

Алієв І. С.
Левченко В. М.
Чучин О. В.
Картамишев Д. О.
Коцюбівська К. І.

ВЕРХНЯ ОЦІНКА СИЛОВИХ ПАРАМЕТРІВ ПОПЕРЕЧНО-КУТОВОГО ВИДАВЛЮВАННЯ

У роботі розглянуто процес комбінованого поперечно-кутового видавлювання відростка під кутом у матриці з нахиленою ділянкою. Моделювання силового режиму процесу комбінованого видавлювання методом верхньої оцінки виконано з використанням універсальних кінематичних модулів, що дозволило незалежно оцінити вплив геометричних параметрів на тиск деформування. Підтверджено можливість доповнення приведених тисків при послідовному комбінуванні схем видавлювання. Встановлено, що вибір розрахункової схеми та аналіз процесу необхідно вести в залежності від відносної висоти осередку деформації. Розрахункові формули для плоского поперечного видавлювання, отримані методом верхньої оцінки, показують результати, близькі до експериментальних даних та до аналогічних рішень для інших задач плоского деформування в процесах доштампування та осадки, що відрізняються видом поля швидкостей та умовами тертя на границях. Залежності для тиску деформування при кутовому видавлюванні в матриці з нахиленою твірною отримано з використанням трикутного модуля, для якого описано методiku розрахунку компонентів тиску на лініях розриву швидкостей. Графічним аналізом залежності приведенного тиску встановлено, що найбільший вплив на рівень тиску має параметр – відносна товщина відростка h/s , що характеризує ступінь обтиснення металу. Рекомендації щодо розрахунку силових параметрів поперечно-кутового видавлювання можуть бути використані при проектуванні процесів видавлювання як деталей з відростками, так і порожнистих конічних виробів.

Ключові слова: поперечно-кутове видавлювання, метод верхньої оцінки, кінематичні модулі, приведений тиск, деталі з відростками.

Точне об'ємне штампування (ТОШ) видавлюванням є ефективним ресурсозберігаючим методом отримання порожнистих і суцільних деталей різної конфігурації [1–3]. Одним з напрямків розширення можливостей та галузі застосування ресурсозберігаючих процесів ТОШ є підвищення складності конструкції деталей, що штампуються. На додаток до традиційних і поширених у промисловості способів поздовжнього (прямого та зворотного) видавлювання все більше застосування знаходять і нові способи поперечного (радіального та бокового) видавлювання, для яких характерна течія металу в поперечному напрямку із заповненням кругових або каналних (бічних) порожнин роз'ємної матриці [2, 4, 5]. При цьому формуються деталі з фланцем або з одним чи декількома бічними відростками. Останнім часом опубліковано роботи з розширення можливостей способів поперечного видавлювання шляхом виготовлення деталей раніше недоступних форм: порожнисті складних конфігурацій [4–6], з фланцями [5, 7] зі східчастими та порожнистими відростками круглого (кільцевого) та прямокутного перерізу [8].

Подальший розвиток технологій ТОШ пов'язано з освоєнням способів деформування, які утворюються при комбінуванні схем поздовжнього та поперечного видавлювання. Ці способи видавлювання дозволяють отримувати штампуванням складно профільовані порожнисті та стрижневі деталі за одну технологічну операцію [7, 9–11]. Різновидом поперечно-прямого видавлювання з елементами радіальної течії металу є спосіб послідовного прямого видавлювання комбінованого з роздачею, використання якого може також призвести до зниження сил деформування на пуансоні та підвищення його стійкості [10, 11].

Для аналізу технологічних (силових та деформаційних) режимів використовуються комп'ютерні (числові) та аналітичні методи моделювання. Дослідження методом скінчених елементів (МСЕ) процесів видавлювання дозволили вивчити закономірності напружено-деформованого стану (НДС) деталей, оцінити нерівномірність деформованого стану заготовки та тепловиділення при пластичній течії [7, 12, 13]. МСЕ допомагає вирішити складні завдання прогнозування деформованості та особливості формозміни заготовок, зумовлені складною конфігурацією отриманих деталей та кінематикою течії металу [7, 9].

Для отримання інженерних формул, необхідних для оперативних проектних розрахунків силових (а іноді й деформаційних) режимів частіше використовують енергетичні методи [2, 7, 14–18]. При цьому, побудовою кінематично можливих полів швидкостей різної конфігурації, а саме модулів трикутної або трапецеїдальної форми з криволінійними поверхнями розриву, можна отримати розрахункові залежності, що враховують особливості геометрії деталі, спосіб, кінематику та етапи деформування [2, 7]. Зважаючи на складність використовуваних кінематичних модулів (полів швидкостей) розрахункові формули виходять досить громіздкими [2, 7]. Загалом кількість розрахункових залежностей для процесів видавлювання, отриманих за допомогою таких складних модулів, незначна, а деякі рекомендації мають суперечливий характер [2].

Модульний підхід в енергетичному методі кінематичних модулів (МКМ) спрямовано на підвищення оперативності аналізу та отримання інженерних залежностей для розрахунку енергосилових параметрів [19]. При цьому, оперативний та наближений аналіз закономірностей впливу параметрів процесу на силовий режим можна забезпечити за допомогою енергетичного методу верхньої оцінки (МВО) [2, 16, 18]. Методом МВО отримано наближені залежності для силового режиму процесів видавлювання у пласко-деформованому стані, у тому числі і для комбінованого видавлювання [14, 15]. МВО також дає можливість оцінити ступінь накопиченої деформації з урахуванням реального шляху деформування та нерівномірність розподілу деформацій у заготовці, що викликає небажані відхилення форми деталей та руйнування заготовки у процесі деформування [7, 11, 17]. При дослідженні процесу комбінованого попереочно-зворотного видавлювання порожнистих деталей у роботі [14] зроблено спробу прогнозувати появу дефектів деталі, що штампується.

Таким чином, отримання інженерних розрахункових залежностей, що враховують особливості геометрії деталі, спосіб та етапи деформування та кінематику течії є актуальним завданням, важливим для проектування технологій ТОШ.

Метою роботи є аналіз технологічних режимів процесу комбінованого видавлювання порожнистих деталей та деталей складної конфігурації з відростками.

Розрахункова схема процесу (рис. 1) для випадку плаского деформування відповідно до методики МКМ і МВО складено з двох кінематичних модулів в характерних зонах деталі: в центральній зоні (з жорсткими елементами 2, 3 і 4), де відбувається стиснення і поперечне видавлювання металу, і в перехідній зоні (з елементами 5 і 6), де на нахиленій ділянці (фасці) матриці метал піддається обтисненню і розвороту. У модулі поперечного видавлювання (елементи 2-4) висота осередку деформації не перевищує висоту вихідного отвору h .

Для модуля поперечного видавлювання за основу візьмемо кінематично можливе поле, розроблене для двостороннього симетричного видавлювання пуансонами, що рухаються зустрічно, яке складається з двох жорстких блоків [5]. Прийmemo за аналогією з таким симетричним осередком деформації, що у розривному полі швидкостей граничні лінії, які охоплюють осередок деформації, можуть бути нахилені до нижньої поверхні напівматриці як до осі симетрії, тобто під кутом 45° . У прийнятому для плаского поперечного видавлювання полі в даному модулі (рис. 1, а) це обмеження відноситься до вхідного (1-2) та вихідного (3-4) граничних ліній осередку деформації.

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

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

де V_0 – швидкість поступального руху пуансона;

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

μ_s – коефіцієнт тертя, $0 \leq \mu_s \leq 0,5$.

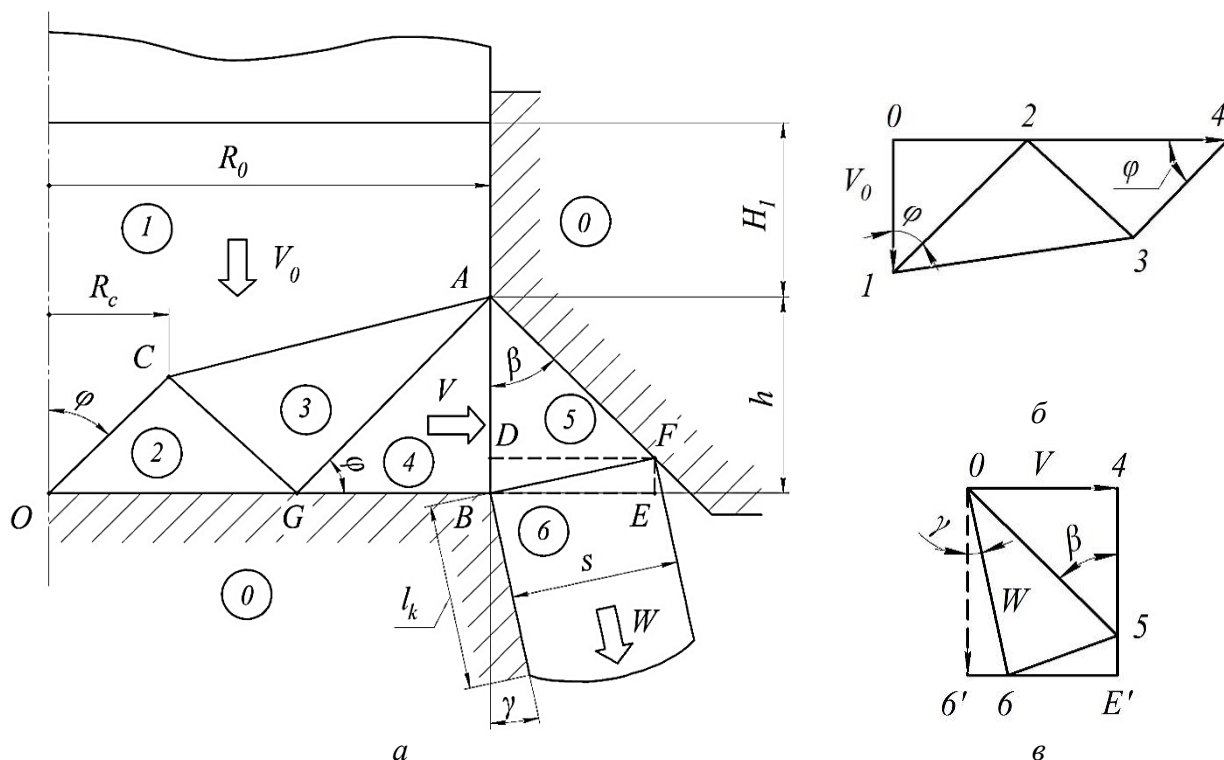


Рис. 1. Розрахункова схема процесу поперечно-кутового видавлювання (а) і годографи швидкостей для модуля поперечного видавлювання (б) та модуля розвороту (в)

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

Побудуємо годограф швидкостей для випадку одностороннього прикладання навантаження і несиметричного осередку деформації (див. рис. 1, б). Для зручності розрахунку компонент $l_{i,j}$ і $V_{i,j}$ і попарних виразів $l_{i,j} \cdot V_{i,j}$ через геометричні параметри процесу приймаємо, що чисельне $V_0 = h$. Результати наведено у табл. 1.

Таблиця 1 – Величини граничних ліній і розривів швидкостей

i, j	$l_{i,j}$	$V_{i,j}$
1-2	$R_c \cdot \sqrt{2}$	$V_0 \cdot l_{1,2} / R_c$
1-3	$\sqrt{(R_0 - R_c)^2 + (h - R_c)^2}$	$V_0 \cdot l_{1,3} / h$
2-3	$\sqrt{(R_0 - h - R_c)^2 + R_c^2}$	$V_0 \cdot l_{2,3} / h$
3-4	$h \cdot \sqrt{2}$	$V_0 \cdot R_c \cdot \sqrt{2} / h$
0-2	$R_0 - h$	V_0
0-4	h	$v_{вих.} = V_0 \cdot \frac{R_0}{h}$
0-1	H_1	V_0

Підставивши попарні розрахунки $l_{i,j} \cdot V_{i,j}$ в рівняння енергетичного балансу (1), можна отримати залежність для приведенного тиску деформування металу в межах центрального модуля поперечного видавлювання:

$$\begin{aligned} \bar{p}_1 = & \frac{1}{2 \cdot R_0 \cdot h} \cdot \left[2 \cdot R_c \cdot h + 2 \cdot R_c \cdot h + (R_0 - R_c)^2 - 2 \cdot (R_0 - R_c) \cdot h + h^2 + R_c^2 + \right. \\ & \left. + (R_0^2 - 2 \cdot R_c) \cdot R_0 + R_c^2 + h^2 - 2 \cdot h \cdot R_c + R_c^2 \right] + \\ & + \frac{2 \cdot \mu_s}{2 \cdot R_0} \cdot [R_0 - h + R_0 + H_1] = \frac{1}{2 \cdot R_0 \cdot h} \cdot \left(\begin{aligned} & 4 \cdot R_c \cdot h + R_0^2 - 2 \cdot R_0 \cdot R_c + R_c^2 - 2 \cdot R_0 \cdot h + \\ & + 2 \cdot R_c \cdot h + h^2 + R_c^2 + R_0^2 - 2 \cdot R_0 \cdot R_c + R_c^2 + \end{aligned} \right) + \\ & + \frac{\mu_s}{R_0} \cdot (2 \cdot R_0 - h + H_1), \end{aligned}$$

або після спрощення

$$\bar{p}_1 = \frac{1}{2 \cdot R_0 \cdot h} \cdot (4 \cdot R_c \cdot h + 2 \cdot R_0^2 + 4 \cdot R_c^2 + 2 \cdot h^2 - 4 \cdot R_0 \cdot R_c - 2 \cdot R_0 \cdot h). \quad (2)$$

Варіювання параметрів побудованого поля швидкостей можливо переміщенням радіуса R_c уздовж лінії ковзання 1-2. При оптимальному значенні $R_c = (R_0 - h)/2$ приведений тиск видавлювання мінімальний і дорівнює:

$$\bar{p}_1 = \frac{1}{2 \cdot R_0 \cdot h} \cdot (R_0^2 + h^2) + \frac{\mu_s}{R_0} \cdot (2 \cdot R_0 - h + H_1) = \frac{R_0}{2 \cdot h} + \frac{h}{2 \cdot R_0} + \frac{\mu_s}{R_0} \cdot (2 \cdot R_0 - h + H_1). \quad (2a)$$

Введемо позначення $\bar{h} = h/R_0$ і отримаємо розрахункову формулу:

$$\bar{p}_1 = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{\bar{h}} + \bar{h} \right) + \mu_s \cdot (2 - \bar{h} + \bar{H}_1). \quad (3)$$

Слід відмітити, що при видавлюванні з малими значеннями ($h/R_0 \leq 0,6$) форма осередку деформації в зоні 1 схожа на смугу, а кількість жорстких елементів збільшується. В цьому випадку для поперечного видавлювання можна використовувати вираз для плоского осадження смуги, отриманий в роботі [18]. Відмінність в тому, що будуть використані різні значення коефіцієнтів тертя на верхній і нижній границях зони, причому на верхній границі з рухомою зі швидкістю V_0 зоною коефіцієнт контактного тертя прийме граничне значення $\mu_1 = 0,5$, так як верхня границя зони осадження є границею зрізу. Формула для приведенного тиску набуде вигляду:

$$\bar{p}_1 = 1 + \frac{R_0}{2 \cdot h} \cdot (\mu_1 + \mu_2). \quad (4)$$

Проведемо графічний аналіз отриманої залежності (3) приведенного тиску поперечного видавлювання від геометричних параметрів процесу і умов контактної тертя. Витрати на контактне тертя в зоні 1 враховуємо за допомогою доданку $\bar{H}_1 \cdot \mu_{s2}$, де $\bar{H}_1 = H_1/R_0$.

На рис. 2 наведено графіки залежності (3) для приведенного тиску поперечного видавлювання. У розглянутому діапазоні значень \bar{h} тиск деформування зростає зі зменшенням висоти \bar{h} , тобто ще немає на кривих лунки, яка б показала мінімум тиску p_1 . Вплив тертя очікуваний: зі зростанням значення коефіцієнта тертя приведений тиск збільшується.

Наприклад, при $h/R_0 = 0,6$ при зміні μ з 0,08 до 0,2 тиск зростає на 30%. При збільшенні відносної довжини контакту зони 1 \bar{H}_1 в два рази приведений тиск збільшується на 14%. Ці істотні зміни в силовому режимі, пов'язані зі зміною умов тертя або протяжності контактних поверхонь по ходу процесу, слід враховувати таким чином, що розрахунки процесів видавлювання треба виконувати окремо для послідовних етапів деформування заготовки. Відомі рішення для схеми процесу плоскої доштампівки [18] дають результати, які незначно перевищують тиск за залежністю (3), що обумовлено впливом низьких значень контактної тертя. Рекомендації з використання отриманих формул для розрахунку осесиметричної деформації шляхом заміни витяжки співвідношенням площ [18] показали зниження розрахункових значень тисків поперечного (радіального) видавлювання.

Проведено порівняльний аналіз теоретичних розрахунків з експериментальними даними силового режиму у початкової стадії процесу поперечного видавлювання. Порівняння експериментальних і теоретичних значень силових параметрів виконано для деталей з фланцем (рис. 3). У порівнянні з рішенням енергетичним методом з осесиметричним модулем прямокутної форми (крива 1) (рис. 4), рішення МВО (криві 3 та 4) демонструє суттєво (до 25%) нижчі розрахункові дані для тисків деформування.

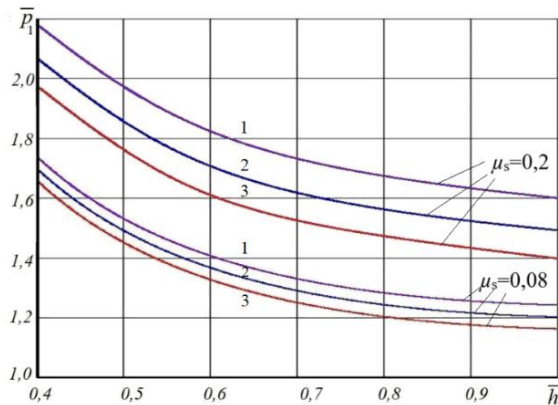


Рис. 2. Залежність приведенного тиску поперечного видавлювання від відносної товщини відростка:

Рис. 3. Деталі, які виготовлені поперечним видавлюванням

1 – $H_1 = 2,0$; 2 – $H_1 = 1,5$; 3 – $H_1 = 1,0$

Рішення для плоских задач поперечного видавлювання за формулами (3) і (4) відображено на рис. 4 відповідно кривими 2 та 3, розташованими по обидві сторони від експериментальної кривої 4. Так, тиск розрахований за формулами (3) і (4), дорівнює при висоті $\bar{h} = 0,3$, $\bar{p} = 2,27$ та $\bar{p} = 1,99$; при $\bar{h} = 0,5$, $\bar{p} = 1,69$ та $\bar{p} = 1,6$; при $\bar{h} = 0,8$, $\bar{p} = 1,44$ та $\bar{p} = 1,39$; при $\bar{h} = 1,0$, $\bar{p} = 1,4$ та $\bar{p} = 1,31$.

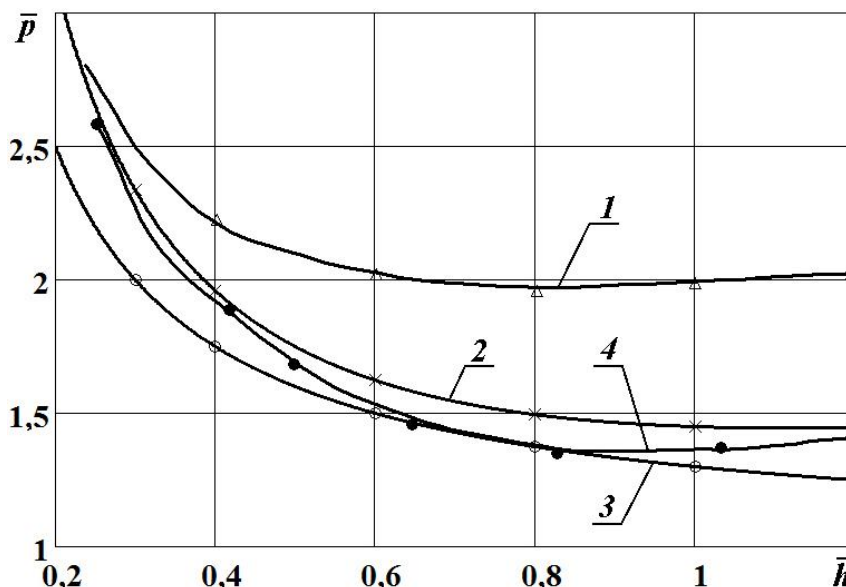


Рис. 4. Співставлення теоретичних і експериментальних значень тисків на початковій стадії поперечного видавлювання

Розглянемо детально зону деформування розворотом відростку під кутом γ . На рис. 1 показано основні параметри процесу: висота зони 4 – h , кут нахилу відростку γ і кут нахилу матриці β , а також товщина відростку (або товщина стінки порожнистого виробу) s .

Рішення окремо для другого модуля – зони розвороту отримано також методом верхньої оцінки шляхом побудови розривного поля і годографа швидкостей. На рис. 1, в наведено годограф швидкостей для трикутної зони 5 (ABF), побудований з умови подібності фігур поля і годографа за відомими правилами [18]. Розрахунки довжин розривних ліній і швидкостей зведено в табл. 2. Вважаємо, що тертя напівфабрикату по інструменту відбувається по поверхні A-F і по нижній площині зони б відростка, що видавлюється. Тертям по верхній площині відростка знехтуємо.

Таблиця 2 – Значення довжин розриву швидкостей в полі і на годографі швидкостей

i,j	l_{ij}	V_{ij}
1-2	h	$V_1 \cdot \left(\frac{h^2}{s \cdot \cos \gamma} - \operatorname{tg} \gamma \right)$
0-2	$\sqrt{h^2 + s^2 - 2 \cdot h \cdot s \cdot \sin \gamma}$	$V_1 \cdot \frac{l_{0,2}}{s \cdot \cos \gamma}$
2-3	s	$V_1 \cdot \left(\frac{1}{\cos \gamma} - \frac{h}{s} \cdot \operatorname{tg} \gamma \right)$
0-6	$2 \cdot l$	$W = V_0 \cdot \frac{R_0}{s}$

Деякі пояснення по встановленню даних з табл. 2: $l_{0,2}$ знайдено із трикутника ABF за теоремою косинусів. Із подібності трикутників ABF і O'1'2 встановлено $\frac{V_{0,2}}{V_1} = \frac{l_{0,2}}{s \cdot \cos \gamma}$. Із подібності тих же трикутників видно, що:

$$\frac{V_{1,2}}{V_1} = \frac{\overline{DF}}{\overline{AD}} = \frac{h - \overline{FE}}{s \cdot \cos \gamma} = \frac{h - s \cdot \sin \gamma}{s \cdot \cos \gamma};$$

$$V_{1,2} = V_1 \cdot \left(\frac{h}{s \cdot \cos \gamma} - \operatorname{tg} \gamma \right). \quad (5)$$

V_{23} знайдемо з багатокутника 0-1-E'-3', де

$$\overline{0-3'} = V_1 \cdot \frac{h}{s} \cdot \cos \gamma; \quad \overline{3-3'} = V_1 \cdot \frac{h}{s} \cdot \sin \gamma; \quad \overline{3-E'} = V_1 - V_1 \cdot \frac{h}{s} \cdot \sin \gamma;$$

$$V_{2,3} = \frac{\overline{3-E'}}{\cos \gamma} = V_1 \cdot \left(\frac{1}{\cos \gamma} - \frac{h}{s} \cdot \operatorname{tg} \gamma \right). \quad (6)$$

Підставляючи значення l_{ij} і V_{ij} у формулу (рівняння енергетичного балансу) (1) та скоротивши на множник $(V_{1,2} \cdot k \cdot h)$ для кутового модуля 5, отримано залежність для приведенного тиску деформування \overline{p}_2 :

$$\overline{p}_2 = \frac{1}{2} \cdot \left[\left(\frac{h}{s} + \frac{s}{h} \right) \cdot \frac{1}{\cos \gamma} - 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma + \frac{2 \cdot \mu_s}{\cos \gamma} \cdot \left(\frac{h}{s} + \frac{s}{h} - 2 \cdot \sin \gamma \right) \right]. \quad (7)$$

Графічний аналіз отриманої залежності (7) для тиску деформування в кутовому модулі представлено на рис. 5 і 6.

Найбільше впливає на силовий режим параметр h/s , від якого залежить ступінь деформації металу при проходженні крізь даний модуль. Збільшення значення параметру h/s вдвічі з 1,0 до 2,0 приводить до зростання тиску деформування на 30...40%. При цьому більший приріст відповідає більшим величинам кута γ . В той же час встановлено наявність стійкого мінімуму значень приведенного тиску незалежно від умов тертя при оптимальних значеннях параметру h/s , які наближені до 1,0. Вплив кута γ трохи менший: зростання γ з 5° до 25° супроводжується зниженням тиску деформування на 30% при $h/s = 1,0$ і на 15% при $h/s = 2,0$. Зріст

значень коефіцієнту тертя веде до відповідного зростання тиску деформування: з 0,08 до 0,16 – на 15%, і з 0,08 до 0,25 – на 30% (див. рис. 6).

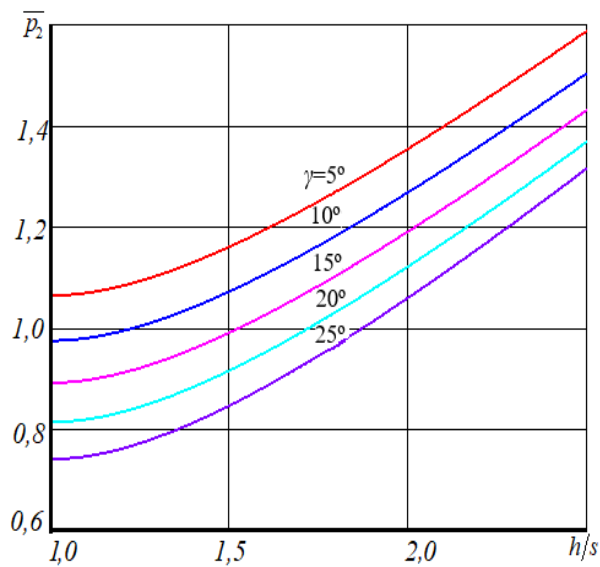


Рис. 5. Залежність приведенного тиску від параметра при різних кутах нахилу відростка: $\mu_s = 0,08$

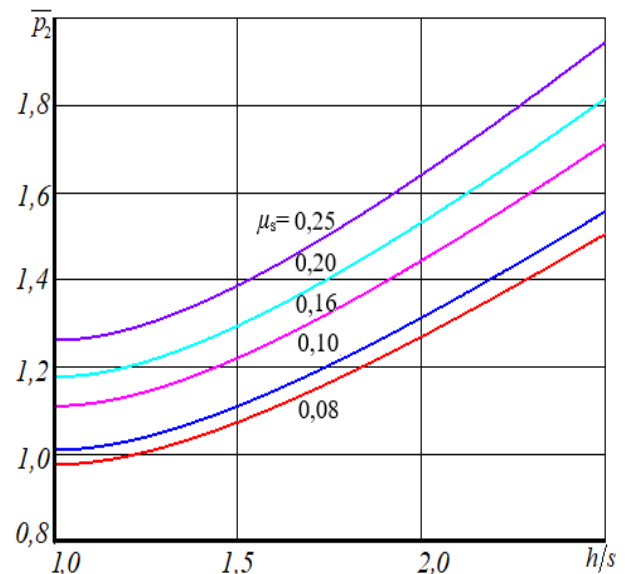


Рис. 6. Залежність приведенного тиску від параметра при різних умовах тертя: $\gamma = 10^\circ$

Далі розглянемо використання розроблених модулів в загальній складальній схемі послідовного комбінованого видавлювання. Слід зазначити, що комбінація модулів можлива не тільки за варіантом, що наведено на рис. 1, хоча він і є основним. У всіх випадках збірка загальної розрахункової схеми полягає в підсумовуванні приведених тисків складових модулів і не викликає ускладнень. В першому варіанті поперечно-кутового видавлювання приведений тиск складається з тисків визначених за формулами (4) та (7). В другому варіанті комбінованого видавлювання використана комбінація щодо високого модуля поперечного видавлювання 1 з модулем розвороту, нахиленим під кутом γ , тобто складаються розрахункові дані за формулами (3) та (7).

Для аналізу характеру зміни приведених тисків плоского послідовного видавлювання за викладеними двома варіантами побудовано відповідні графіки, наведені на рис. 7 (для варіанту 1), рис. 8 (для варіанту 2)). Графіки для тисків процесу видавлювання, комбіновані за варіантом 1, демонструють незначний вплив кута нахилу відростка γ , що видавлюється (див. рис. 7, а-г). Параметр \bar{h} , навпаки, має суттєвий вплив на приведений тиск, навіть за невеликих значень коефіцієнту тертя μ_{s2} (див. рис. 7, а-в, д). Зменшення параметра \bar{h} в комбінованому процесі викликає різке збільшення необхідних значень приведенного тиску. Що стосується впливу таких параметрів, як коефіцієнт тертя і товщина відростка s (в межах $h/s = 0,5 \dots 1,0$), то особливих змін в об'єднаному процесі в порівнянні з тиском, характерним для модулів окремо, не відзначено. Однак, при розрахунку процесу комбінованого видавлювання за варіантом 1 і розширенні діапазону товщини відростка вплив цього параметра $h/s(\beta)$ на силові параметри виглядає суттєвим (див. рис. 8, а, б). Так, зменшення β з 40° ($h/s = 0,84$) до 10° ($h/s = 0,176$) призводить до двократного зростання тисків послідовного комбінованого поперечно-прямого видавлювання. Кут β (і параметр s/h) таким чином є більш вагомим параметром особливо для коефіцієнтів тертя μ_s , що наближаються до 0,3 (див. рис. 8, в), і його оптимальна величина має значення, близьке до 45° (див. рис. 8, г).

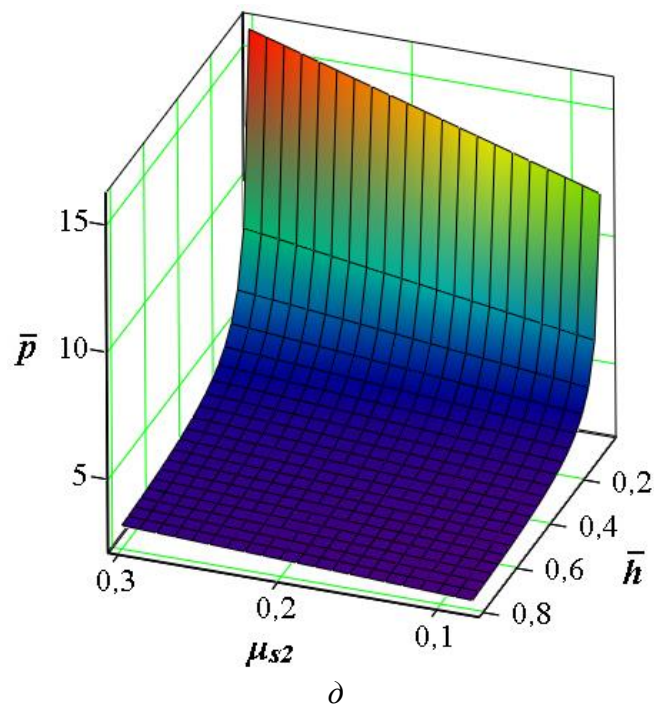
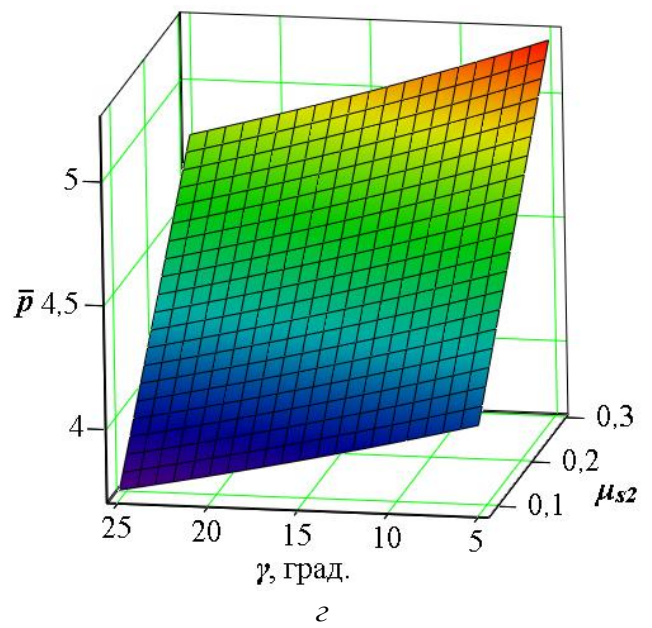
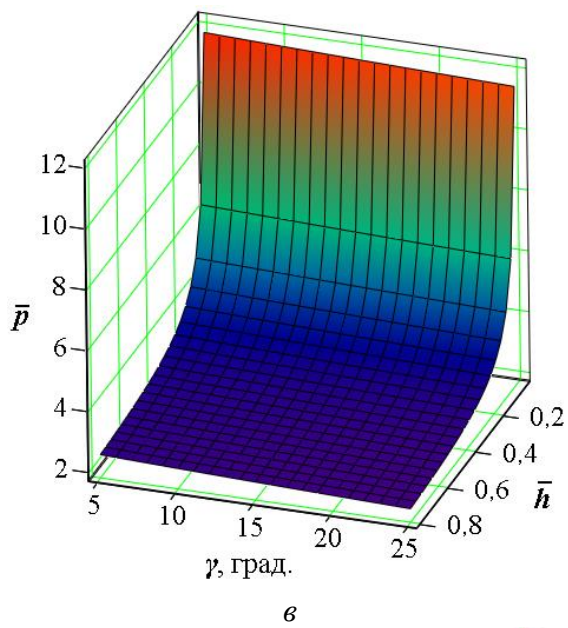
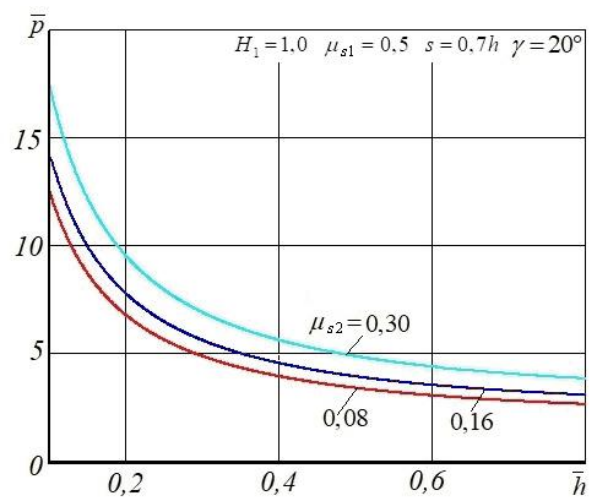
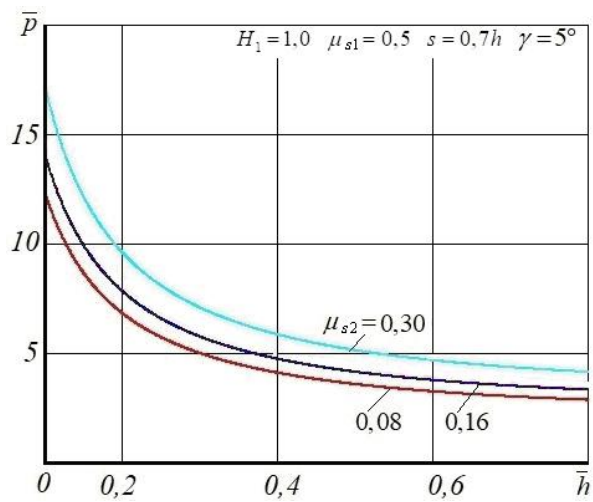


Рис. 7. Графіки залежності приведенного тиску процесу комбінованого видавлювання від геометричних параметрів процесу за першим варіантом

Використання в розрахункових схемах процесу послідовного радіально-кутового видавлювання з роздачею жорстких кінематичних модулів трикутної форми допомагає моделювати процес деформування в матриці складної форми і отримати наближені розрахункові залежності для оперативного проектування технологічних процесів.

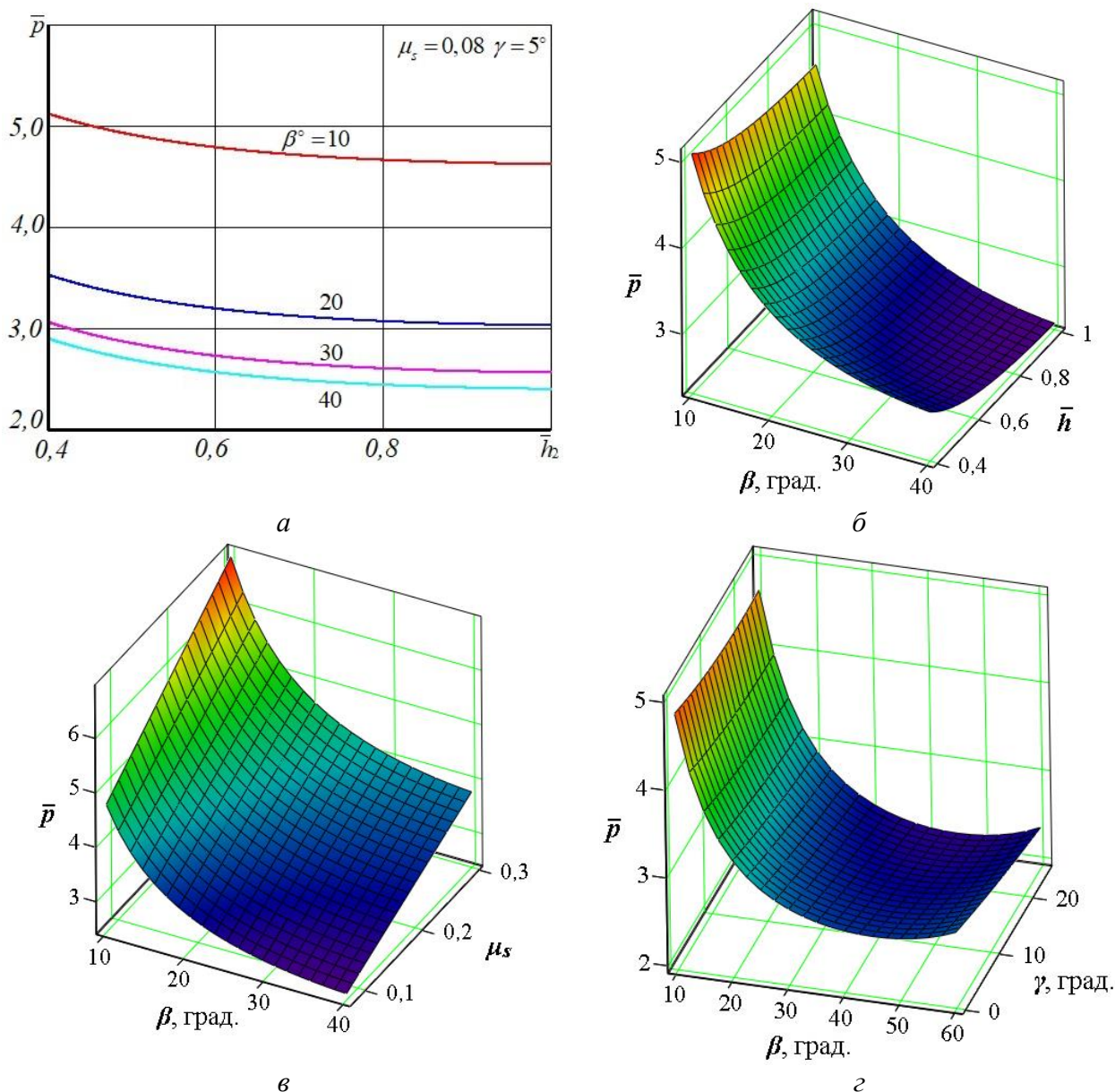


Рис. 8. Графіки залежності приведенного тиску процесу комбінованого видавлювання від геометричних параметрів процесу за другим варіантом

ВИСНОВКИ

Моделювання силового режиму процесу комбінованого поперечно-кутового видавлювання методом верхньої оцінки з використанням методу кінематичних модулів дозволило оцінити вплив геометричних параметрів на тиск деформування. Встановлено, що вибір розрахункової схеми та аналіз процесу необхідно вести в залежності від відносної висоти осередку деформації.

Розрахункові формули для плоского поперечного видавлювання, отримані методом верхньої оцінки, показують результати, близькі до експериментальних даних і до аналогічних рішень для інших задач плоского деформування в процесі доштампування та осадки, що відрізняються видом розривного поля швидкостей та умовами тертя на границях.

Отримано залежності для розрахунку тиску деформування при кутовому видавлюванні в матрицях з нахиленою твірною з використанням трикутного модуля, для якого описана методика побудови та розрахунку компонентів тиску на лініях розриву швидкостей.

Розглянуто процес комбінованого видавлювання відростка під кутом у матриці з нахиленою ділянкою та підтверджено можливість доповнення приведених тисків при послідовному виконанні поперечного та кутового видавлювання. Графічним аналізом залежності приведенного тиску встановлено, що найбільше вплив на рівень тиску має параметр – відносна товщина відростка h/s , який характеризує ступінь обтиснення металу.

Рекомендації щодо розрахунку силових параметрів комбінованого поперечно-кутового видавлювання можуть бути використані для проектування процесів видавлювання як деталей з відростками, так і порожнистих конічних виробів.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Zhang S. H., Wang Z. R. Some new features in the development of metal forming technology. *J. Mater. Process. Technol.* 2004. 1, pp. 39–47.
2. Алієв І.С., Грудкіна Н.С., Малій Х.В., Таган Л.В. Моделювання та розробка процесів точного об'ємного штампування видавлюванням: монографія. Краматорськ: ДДМА. 2021. 208 с. ISBN 978-617-7889-08-2.
3. Холодная объемная штамповка. Справочник. Под ред. Г. А. Навроцкого. Москва: Машиностроение. 1973. 496 с.
4. Дмитриев А. М., Воронцов А. Л. Технологияковки и объемной штамповки. Часть 1. Объемная штамповка выдавливанием: учебник для вузов. Москва: Машиностроение–1. 2005. 500 с.
5. Aliev I.S. Radial extrusion processes. *Soviet Forging and Sheet Metal Stamping Technology. (English Translation of Kuznechno-Shtampovnoe Proizvodstvo)*. New York: Allerton Press. 1988. Part 3, pp. 54–61. ISSN: 0891-334x.
6. Noh J.H., Hwang B.B. Work efficiency in a double cup extrusion process. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*. 2017. 18. 3, pp. 407–414. DOI: 10.1007/s12541-017-0049-9
7. Алиева Л. И. Совершенствование процессов комбинированного выдавливания: монография. Краматорск: ООО «Тираж–51». 2018. 352 с. ISBN 978-966-379-846-2.
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. Jamali S. S., Faraji G., Abrinia K. Hydrostatic radial forward tube extrusion as a new plastic deformation method for producing seamless tubes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017. 88. 1–4, pp 291–301. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8754-6>
11. Babaei A., Mashhadi M.M., Jafarzadeh H. Tube cyclic expansion-extrusion (TCEE) as a novel severe plastic deformation method for cylindrical tubes. *Journal of Materials Science*. 2014. 49, p. 3158. <https://doi.org/10.1007/s10853-014-8017-6>
12. 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. <https://doi.org/10.1080/10426910903536741>
13. Noh Jeong-hoon, Hwang Beong-Bok. Numerical analysis of tool geometry effect on the wear characteristics in a radial forward extrusion. *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2015. 29. 8, pp 3447–3457|. <https://doi.org/10.1007/s12206-015-0743-4>
14. 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. <https://www.metaljournal.com.ua/assets/Uploads/attachments/17Aliiev.pdf>
15. Alieva L., Zhbakov Y. Radial-forward extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 11, pp. 175–183. https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2015_11/Leila_Alieva.pdf
16. 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.
17. Hwang B.C., Lee H.I., Bae W.B. A UBET analysis of the non-axisymmetric combined extrusion process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003. 139, pp. 547–552.
18. Алюшин Ю.А., Еленев С.А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов обработки металлов давлением: Учебное пособие. РИСХМ. Ростов н/Д., 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-к научн. трудов*. Киев: УМК ВО. 1990. С. 7-17.

REFERENCES

1. Zhang S. H., Wang Z. R. Some new features in the development of metal forming technology. *J. Mater. Process. Technol.* 2004. 1, pp. 39–47.
2. Aliiev I.S., Grudkina N.S., Maliy H.V., Tagan L.V. Modeling and development of the processes of precise volumetric stamping for various purposes: monograph. Kramatorsk: DSEA. 2021. 208 p. ISBN 978-617-7889-08-2. (in Ukrainian).
3. Cold forging. Handbook. Ed. G. A. Navrotsky. Moscow: Mashinostroenie, 1973. 496 p. (in Russian).
4. Dmitriev A. M., Vorontsov A. L. Technology of forging and die forging. Part 1. Volumetric stamping by extrusion: a textbook for universities. Moscow: Mashinostroyeniye–1. 2005. 500 p. (in Russian).
5. Aliev I.S. Radial extrusion processes. *Soviet Forging and Sheet Metal Stamping Technology. (English Translation of Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo)*. New York: Allerton Press. 1988. Part 3, pp. 54–61. ISSN: 0891-334x.
6. Noh J.H., Hwang B.B. Work efficiency in a double cup extrusion process. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*. 2017. 18. 3, pp. 407–414. DOI: 10.1007/s12541-017-0049-9
7. Aliieva L. I. Improvement of combined extrusion processes: monograph. Kramatorsk: LLC "Tiraj-51". 2018. 352 p. ISBN 978-966-379-846-2. (in Russian).
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. Jamali S. S., Faraji G., Abrinia K. Hydrostatic radial forward tube extrusion as a new plastic deformation method for producing seamless tubes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017. 88. 1–4, pp 291–301. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8754-6>
11. Babaei A., Mashhadi M.M., Jafarzadeh H. Tube cyclic expansion-extrusion (TCEE) as a novel severe plastic deformation method for cylindrical tubes. *Journal of Materials Science*. 2014. 49, p. 3158. <https://doi.org/10.1007/s10853-014-8017-6>
12. 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. <https://doi.org/10.1080/10426910903536741>
13. Noh Jeong-hoon, Hwang Beong-Bok. Numerical analysis of tool geometry effect on the wear characteristics in a radial forward extrusion. *Journal of Mechanical Science and Technology*. 2015. 29. 8, pp 3447–3457. <https://doi.org/10.1007/s12206-015-0743-4>
14. 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. <https://www.metaljournal.com.ua/assets/Uploads/attachments/17Aliiev.pdf>
15. Alieva L., Zhbakov Y. Radial-forward extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 11, pp. 175–183. https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2015_11/Leila_Alieva.pdf
16. 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).
17. Hwang B.C., Lee H.I., Bae W.B. A UBET analysis of the non-axisymmetric combined extrusion process. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003. 139, pp. 547–552.
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).

Aliiev I., Levchenko V., Chuchin O., Kartamyshev D., Kotsiubivska K. Upper bound estimate of the power parameters of transverse-corner extrusion.

The article considers the process of combined transverse-corner extrusion of a ledge at an angle in a die with a conical zone. Simulating of the force mode of the combined extrusion process was performed by the upper bound estimate method using kinematic modules, which made it possible to independently evaluate the effect of geometric parameters on the reduced deformation pressure. The possibility of supplementing the reduced pressures when sequential combining extrusion schemes was also confirmed. It has been determined that the choice of the calculation scheme and the analysis of the process must be carried out depending on the relative height of the deformation zone. Calculation formulas for plane transverse extrusion obtained by the upper bound estimate method show close results to experimental data and to similar solutions for other problems of plane deformation in the processes of restamping and upsetting, which differ in the form of the velocity field and friction conditions at the boundaries. Dependences for the deformation pressure during corner extrusion in a die with an inclined generatrix were obtained using a triangular modulus, for which a method for

calculating the pressure components on the velocity discontinuity lines is described. Graphical analysis of the reduced pressure dependence found that the parameter that has the greatest influence on the pressure level is the relative thickness of the process h/s , which characterizes the degree of metal reduction. Recommendations for calculating the power parameters of transverse-corner extrusion can be used in the design of extrusion processes both for parts with ledges and hollow conical products.

Key words: transverse-corner extrusion, upper bound method, kinematic modules, reduced pressure, parts with ledges.

Алієв Іграмотдін Серажудінович – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрою ДДМА
Aliiev Igramotdin – Dr. Sc, Full Professor, Head of the Metal forming Department of DSEA
E-mail: igramaliev@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-4248-8214>

Левченко Володимир Миколайович – канд. техн. наук, наук. співроб. ІРЕ ім. О. Я. Усикова
Levchenko Volodymyr – Candidate of Technical Sciences, Junior Researcher of Ya. Usikov IRE
E-mail: goldangel271@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2411-4198>

Чучин Олег Володимирович – канд. техн. наук, ст. викл. ДДМА
Chuchin Oleg – PhD, Senior Lecturer of DSEA
E-mail: ovch2111@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-9728-9925>

Картамишев Дмитро Олександрович – канд. техн. наук, ст. викл. ДДМА
Kartamyshev Dmytro – Candidate of Technical Sciences, Senior Lecturer of DSEA
E-mail: dima_kartamyshev@ukr.net
ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-3240-8919>

Коцюбівська Катерина Іванівна – канд. техн. наук, доцент, зав. кафедрою КНУКМ
Kotsiubivska Kateryna – PhD in Technical Science, Head of Department of KNUCA
E-mail: katysivak@gmail.com
ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-3987-9871>

Донбаська державна машинобудівна академія (ДДМА), м. Краматорськ
Donbas State Engineering Academy (DSEA), Kramatorsk

Інститут радіофізики та електроніки ім. О. Я. Усикова НАНУ (ІРЕ ім. О. Я. Усикова НАНУ), м. Харків
O. Ya. Usikov Institute for Radiophysics and Electronics, NAS of Ukraine (Ya. Usikov IRE), Kharkiv.

Київський національний університет культури і мистецтв (КНУКМ), м. Київ
KNUCA – Kyiv National University of Cultural and Arts, Kyiv

Стаття надійшла до редакції 19.06.23 р.