мінімуми, а при $\varepsilon > 1,0$ \bar{q} значно зростає, при цьому вплив збільшення показника тертя μ на зростання тиску \bar{q} менший ніж це відбувається для \bar{p}_2 , особливо для $\varepsilon > 1,0$ (рис. 11, б).

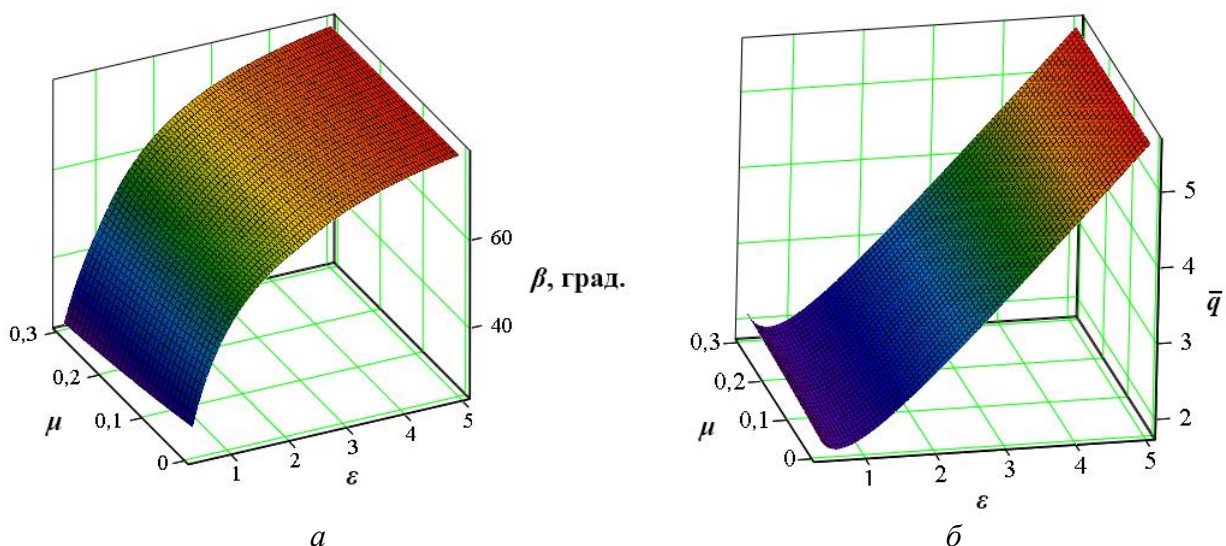


Рис. 11. Залежності оптимального значення β (а) та \bar{q} при оптимальних значеннях β (б) від ε та коефіцієнта тертя μ

При розрахунку силових параметрів процесу із співвідношенням $\varepsilon < 1,5$, яке найбільш часто зустрічається, приведений тиск сил розкриття матриць не перевищує значення 2,2.

Приведений тиск розкриття матриць мінімальний при $\varepsilon = 0,6 \dots 0,7$. Збільшення коефіцієнта тертя на контактних поверхнях призводить до незначного підвищення приведенного тиску розкриття напівматриць. Застосування криволінійного трикутного елемента дозволяє описати точну геометрію інструменту.

Розрахунки показують, що застосування запропонованого модуля і методики розрахунку приведенного тиску у всіх випадках викликає значне (більше 30 %) зниження величини приведенного тиску в порівнянні з трикутним прямолінійним модулем, що раніше використовувався.

Отриману формулу для \bar{q} при використанні запропонованого модуля с криволінійними поверхнями можна використовувати і для аналізу методом верхньої оцінки процесів видавлювання закругленими інструментами, а також при висадки фланця на заключній стадії).

ВИСНОВКИ

1. Уточнено характер залежності приведенного тиску криволінійного трикутного кінематичного модуля для деформування металу на перехідній кромці матриці, який використовується для аналізу процесів видавлювання деталей з криволінійними формоутворюючими поверхнями, в тому числі процесу бокового видавлювання.

2. Проведено мінімізацію функції \bar{p}_2 приведенного тиску криволінійного трикутного кінематичного модуля для деформування металу на перехідній кромці матриці за параметром β та виявлено, що оптимальне значення для кута β знаходиться в діапазоні $22...79^\circ$ в залежності від значення параметра $\varepsilon = h/R_m$.

3. Побудовані графіки залежності приведенного тиску \bar{p}_2 від ε для різних значень коефіцієнта тертя μ показали, що тертя має досить незначний вплив на оптимальне значення параметру β для діапазону $\varepsilon 0,4...5,0$. Це дозволило запропонувати єдину апроксимаційну залежність $\beta(\varepsilon)$ у вигляді логарифмічної функції та рекомендувати її для визначення β при розрахунках \bar{p}_2 для коефіцієнтів тертя в інтервалі $0,05...0,3$.

4. Визначено, що зусилля \bar{p}_2 суттєво зростає при $\varepsilon < 2,0$ для μ , близьких до 0, та при $\varepsilon < 2,5$ для μ , близьких до 0,3, а вплив показника тертя μ на зростання тиску \bar{p}_2 збільшується зі зменшенням параметру ε . Показано, що залежність приведенного тиску деформування \bar{p}_2 від ε , для розрахунку за якою необхідно щораз визначати оптимальне значення параметру β з використанням алгоритму мінімізації функції \bar{p}_2 , можна замінити на інтервалі $0,4 < \varepsilon < 2,0$ більш простою розрахунковою у вигляді квадратичної функції, яка побудована вже з урахуванням оптимальних значень β .

5. Встановлено, що кінематичний криволінійний трикутний модуль не має властивості інверсійності. Для визначення приведенного тиску розкриття матриць \bar{q} для криволінійного модуля на перехідній кромці матриці використаний підхід введення віртуального переміщення півматриць і отримання залежності на основі рівняння енергетичного балансу потужностей.

6. Побудовані графіки залежності \bar{q} від ε для різних значень коефіцієнта тертя μ показали, що тертя має досить незначний вплив на оптимальне значення параметру β для діапазону $\varepsilon 0,4...5,0$. Це дозволило запропонувати єдину апроксимаційну залежність $\beta(\varepsilon)$ у вигляді логарифмічної функції та рекомендувати її для визначення β при розрахунках \bar{q} для коефіцієнтів тертя в інтервалі $0,05...0,3$.

7. Визначено, що на інтервалі $0,6 < \varepsilon < 0,7$ функція зусилля \bar{q} має мінімуми, а при $\varepsilon > 1,0$ \bar{q} значно зростає, при цьому вплив збільшення показника тертя μ на зростання тиску \bar{q} менший ніж це відбувається для \bar{p}_2 , особливо для $\varepsilon > 1,0$. Показано, що залежність приведенного тиску деформування \bar{q} від ε , для розрахунку за якою необхідно щораз визначати оптимальне значення параметру β з використанням алгоритму мінімізації функції \bar{q} , можна замінити на інтервалі $0,4 < \varepsilon < 2,0$ більш простою розрахунковою у вигляді квадратичної функції, яка побудована вже з урахуванням оптимальних значень β .

8. Отримані результати дозволяють використовувати криволінійний трикутний кінематичний модуль для аналізу силового режиму процесів видавлювання деталей з криволінійними формоутворюючими поверхнями, в тому числі процесу бокового видавлювання і видавлювання порожнистих виробів інструментами з закругленими формоутворюючими поверхнями, при розрахунку як тиску деформування, так і тиску розкриття напівматриць на перехідній кромці матриці, які необхідно враховувати при проектуванні процесів та штампового оснащення.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Ковка и штамповка. Справочник В 4 т. Т. 3. Холодная объемная штамповка. Под ред. Е. И. Семенова и др. Москва : Машиностроение. 1987. 384 с.
2. Алиева Л. И. Совершенствование процессов комбинированного выдавливания : монография. Краматорск: ООО «Тираж-51». 2018. 352 с. ISBN 978-966-379-846-2.
3. Forging Solutions. Design Engineering Information FIA. Cold Forging. 28 p.
https://www.forging.org/uploaded/content/members/field_document/ColdForgingArticles.pdf
4. Aliev I. S. Radial extrusion processes. Soviet Forging and Metal Stamping Technology. English Translation of Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo. 1988. Part 3, pp. 54–61. ISSN 0891-334x.
5. Balendra R. Injection forging: Engineering and research. *Journal of Materials Processing*. 2004. 145, pp. 189–206.
6. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhbakov I. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry*. 2011. 3–7, pp. 17–22.
7. Lee H. Y., Hwang B. B., Lee S. H. Forming load and deformation energy in combined radial backward extrusion process. *Proceedings of the Int. Conf. "Metal Forming 2012" 16-19.09.2012*, AGH, Krakow. pp. 487–490.
8. Wälder J., Liewald M. Hollow lateral extrusion of tubular billets – further development of the cold forging process. *Applied Mechanics and Materials*. 2015. 794, pp. 160–165. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.794.160>
9. Kalyuzhnyi V. L., Aliieva L. I., Kartamyshev D. A., Savchinskii I. G. Simulation of cold extrusion of hollow parts. *Metallurgist*. 2017. 61. 5–6, pp. 359–365. <https://doi.org/10.1007/s11015-017-0501-1>
10. Farhoumand A., Ebrahimi R. Analysis of forward–backward–radial extrusion process. *Materials and Design*. 2009. 30, pp. 2152–2157.
11. Унксов Е. П., Джонсон У., Колмогоров В. Л., Огородников В. А. [и др.]. Теорияковки и штамповки. Под ред. Е. П. Унксова и А. Г. Овчинникова. Москва: Машиностроение. 1992. 720 с.
12. Lee Y. S., Hwang S. K., Chang Y. S., Hwang B. B. The forming characteristics of radial-forward extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. 113, pp. 136–140. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00705-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00705-1)
13. Jafarzadeh H., Zadshakoyan M., Abdi Sobbouhi E. Numerical studies of some important design factors in radial-forward extrusion process. *Materials and Manufacturing Processes*. 2010. 25, pp. 857–863.
14. Choi H. J., Hwang B. B. The forming characteristics of radial–backward extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. 113, pp. 141–147. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00703-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00703-8)
15. Pepelnjak T., Milutinović M., Plančak M. The Influence of extrusion ratio on contact stresses and die elastic deformations in the case of cold backward extrusion. *Strojniški vestnik. Journal of Mechanical Engineering*. 2016. 62. 1, pp. 41–50. <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2015.3051>
16. Aliev I. S., Lobanov A. I., Borisov R. S., Savchinskij I. G. Investigation of die blocks with split matrixes for the processes of cross extrusion. *Forging and Stamping Production (Materials Working by Pressure)*. 2004. 8, pp. 21–26.
17. Абхари П. Б., Алиева Л. И., Алиев И. С., Еремина А. А. Разработка штампов для выдавливания в разъемных матрицах. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2016. 1(42). С. 223–231.
18. Алюшин Ю. А., Еленев С. А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов ОМД. Ростов на Дону: РИСХМ. 1987. 106 с.
19. Алиев И. С. Методика анализа процессов точной объемной штамповки с помощью модульных полей скоростей. *Разработка и исследование высокоэффективных технологических процессов, оснастки и оборудования. Обработка металлов давлением: тематический сб. науч. трудов*. Киев: УМК ВО. 1990. С. 7–17.
20. Hrudkina N., Aliiev I., Markov O., Sukhovirska L., Tahan L. Designing a kinematic module with rounding to model the processes of combined radial-longitudinal extrusion involving a tool whose configuration is complex. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2021. 2 (1–110), pp. 81–89. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2021.227120>
21. Алиева Л. И., Титов А. В., Корденко М. Ю. Моделирование процессов поперечного бокового выдавливания. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2019. 1 (48). С. 35–44.
[https://doi.org/10.37142/2076-2151/2019-35\(48\)](https://doi.org/10.37142/2076-2151/2019-35(48))
22. Алиева Л. И., Жбанков Я. Г. Выбор кинематических модулей для определения силовых параметров радиального выдавливания. *Вісник ДДМА: зб. наук. праць*. Краматорськ. 2006. 3 (5). С. 108–113.

23. Степанский Л.Т.Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением. Москва : Машиностроение. 1982. 217 с.

REFERENCES

1. Forging and stamping. Handbook in 4 v. V. 3. Cold die forging. Ed. E.I. Semenov et al. Moscow: Mechanical Engineering, 1987. 384 p. (*in Russian*).
2. Aliieva L. I. Improvement of combined extrusion processes: monograph. Kramatorsk: LLC "Tiraj-51". 2018. 352 p. ISBN 978-966-379-846-2. (*in Russian*).
3. Forging Solutions. Design Engineering Information FIA. Cold Forging. 28 p. https://www.forging.org/uploaded/content/members/field_document/ColdForgingArticles.pdf
4. Aliiev I. S. Radial extrusion processes. *Soviet Forging and Metal Stamping Technology. English Translation of Kuznechno-ShtampovochnoeProizvodstvo*. 1988. Part 3, pp. 54–61. ISSN 0891-334x.
5. Balendra R. Injection forging: Engineering and research. *Journal of Materials Processing*. 2004. 145, pp. 189–206.
6. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhbakov I. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry*. 2011. 3–7, pp. 17–22.
7. Lee H. Y., Hwang B. B., Lee S. H. Forming load and deformation energy in combined radial backward extrusion process. *Proceedings of the Int. Conf. "Metal Forming 2012" 16-19.09.2012*, AGH, Krakow. pp. 487–490.
8. Wälder J., Liewald M. Hollow lateral extrusion of tubular billets – further development of the cold forging process. *Applied Mechanics and Materials*. 2015. 794, pp. 160–165. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.794.160>
9. Kalyuzhnyi V. L., Aliieva L. I., Kartamyshev D. A., Savchinskii I.G. Simulation of cold extrusion of hollow parts. *Metallurgist*. 2017. 61. 5–6, pp. 359–365. <https://doi.org/10.1007/s11015-017-0501-1>
10. Farhoumand A., Ebrahimi R. Analysis of forward–backward–radial extrusion process. *Materials and Design*. 2009. 30, pp. 2152–2157.
11. Unksov E. P., Johnson U., Kolmogorov V. L., Ogorodnikov V. A., et al. Theory of forging and stamping. Ed. E.P. Unksov, A.G. Ovchinnikov. Moscow: Mechanical Engineering. 1992. 720 p. (*in Russian*)
12. Lee Y. S., Hwang S. K., Chang Y. S., Hwang B. B. The forming characteristics of radial-forward extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. 113, pp. 136–140. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00705-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00705-1)
13. Jafarzadeh H., Zadshakoyan M., Abdi Sobbouhi E. Numerical studies of some important design factors in radial–forward extrusion process. *Materials and Manufacturing Processes*. 2010. 25, pp. 857–863.
14. Choi H. J. Hwang B. B. The forming characteristics of radial–backward extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. 113, pp. 141–147. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00703-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00703-8)
15. Pepelnjak T., Milutinović M., Plančak M. The Influence of extrusion ratio on contact stresses and die elastic deformations in the case of cold backward extrusion. *Strojniškivestnik. Journal of Mechanical Engineering*. 2016. 62. 1, pp. 41–50. <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2015.3051>
16. Aliiev I. S., Lobanov A. I., Borisov R. S., Savchinskij I. G. Investigation of die blocks with split matrixes for the processes of cross extrusion. *Forging and Stamping Production (Materials Working by Pressure)*. 2004. 8, pp. 21–26.
17. Abhari P. B., Aliieva L. I., Aliiev I. S., Eremina A. A. Development of dies for extrusion in split dies. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA. 2016. 1(42), pp. 223–231. (*in Russian*).
18. Alyushin Yu.A., Elenev S.A. Theoretical foundations of energy methods for calculation of metal forming processes: Textbook. RISHM. Rostov on Don. 1987. 106 p. (*in Russian*).
19. Aliiev I. S. A technique for analyzing the processes of precise forging using modular velocity fields. *Development and research of highly efficient technological processes, tooling and equipment. Metals Forming by Pressure: Thematic collection of scientific works*. Kyiv: UMK VO. 1990, pp. 7–17. (*in Russian*).
20. Hrudkina N., Aliiev I., Markov O., Sukhovirska L., Tahan L. Designing a kinematic module with rounding to model the processes of combined radial-longitudinal extrusion involving a tool whose configuration is complex. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2021. 2 (1–110), pp. 81–89. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2021.227120>
21. Aliieva L. I., Titov A. V., Kordenko M. Yu. Simulation of the processes of transverse lateral extrusion. *Materials Working by Pressure*. Kramatorsk: DSEA. 2019. 1 (48), pp. 35–44. (*in Russian*).
22. Aliieva L. I. Zhbakov Ya. G. Selection of kinematic modules for determining the force parameters of radial extrusion. *Bulletin of DSEA*. Kramatorsk 2006. 3 (5), pp. 108–113. (*in Russian*).
23. Stepankiy L. G. Calculations of metal forming processes. Moscow: Mechanical Engineering. 1982. 217 p. (*in Russian*).

Levchenko V., Aliieva L., Abhari P., Titov A., Chepelenko O. Simulation of the force regime for lateral extrusion in a die with rounded areas.

A triangular curvilinear kinematic module for simulating the force mode of the lateral extrusion process by the upper bound method was developed, which allowed to estimate the influence of the geometric parameters of the profiled dies on the deformation pressure. In the paper, the properties and possibilities of the triangular curvilinear module for the analysis of the process of transverse lateral extrusion of the ledge in a die with a rounded transition area were considered. It was found that the curvilinear module does not have the property of inversion. To determine the reduced die opening pressure \bar{q} at the transition edge of the die for the curvilinear module, the approach of implementation of the half-die virtual movement and obtaining the function, applying equation of the power balance on the kinematically possible movement speeds was used. The technique of developing a velocity hodograph and obtaining calculation formulas for both deformation pressures and opening pressures of dies with rounded sections is described. Graphical analysis of the dependences of reduced deformation pressures and die opening pressures showed that the parameter – the relative thickness of the process h/R_m , which characterizes the degree of metal compression on the transitional rounded edge of the die, has the greatest influence on the pressure level. The optimization parameter was the angle β , which corresponded to the position of the velocity break line at the exit from the deformation zone. For engineering calculations of power modes, simplified formulas, that adequately describe the influence of technological parameters, were proposed. Recommendations for calculating force parameters of extrusion with using the proposed triangular curvilinear module can be applied for the design of extrusion processes of both parts with ledges and hollow products with tools having rounded shape-forming surfaces.

Key words: lateral extrusion, rounded edge of the die, method of kinematic modules, triangular curvilinear module, reduced deformation pressure, die opening pressure.

Левченко Володимир Миколайович – канд. техн. наук, мол. наук. співроб. ІРЕ ім. О. Я. Усикова НАНУ

Levchenko Volodymyr – Candidate of Technical Science, Junior Researcher of IRE of NASU

E-mail: goldangel271@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2411-4198>

Алієва Лейла Іграмотдіновна – д-р техн. наук, професор ДДМА

Aliieva Leila – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, DSEA

E-mail: leyliali2017@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5283-925X>

Абхари Пейман Бахменович – д-р техн. наук, професор, ДДМА

Abhari Payman – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, DSEA

E-mail: payharies@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0827-8149>

Тітов Андрій В'ячеславович – канд. техн. наук, доцент, НТУУ «КПІ»

Titov Andrii – Candidate of Technical Science, Associate Professor, NTUU “KPI”

E-mail: avt.kpi@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2245-5650>

Чепеленко Олексій Юрійович – аспірант, ДДМА

Chepelenko Oleksiy – Graduate student DSEA

E-mail: chepelenkoalexey@gmail.com

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5229-152X>

ІРЕ ім. О. Я. Усикова – Інститут радіофізики та електроніки ім. О. Я. Усикова НАН України, Харків

IRE of NASU – O.Ya. Usikov Institute for Radiophysics and Electronics of National Academy of Sciences of Ukraine, Kharkiv

ДДМА – Донбаська державна машинобудівна академія, м. Краматорськ-Тернопіль.

DSEA – Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk-Ternopil.

НТУУ «КПІ» – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», Київ

” NTUU “KPI” – National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute, Kyiv