

Розробка кінематичного модуля із заокругленням для моделювання процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання інструментом складної конфігурації

Н. С. Грудкіна, І. С. Алієв, О. Є. Марков, Ю. В. Савченко, Л. П. Суховірська, Л. В. Таган

Складні за формою деталі із суцільних або порожнистих заготовок доцільно виготовляти способами поперечного і комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання. Наявність варіації технологічних режимів, конфігурації інструменту (у вигляді фасок та заокруглень перехідних ділянок матриць) на виробництві вимагає наявності адекватної попередньої оцінки силового режиму та особливостей формоутворення деталі. Запропоновано криволінійний кінематичний модуль трапецеїдальної форми для моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання із наявністю заокруглення матриці. Враховуючи неможливість використання для заданого кінематично можливого поля швидкостей межі у вигляді чверті кола, запропоновано використання наближених кривих вигляду $z_1(r)$ та $z_2(r)$. З огляду на найменше відхилення довжини дуги наближеної кривої $z_1(r)$ та площі криволінійної трапеції, що обмежена нею, відносно чверті кола (не перевищує 0,8% за будь-яких співвідношень), рекомендовано використання саме цієї заміни. Проведено розрахунки величини приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля із заокругленням із урахуванням потужностей сил зрізу на межі із суміжними кінематичними модулями. У якості прикладу проаналізовано вбудованість розробленого модуля із заокругленням у розрахункову схему радіального видавлювання. Виявлено суттєвий вплив умов тертя на силовий режим та відповідне оптимальне значення радіусу заокруглення. Розроблений кінематичний модуль дозволяє розширити можливості енергетичного методу для моделювання процесів холодного видавлювання із складною формою інструменту за новими схемами деформування. Це сприятиме виробленню рекомендацій щодо оптимальної конфігурації інструменту та більш активному впровадженню даних процесів на виробництві.

Ключові слова: моделювання процесів комбінованого видавлювання, конфігурація інструменту, кінематичний модуль, енергетичний метод.

1. Вступ

У сучасних умовах галузі машинобудування відіграють одну з ключових ролей у забезпеченні розвитку економіки. В цьому контексті пріоритети визначаються пошуком, розробкою і освоєнням надсучасних наукоємних технологій, на противагу класичним способам формоутворення деталей шляхом зняття стружки. В сучасних реаліях наявність різноманіття методів обробки металів (ОМТ) тиском робить актуальною задачу вибору найбільш раціонального і еко-

номічно обумовленого з наявних [1–9]. Приклади успішного вирішення конкретних практичних завдань [2–5] нерозривно пов'язані із розвитком та постійним удосконаленням методів скінченно-елементного моделювання, статистичної обробки даних [4–6]. Це дозволяє розширити межі використання обраного способу деформування за рахунок визначення оптимальних технологічних режимів, конфігурації інструменту та умов, що забезпечують якість отриманої продукції [3, 7]. Теоретичні досягнення у дослідженнях широкого кола процесів стосуються розробки та удосконалення методів опису форми тіл, пошуку критеріїв та прийомів спрощення оцінок силових режимів і формоутворення напівфабрикату [2, 6, 7].

До перспективних ресурсозберігаючих технологій наразі відносять і процеси методів ОМТ, засновані на холодній пластичній деформації. Це дозволяє отримувати заготовки із розмірами і якістю, які наближаються до необхідних готових деталей, завдяки чому зменшується або повністю виключається доопрацювання різанням [1, 7–11]. Стійка тенденція до розширення номенклатури і матеріалів деталей, отриманих із застосуванням процесів холодного видавлювання, вказує на необхідність глибоких досліджень факторів, що сприятимуть розширенню технологічних можливостей цих процесів.

2. Аналіз літературних джерел і постановка проблеми

Розширенню технологічних можливостей процесів холодного видавлювання сприяли теоретичні та експериментальні дослідження останніх років, напрямлені перш за все на отримання оцінки силового режиму та виявлення особливостей протікання процесу деформування. Аналіз силових і деформаційних режимів процесів процесів комбінованого (суміщеного або послідовного) видавлювання виконано переважно експериментально, на основі методу скінченно-елементного (МСЕ) аналізу і методами верхньої оцінки. Способами «безматричного видавлювання» при виготовленні глибоких порожнистих судин досягають значного зниження питомих сил деформування в порівнянні із використанням процесів зворотного видавлювання [12]. В роботі [13] досліджено силовий режим процесу послідовного радіально-прямого видавлювання, проаналізовано вплив конструктивних та технологічних параметрів. Перевірка достовірності результатів, отриманих МСЕ, виконана на експериментальних даних за зусиллям деформування. Однак моделювання зазначених процесів проведено в обраних межах параметрів варіювання, аналітичних рішень не отримано, що зменшує цінність отриманих результатів та висновків. В роботі [14] автори досліджували вплив конструктивних геометричних параметрів процесу послідовного радіально-прямого видавлювання на коливання навантаження. Однак висновок про незначний вплив на формування навантаження на пуансон і контрпуансон радіусів заокруглень перехідних ділянок інструменту викликають сумніви. Враховування геометрії інструменту та радіусів перехідних ділянок матриць особливо важливе при проектуванні штампів, коли від цих елементів залежать не тільки активні сили деформування, а й реактивні сили розкриття роз'ємних матриць [15–17]. Все це дозволяє стверджувати, що доцільним є розвиток тео-

ретичних методів прогнозування формоутворення деталей та оцінки силового режиму в залежності від конфігурації інструменту.

В роботі [18] проведено експериментальні дослідження та скінченно-елементним аналіз в програмному комплексі ABAQUS процесу тристороннього прямо-зворотно-радіального видавлювання порожнистих деталей. Було проаналізовано викривлення ділильної сітки та розподіл деформацій, вплив радіусу заокруглення матриці, товщини зазору та умов тертя на силовий режим деформування. Подальші дослідження процесу тристороннього прямо-зворотно-радіального видавлювання порожнистих деталей з точки зору дослідження особливостей формоутворення та основних факторів керування проведено в роботах [19, 20].

Питанням оцінки напружено-деформованого стану заготовки та інструменту, дефектоутворення та деформованості металу заготовок при холодному комбінованому видавлюванні [21–24]. У роботі [21, 22] отримано оцінку напружено-деформованого стану (НДС), розрахунки ресурсу пластичності за різними критеріями для процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання. Основною метою скінченно-елементного аналізу процесу радіально-прямого видавлювання [23] було вивчення впливу геометрії інструменту на НДС заготовки і знос інструменту. Натомість перевагам процесів холодного видавлювання слід зазначити про наявність обмежень і недоліків у вигляді дефектоутворення, які істотно знижують якість отриманих виробів. В роботі [25] на підставі систематизовано види дефектів, характерних для холодного видавлювання за різними технологічними способами, та представлено у вигляді узагальненої класифікації. До основних параметрів, що визначають якість штампованих деталей відносять відхилення форми і поверхонь деталей, недотримання розмірів, якість поверхні, нерівномірність деформованого стану, тріщини (відриви) і руйнування. Поширеним дефектом, що є характерним для переважної більшості способів видавлювання, є відхилення форми і тріщини. Тому визначення параметрів і співвідношень, критичних з точки зору можливого дефектоутворення, технологічних факторів, що дозволяють відстрокувати або нівелювати появу дефекту є першочерговими задачами. Це дозволить значно розширити сферу застосування технологій холодного видавлювання, перш за все для комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу [25, 26]. Однак переважна частина проведених досліджень має обмежений характер та не дає інженерних формул розрахунку силового режиму (особливо за наявності складної форми інструменту), що вказує на недостатню придатність отриманих результатів для використання на виробництві.

Ефективність використання енергетичного методу балансу потужностей для оцінки силового режиму, формоутворення деталі в процесах комбінованого видавлювання продемонстрована в роботах [27–33]. Моделювання процесів комбінованого зворотно-прямого видавлювання та двостороннього видавлювання при отримання внутрішніх та зовнішніх фланців з трубних заготовок проведено в роботах [27, 28]. В розрахункових схемах даних процесів продемонстровано можливість використання уніфікованих кінематичних модулів прямокутної та трапецеїдальної форми. Однак математичні моделі, побудовані на основі спрощених розрахункових схем паралельної течії із використанням кінематичних

модулів прямокутного перерізу, дозволяють отримувати оперативні рішення технологічних задач. Це в свою чергу може призводити до значного розходження з експериментальними даними щодо зусиль деформування та приростів напівфабрикату.

Розвитку можливостей енергетичного методу балансу потужностей на основі розширення бази кінематичних модулів складної конфігурації присвячено ряд робіт [29–36]. В роботах [29, 30] запропоновано прийоми спрощення потужності сил пластичної деформації із використанням мінімізуючої функції в загальному вигляді. Визначення силових характеристик процесу комбінованого трьохстороннього видавлювання проведено в роботі [31] із використанням планування експерименту за даними моделювання в DEFORM 3D. Це дозволило в тому числі отримати дані щодо формозміни напівфабрикату в межах обраних для дослідження співвідношень процесу деформування. Основні результати досліджень [32, 35] дозволяють враховувати особливості конфігурації інструменту, форми меж розподілу течії металу всередині заготовки. Виявлено проблеми ускладнення математичного апарату при отриманні величини приведенного тиску деформування (в аналітичному вигляді) всередині кінематичного модуля трикутної або трапецеїдальної форми з похилими межами. Ряд робіт присвячено вирішенню цих проблем – пошуку прийомів спрощення виразів приведенного тиску деформування та отримання відповідних інженерних формул розрахунків силового режиму процесів холодного видавлювання [33, 34, 36]. Наявність варіації технологічних режимів, конфігурації інструменту на виробництві з одного боку суттєво розширюють можливості процесів холодного видавлювання. З іншого боку, вимагають адекватної попередньої оцінки силового режиму та формоутворення деталі. В свою чергу, розробка нових кінематичних модулів складної форми сприятиме виробленню відповідних рекомендацій щодо їх використання для отримання оцінки силового режиму деформування та визначення оптимальної конфігурації інструменту.

3. Мета і задачі дослідження

Мета роботи – розробка кінематичного модуля трапецеїдальної форми із заокругленням, що дозволяє врахувати конфігурацію інструменту при моделюванні процесів радіально-поздовжнього видавлювання.

Для досягнення мети поставлені наступні задачі:

- проаналізувати вплив наявності заокруглення матриці на особливості протікання процесів радіально-поздовжнього видавлювання та його використання у якості фактора керування процесом деформування;
- розробити схемне рішення щодо кінематичного модулю із заокругленням, що дозволяє визначити в аналітичному вигляді приведенний тиск деформування;
- проаналізувати можливості та особливості використання кінематичного трапецеїдального модуля із заокругленням для оптимізації форми інструменту.

4. Формоутворення деталей з фланцем в процесах комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання інструментом складної конфігурації

4.1. Процеси комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання інструментом складної конфігурації

Варіювання форми інструменту (пуансона та матриці) із введенням таких конструктивних особливостей як наявність фасок різного кута нахилу та заокруглень різного радіусу розширюють можливості процесів комбінованого видавлювання (рис. 1). Для процесів з одним ступенем свободи течії металу це сприяє зниженню силових параметрів режиму деформування та більш сприятливим умовам напружено-деформованого стану у зоні контакту інструменту та заготовки. Для процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу до цих переваг додається можливість керування формоутворенням деталі, що дозволяє уникнути такого дефекту, як невиконання форми та розмірів напівфабрикату. Це, в свою чергу, є вагомим фактором розширення області застосування саме процесів комбінованого видавлювання із двома та більше ступенями свободи течії металу.

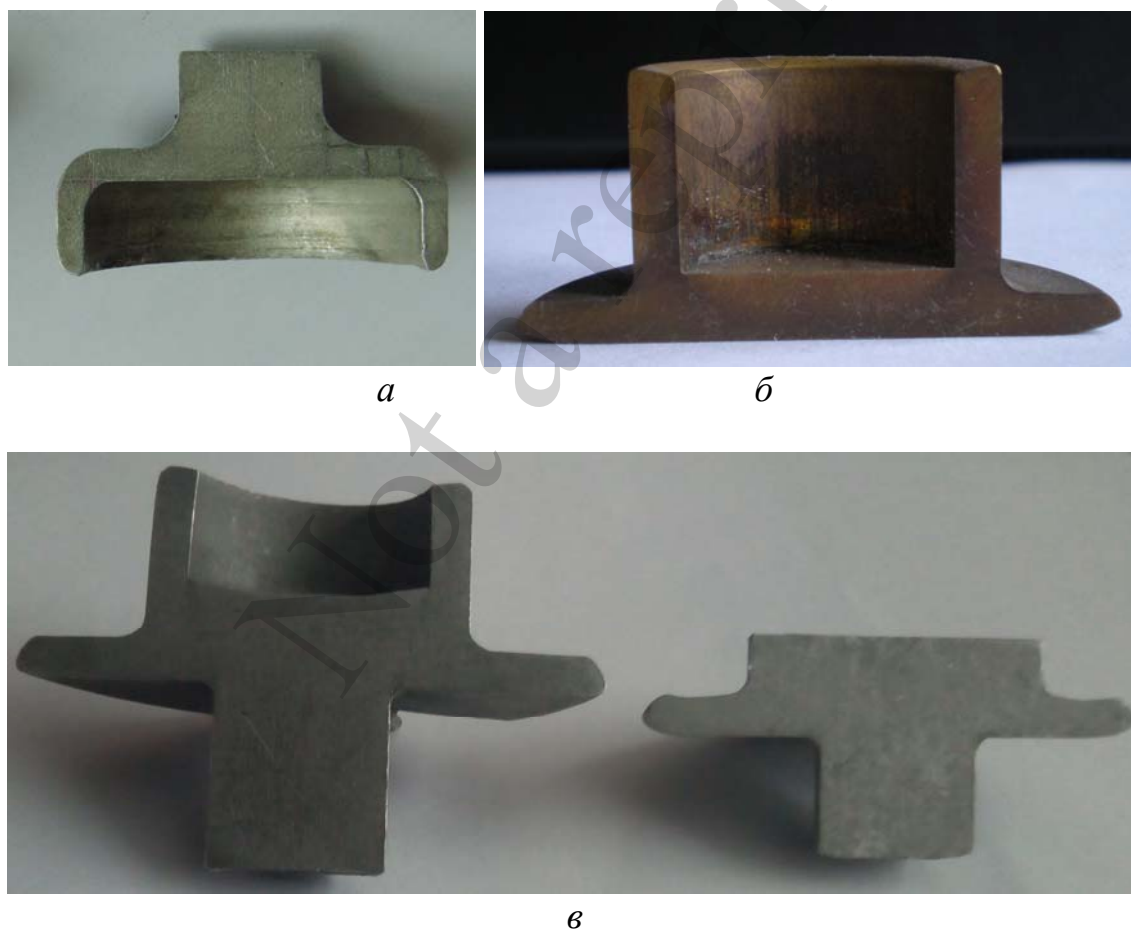


Рис. 1. Отримані деталі з наявністю заокруглень: *a* – комбіноване послідовне радіально-пряме видавлювання з роздачею; *б* – комбіноване радіально-зворотне видавлювання; *в* – комбіноване радіально-поздовжнє видавлювання з декількома ступенями свободи течії

Наявність заокруглення на матриці для процесів з одним ступенем свободи течії металу сприяє зниженню силових параметрів процесу та формуванню більш сприятливого напружено-деформованого стану в зоні контакту заготовки та інструменту. Для процесів комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу, крім зазначених вище переваг, радіус заокруглення можна розглядати у якості керуючого фактора. Приклади впливу конфігурації інструменту на формування напівфабрикату в процесах комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання представлено на рис. 2.

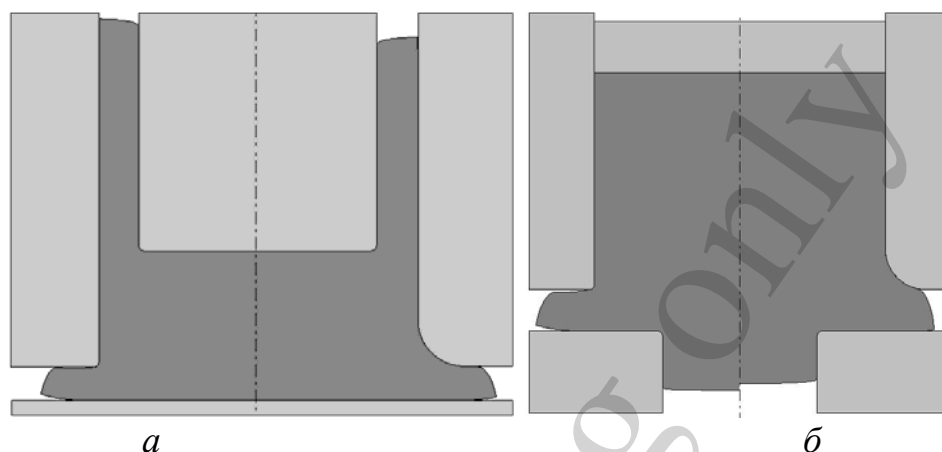


Рис. 2. Вплив конфігурації інструменту на формування деталі в процесах: *a* – радіально-зворотнього видавлювання; *б* – радіально-прямого видавлювання

Введення заокруглення на матриці для обох процесів сприяє меншому відхиленню заповнення фланцевої зони (зниження дефектоутворення у вигляді відставання та загину фланця). Відмінності у формуванні фланцевої зони та осевого відростку або формування стінки стакану дозволяють вважати введення заокруглення на матриці фактором, що корегує формування напівфабрикату. Таким чином, є потреби у отриманні даних щодо впливу конструктивних елементів матриці на поетапне формозмінення заготовки, в тому числі за рахунок розширення бази уніфікованих кінематичних модулів із наявністю заокруглень.

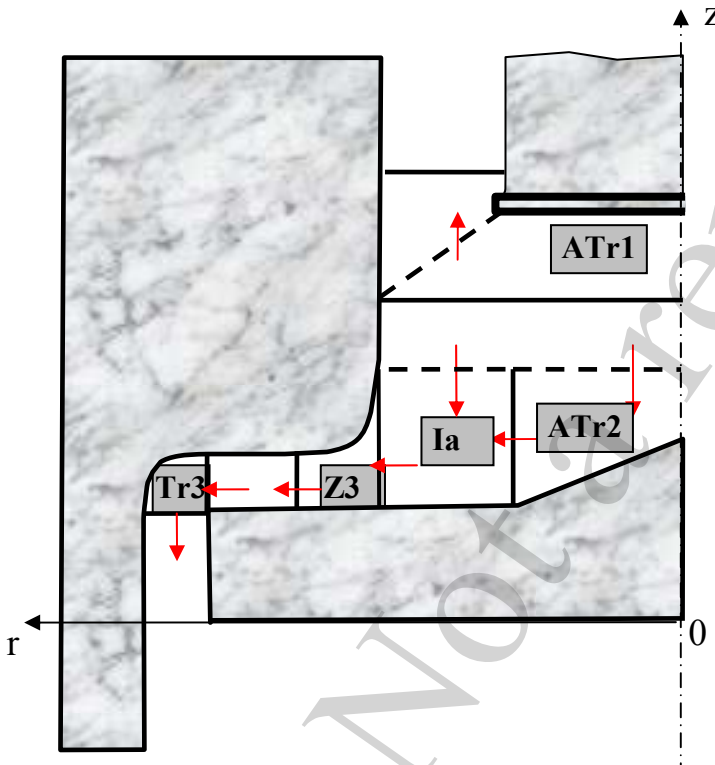
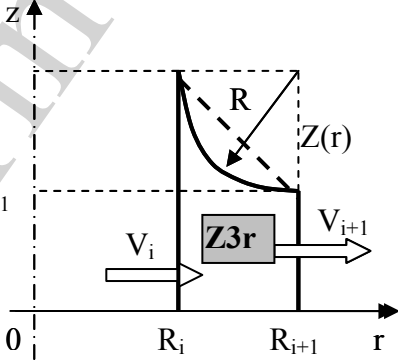
4. 2. Розробка схемного рішення щодо кінематичного модулю трапецеїдальної форми із заокругленням

В рамках використання енергетичного методу балансу потужностей важливим етапом є розбиття об'єму заготовки на комплекс кінематичних модулів, що складають розрахункову схеми процесу. Можливість побудови величезного числа різних наборів кінематичних модулів з різними кінематично можливими полями швидкостей (КМПШ) є перевагою даного методу. Однак це вимагає вироблення рекомендацій щодо доцільності (або ні) використання того чи іншого кінематичного модуля, а надалі тієї чи іншої розрахункової схеми процесу: Складна форма межі контакту інструменту та заготовки вимагає використання кінематичних модулів з криволінійною межею (трикутної, трапецеїдальної або заокругленої форми) [32]. Знаходження величини приведенного тиску деформу-

вання для розробленого кінематичного модуля з урахуванням потужності сил деформування, тертя та зсуву в аналітичному вигляді може бути використана як складова загальної розрахункової схеми досліджуваного процесу. Наявність широкого кола процесів видавлювання із розвинутою радіальною складовою течії металу вимагає більш детального дослідження з точки зору відображення реальної картини течії металу у фланцеву зону із урахуванням наявності фасок або заокруглень на поверхні контакту матриці із заготовкою у зоні Z3 (табл. 1).

Таблиця 1

Узагальнена розрахункова схема процесу комбінованого видавлювання деталей із фланцем

| Узагальнена розрахункова схема процесу комбінованого видавлювання деталей із фланцем | Схема та КМПШ кінематичного трапецеїдального модуля Z3 |
|--|--|
|  |  <p data-bbox="1053 1198 1364 1243">КМПШ модуля Z3:</p> $ \begin{cases} V_z = \frac{R_i h_i V_i}{r z^2(r)} z'(r) \cdot z, \\ V_r = \frac{R_i h_i V_i}{r z(r)}, \end{cases} $ <p data-bbox="909 1534 1436 1680">де $z(r)$ – будь-яка крива, що проходить через точки (R_i, h_i) та (R_{i+1}, h_{i+1})</p> |

Найуживанішими кінематичними модулями зони Z3 або наступної суміжної зони є кінематичні модулі прямокутної, трапецеїдальної та трикутної форми. У якості трапецеїдального кінематичного модуля із межею різної форми можна обрати кінематичний трапецеїдальний модуль Z3, який в частинному випадку Z3r відображає заокруглення матриці в зоні радіальної течії металу, що формує фланець [32].

Неможливість використання для заданого КМПШ кривої, що описує чверть кола $z(r) = h_i + R - \sqrt{R^2 - (r - (R_i + R))^2}$ (заокруглення матриці радіусу R), з пов'язана із невиконанням умови існування $z'(R_i)$, що унеможливило ведення подальших розрахунків потужності зрізу та деформування. Тому для моделювання процесів із межею контакту матриці із заготовкою у вигляді чверті кола необхідно проаналізувати можливості використання наближених за формою кривих.

Розглянемо криві, які наближені за формою до чверті кола:

$$z_1(r) = \frac{A}{r - R_i \left(1 - \frac{R}{2\pi}\right)} + B, \quad (1)$$

де

$$A = \frac{R^2 R_i}{2\pi} \left(1 + \frac{R_i}{2\pi}\right); \quad B = h_i - \frac{2\pi A}{R_i R}.$$

$$z_2(r) = \frac{(r - R_{i+1})^4}{R^3} + h_{i+1}. \quad (2)$$

Продемонструємо відмінність даних кривих від чверті кола (рис. 3), переходячи до відносних величин $\bar{R}_i = 1$, $\bar{R} = R / R_i$, $\bar{h}_i = h_i / R_i$, $\bar{h}_{i+1} = h_{i+1} / R_i$. Крива чверті кола відображена чорною лінією, наближені криві – синьою для $z_1(r)$ та червоною для $z_2(r)$ пунктирними лініями. Характер зміни кривих наближено подібний, однак відхилення кривої $z_1(r)$ за довжиною дуги та площею криволинійної трпаеції від чверті кола є меншим по відношенню використання наближення у вигляді $z_2(r)$.

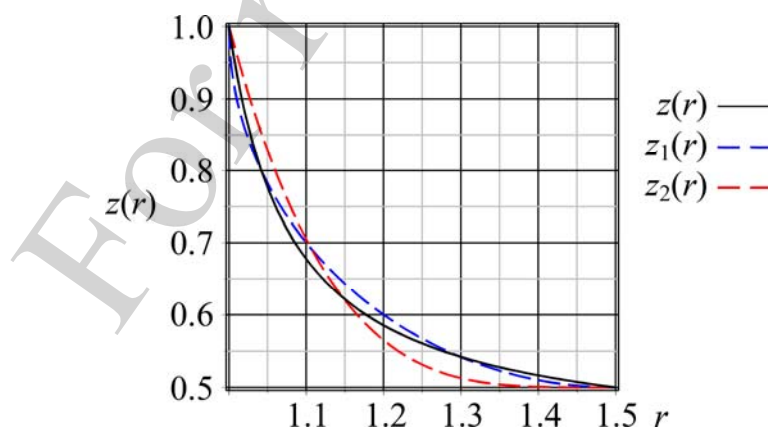


Рис. 3. Порівняльний аналіз поведінки кривих $z(r) = h_i - \sqrt{R^2 - (r - R_{i+1})^2}$ та $z_1(r)$ і $z_2(r)$ при $\bar{R}_i = 1$, $\bar{h}_{i+1} = 0.4$

Відхилення $z_2(r)$ від чверті кола за довжиною дуги l_2 та площею є більш суттєвими та залежать від геометричного розташування. Таким чином, задана

крива $z_1(r)$ є раціональною за $z_2(r)$ і може бути використана у вигляді наближеної заміни чверті кола. Ця заміна надає можливість використання КМПШ у наведеному вище вигляді (табл. 1), де на відміну від чверті кола виконується умова існування $z'_1(R_i)$, що надає можливість проводити необхідні розрахунки.

Складові приведенного тиску деформування кінематичного модуля Z3r враховують потужності сил деформування, зрізу на поверхні між суміжними кінематичними модулями та тертя на поверхні контакту інструменту та заготовки. Наведемо потужності сил тертя на поверхні заокруглення та на нижній межі кінематичного модуля у вигляді [32]:

$$N_{ti} = \frac{4\pi\sigma_s\mu_s V_i R_i h_i}{\sqrt{3}} \left[\begin{aligned} & \frac{2}{B} \left[R - \frac{A}{B} \ln \left| \frac{BC + A}{B \frac{R_i R}{2\pi} + A} \right| \right] + \\ & \frac{B^2}{A^2} \ln \left| \frac{(BR_i R + 2\pi A)C}{R_i R (BC + A)} \right| + \\ & + A \left[\frac{B}{A} \left(\frac{1}{C} - \frac{2\pi}{R_i R} \right) - \right. \\ & \left. - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{C^2} - \frac{4\pi^2}{R_i^2 R^2} \right) \right] \end{aligned} \right], \quad (3)$$

$$\text{де } C = R \left(1 + \frac{R_i}{2\pi} \right).$$

Потужність сил деформування всередині кінематичного модуля Z3r знаходимо у вигляді верхньої оцінки [32]:

$$N_d \leq \sigma_s \sqrt{M \cdot W}, \quad (4)$$

де $M = \iiint_V \dot{\epsilon}_i^2 dV$, $\dot{\epsilon}_i$ – інтенсивність швидкостей деформації;

$$V = 2\pi \left[A \left(R + R_i \left(1 - \frac{R}{2\pi} \right) \ln \left| \frac{2\pi C}{R_i R} \right| \right) + B \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right]$$

– об'єм модуля.

Потужності сил зрізу приймають вигляд:

$$N_{ci}^- = \frac{4\pi^3 \sigma_s A V_i h_i}{\sqrt{3} R_i R^2}, \quad (5)$$

$$N_{ci+1}^- = \frac{\pi \sigma_s R_i h_i A}{\sqrt{3} C^2}. \quad (6)$$

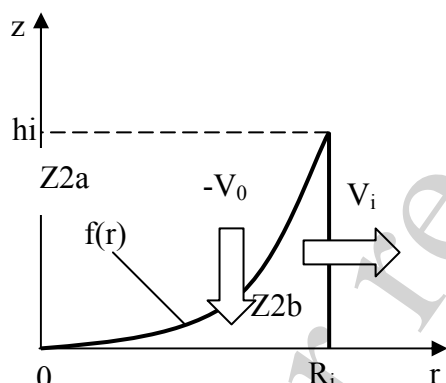
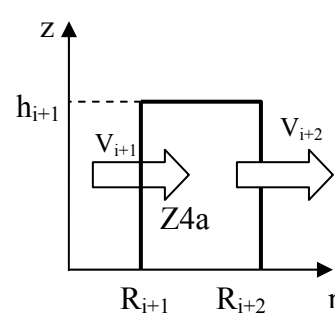
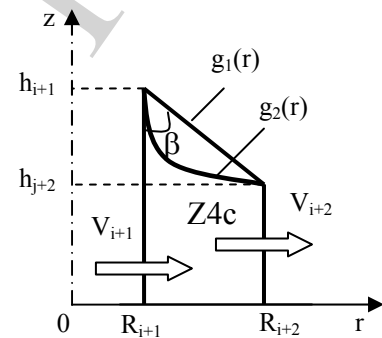
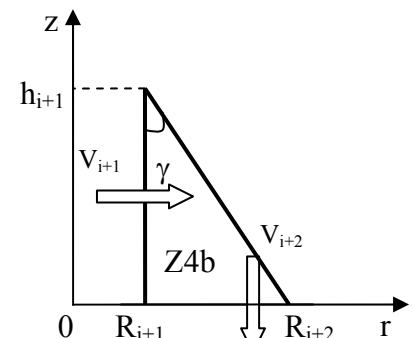
Величина приведенного тиску деформування кінематичного модуля Z3r із урахуванням (3)–(6) виражається співвідношенням або обчислюється за формулою:

$$\bar{p}_{Z3r} = \frac{N_{di} + \Delta N_{ci} + \Delta N_{ci+1} + N_{ti}}{2\pi \sigma_s V_i R_i h_i}, \quad (7)$$

де вирази $\Delta N_{ci} = |N_{ci}^- - N_{ci-1}^-|$ та $\Delta N_{ci+1}^- = \begin{cases} N_{ci+1}^- - N_{ci+2}^- \\ N_{ci+1}^- \end{cases}$, враховують складові потужностей сил зрізу із суміжними попереднім та наступним кінематичними модулями в залежності від досліджуваного процесу.

У якості суміжних кінематичних модулів зон Z2 і Z4 для процесів радіально-поздовжнього видавлювання найчастіше використовуються наступні (табл. 2).

Таблиця 2
Схеми суміжних кінематичних модулів

| | |
|---|--|
| <p>Дослідження [34]</p>  | <p>Дослідження [34]</p>  |
| <p>Дослідження [34]</p>  | <p>Дослідження [34]</p>  |

З урахуванням вбудованості розрахунків кінематичного модуля $Z3r$ та отриманих раніше для суміжних модулів різної конфігурації (табл. 2) розрахунків [31, 33] можна розглядати питання оптимізації форми інструмента за радіусом заокруглення.

4. 3. Аналіз використання кінематичного криволінійного трапецеїдального модуля із заокругленням для оптимізації форми інструменту

Питання використання у якості варіюємого параметра радіусу заокруглення можна розглядати для величини приведенного тиску деформування кінематичного модуля $Z3r$ та всієї розрахункової схеми \bar{p} . Проаналізуємо поведінку величини приведенного тиску деформування \bar{p} , розрахованих за (7), в залежності від радіусу заокруглення матриці R (рис. 4). Величина \bar{p} враховує складові кінематичного модуля $Z3r$ та додатково відомих суміжних $Z2a$ і $Z4a$ (табл. 2). Дана величина враховує вплив радіусу заокруглення для всіх схем, що містять комплекс даних модулів. В тому числі для процесів послідовного радіально-прямого видавлювання (рис. 1, *a*) та процесів комбінованого радіально-зворотного видавлювання для відносно високих заготовок при наявності роз'єднаного осередку деформації (рис. 2, *a*). Збільшення радіусу заокруглення суттєво впливає на складову потужності сил тертя на поверхні межування заготовки та інструменту (рис. 4). За будь-яких умов тертя, характерних для холодного видавлювання, криві приведенного тиску деформування мають точку мінімуму, що вказує на можливість оптимізації форми інструменту за радіусом заокруглення. Однак розглядання приведенного тиску деформування тільки для кінематичного модуля $Z3r$ та повної величини всієї розрахункової схеми вказує на відмінності у оптимальному значенні радіусу заокруглення. Для повної розрахункової величини це оптимальне значення зміщується в сторону зростання і складає 0,7 мм по відношенню до 0,2 мм для тих самих співвідношень без урахування суміжних кінематичних модулів. Це відбувається завдяки із змінами об'ємів осередків деформації $Z2a$ і $Z4a$, що межують із кінематичним модулем $Z3r$. Зміна параметрів осередків впливає на їх внесок у величину приведенного тиску деформування та ступеня радіальної течії всієї розрахункової схеми.

Тому в подальших дослідженнях слід враховувати всі складові розрахункової схеми, що залежать від обраного параметру оптимізації, в даному випадку від радіусу заокруглення. Аналіз дослідження впливу товщини фланцевої зони та умов тертя на величину повного приведенного тиску деформування виявив наступні особливості. Погіршення умов тертя за будь-яких співвідношеннях геометричних параметрів процесу призводить до зменшення оптимального значення радіусу заокруглення. Це пов'язане із збільшенням площі контакту заготовки та інструменту та відповідно збільшенням складової потужності сил тертя.

При цьому із збільшенням товщини фланцевої зони оптимальне значення радіусу заокруглення теж збільшується поряд із зменшенням самої величини приведенного тиску деформування. Коливання оптимального значення радіусу заокруглення в межах змінюється від 2.5 мм до 1.2 мм з погіршенням умов тертя (рис. 5) та від 1.7 мм до 0.9 мм для $\mu_s=0.08$ із зменшенням відносної товщини

фланця. При цьому відмінності приведенного тиску деформування для різних умов тертя можуть сягати 35–40 %, що говорить про вагомий внесок у силовий режим складових потужності сил тертя.

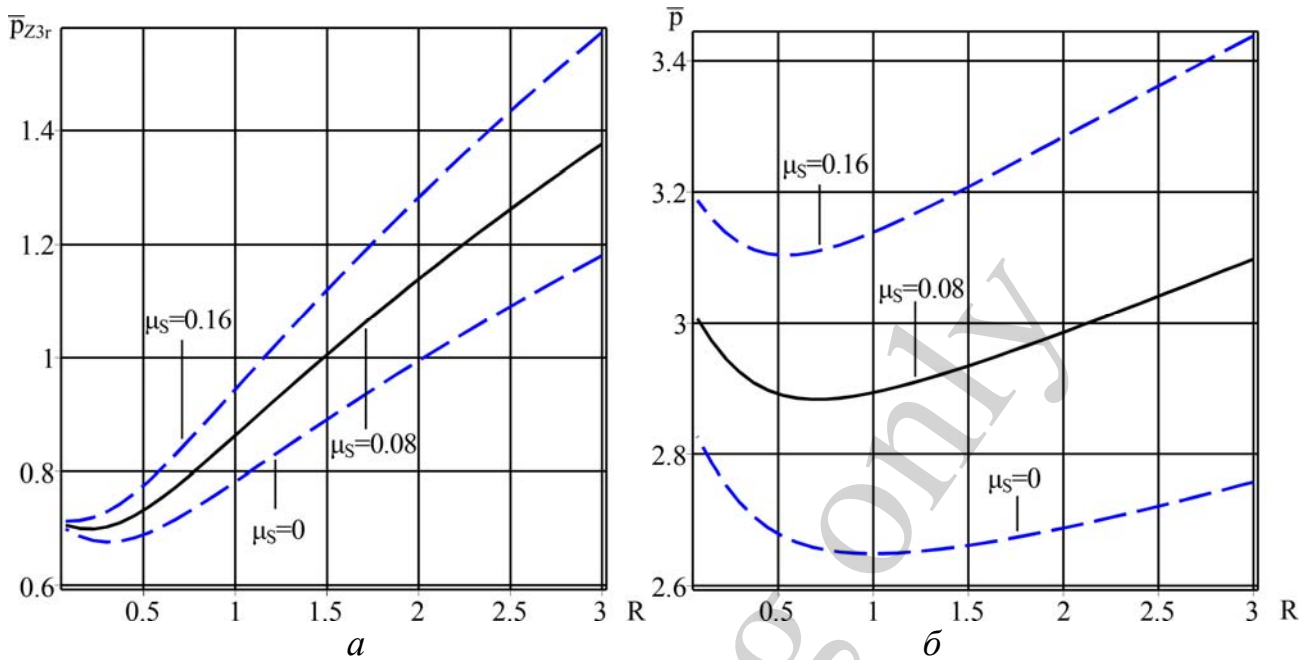


Рис. 4. Залежності від радіусу заокруглення приведенного тиску деформування при $h_{i+1}=3$, $R_i=18$: а – кінематичного модуля $Z3r$; б – розрахункової схеми радіального видавлювання

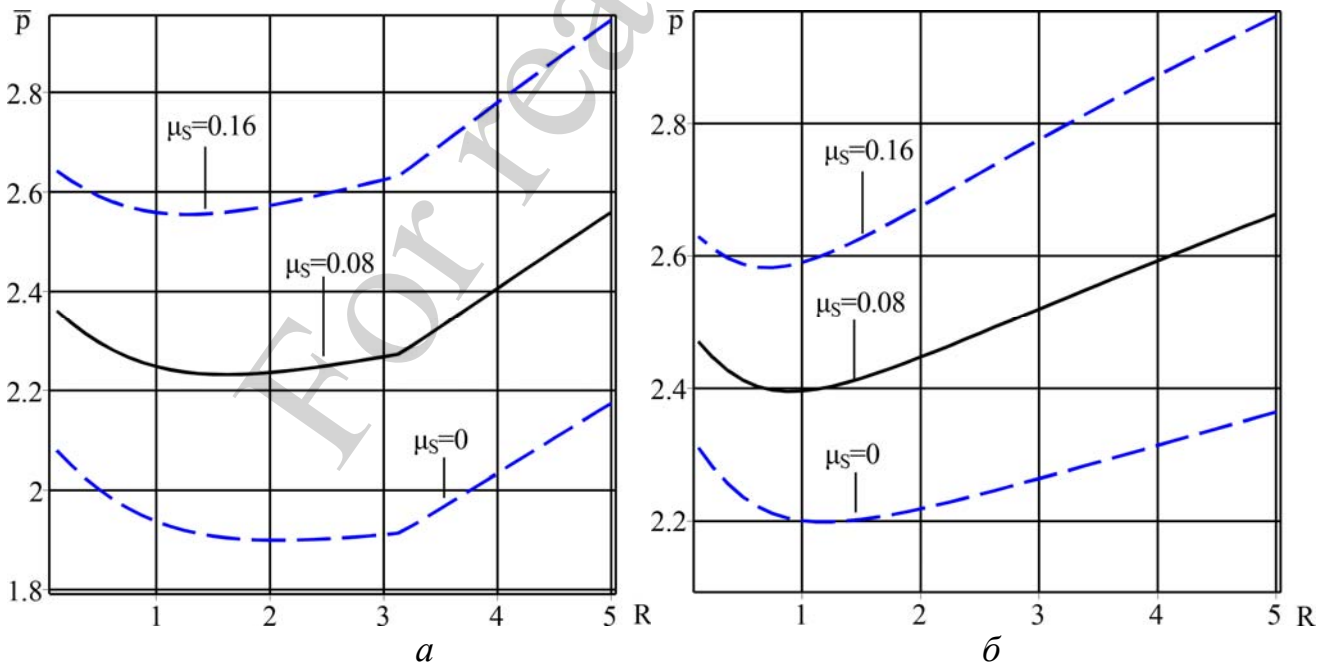


Рис. 5. Залежності від радіусу заокруглення приведенного тиску деформування за різних умов тертя: а – $R_i=10$ мм., $h_{i+1}=5$ мм; б – $R_i=18$ мм, $h_{i+1}=5$ мм

Таким чином, радіус заокруглення можна розглядати як параметр оптимізації для процесів з одним та більше ступенями свободи течії металу із наявністю радіальної течії у фланцевій зоні. При цьому для процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання наведені розрахунки можуть використовуватися для автономного (нижнього) осередку деформації.

Переважаюча частина попередньо побудованих розрахункових схем процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання не враховувала заокруглення на матриці, що призводило до завищення прогнозованих оцінок силового режиму деформування. Запропонований варіант заміни кривої дозволив врахувати наявність складних ділянок поверхні контакту заготовки та інструменту. Порівняно експериментальні та теоретично отримані дані за зусиллям деформування заготовок з алюмінієвого сплаву АД1 при радіусі заготовки $R_1=7.5$ мм, внутрішньому радіусі $R_3=12$ мм та зовнішньому радіусі $R_2=14$ мм та товщині фланцевої зони h , що варіювалася від 2.2 мм до 5.2 мм, повний робочий хід пуансона для процесу послідовного радіально-прямого видавлювання (рис. 1, а) склав 43 мм. На рисунку у якості даних щодо проведених експериментів на зразках з АД1 позначено середнє значення (для трьох продеформованих зразків для кожної товщини фланця h за зусиллям деформування (точкові дані) та побудовано відповідний 90 % довірчий інтервал, розрахований за даними табл. 3. Для побудови теоретичних кривих зусилля деформування використовували криву зміцнення матеріалу АД1, апроксимировану показниковою функцією $\sigma_s=138.4 \cdot e^{0.218}$ МПа із середньою інтенсивністю накопиченої деформації, що дорівнює величині приведенного тиску деформування, умови тертя задавали як $\mu_s = 0.04$. Крива, побудована за схемою ЕМ-2а, що не враховує радіус заокруглення (рис. 6, синя суцільна), є попередньою грубою оцінкою зусилля деформування. Пунктирна крива зусиль, розрахованих за ЕМ-2с із урахуванням радіусу заокруглення, отримана теоретично із урахуванням корегуючого коефіцієнту (що є допустимим для використання енергетичного методу верхньої оцінки), який залежить від геометричних параметрів процесу, дозволяє отримати прогнозоване значення зусилля у вигляді:

$$\bar{p}^* = \left(1 - \frac{h^2 \left(\left(\frac{R_3}{R_2} \right)^2 - 1 \right)}{R_2^2} \right) \bar{p}. \quad (8)$$

Розгляд кривої (8) у якості розрахункової для зусиль деформування є прийнятним, збіжність теоретичних та експериментальних даних обумовлює коефіцієнт детемінації $R^2=0.898$.

Для виявлення промахів при невеликій кількості паралельних вимірювань ($n < 10$) додатково використовували перевірку за критерієм Романовського, за Q-критерієм та R-розподілом. За трьома критеріями, що використовують для невеликої кількості паралельних вимірювань, промахів не виявлено, довірчі інтервали залишаємо в повному обсязі.

Таблиця 3

Експериментальні дані та побудова довірчих інтервалів

| $h, \text{ mm}$ | Зусилля $P, \text{ kN}$ | | | Середнє зусил- ля $P_{cp}, \text{ kN}$ | s | ΔP | $P_{cp}-\Delta P$ | $P_{cp}+\Delta P$ |
|-----------------|-------------------------|-----|-----|---|-------|------------|-------------------|-------------------|
| | 1 | 2 | 3 | | | | | |
| 2.2 | 121 | 128 | 129 | 126 | 4,359 | 10,82 | 115,18 | 136,82 |
| 3.3 | 123 | 116 | 121 | 120 | 3,606 | 8,96 | 111,04 | 128,96 |
| 4.3 | 115 | 123 | 125 | 121 | 5,292 | 13,14 | 107,86 | 134,14 |
| 5.2 | 126 | 117 | 123 | 122 | 4,583 | 11,38 | 110,62 | 133,38 |

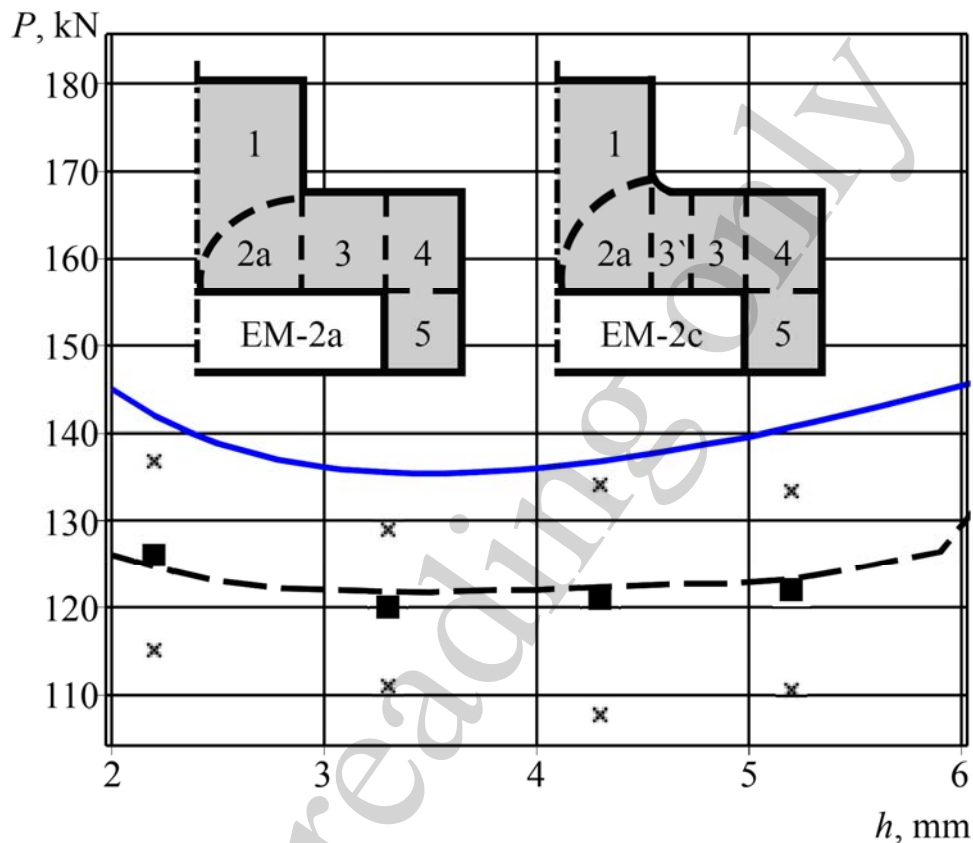


Рис. 6. Порівняльний аналіз експериментальних та теоретично отриманих даних за зусиллям деформування

Таким чином, врахування заокруглення є вагомим фактором зниження оцінки прогнозованої величини зусилля деформування, а можливості використання радіусу заокруглення у якості параметра, що варіюється, дозволить визначити оптимальну (за радіусом заокруглення) конфігурацію інструменту.

5. Обговорення результатів дослідження можливостей використання кінематичного модуля трапецеїдальної форми із заокругленням

Наявність варіації технологічних режимів, конфігурації інструменту на виробництві вимагає наявності адекватної попередньої оцінки силового режиму та особливостей формоутворення деталі. Це вимагає розширення бази уніфікованих кінематичних модулів складної форми та аналізу їх вбудованості в розрахункові схеми. Це сприятиме виробленню відповідних рекомендацій щодо їх

використання для отримання оцінки силового режиму деформування та визначення оптимальної конфігурації інструменту. Для процесів комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу введення радіусу заокруглення може бути використане у якості фактору керування течією металу. Це поряд із зміною умов тертя дозволить вирішити питання корегування приростів напівфабрикату за умов їх відхилення від необхідних. Для моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання запропоновано використання наближених кривих вигляду $z_1(r)$ та $z_2(r)$ у якості заміни чверті кола, що відображає заокруглення матриці (рис. 3). Встановлено, що відхилення довжини дуги наближеної кривої $z_1(r)$ у вигляді (1) та площі криволінійної трапеції, що обмежена нею, не перевищує 0,8 % за будь-яких співвідношень, що вказує на раціональність використання саме цієї заміни. Проведено розрахунки величини приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля із заокругленням $Z3r$ із урахуванням потужностей сил зрізу на межі із суміжними кінематичними модулями у формі (7). Встановлено, що радіус заокруглення можна використовувати у вигляді параметра оптимізації конфігурації інструменту за величиною приведенного тиску деформування (рис. 4, наявність точок мінімуму). Порівняння отриманих оптимальних значень радіусу заокруглення для приведенного тиску деформування (рис. 4, *a*) та повної величини у формі (7) вказує на відмінності отриманих значень (рис. 4, *б*), а саме зміщення в сторону зростання оптимального значення радіусу заокруглення. Рекомендовано для аналізу можливостей використання радіусу заокруглення у якості параметра оптимізації використовувати дані за повною величиною приведенного тиску всієї розрахункової схеми (рис. 6). При цьому рекомендовано також використовувати як складову повної величини приведенного тиску деформування для модуля 3' формулу (7) та приведенний тиск відомих уніфікованих суміжних кінематичних модулів 1, 2 та 3–5 згідно попередніх досліджень [32, 34].

Розроблений кінематичний модуль із заокругленням $Z3r$ дозволяє розширити можливості енергетичного методу для моделювання процесів холодного видавлювання із складною формою інструменту за новими схемами деформування. На практиці необхідно вбудовувати приведенний тиск деформування у вигляді (7) згідно методу кінематичних модулів. Розвиток теоретичних досліджень може стосуватися побудови аналогічних кінематичних модулів трапецеїдальної або трикутної форми із нижньою межею із заокругленням. Це дозволить в подальшому використовувати наведені розрахунки у нових схемах та сприятиме отриманню оцінки силового режиму та формозмінення. Це дозволить розробити рекомендації щодо вибору оптимальної конфігурації інструменту (визначення оптимального значення радіусу заокруглення матриці), розширити можливості керування формоутворенням деталі в процесах з декількома степенями свободи течії. Це відкриває можливості аналізу формоутворення прецизійних і малогабаритних деталей з тонкими елементами геометрії, які, зважаючи на масштаб, значно впливають на характер течії і заповнення порожнини матриці. Таким чином, будуть вирішені питання щодо визначення приростів напівфабрикату та можливості їх корегування за потреби, що сприятиме більш активному впровадженню даних процесів у виробництві.

6. Висновки

1. Виявлено позитивний вплив наявності заокруглення на матриці на протікання процесів радіально-поздовжнього видавлювання з точки зору забезпечення більш сприятливого напружено-деформованого стану в зоні контакту заготовки та інструменту. Для процесів з декількома степенями свободи течії металу введення заокруглення є фактором, що впливає на формозмінення напівфабрикату та характер течії металу. Таким чином, розробка кінематичних модулів, що враховують особливості конфігурації інструменту, дозволить вирішити проблему пошуку ефективних факторів керування процесом формоутворення деталі.

2. При розробці кінематичного модуля трапецеїдальної форми із заокругленням виявлено неможливість використання чверті кола для даного КМПШ з огляду на невиконання умов існування $z'_1(R_i)$. У якості наближення рекомендовано криву у вигляді $z_1(r)$ (відхилення довжини дуги наближеної кривої та відповідної площі криволінійної трапеції не перевищує 0,8 % за будь-яких співвідношень). Вдалося отримати вираз приведенного тиску деформування в аналітичному вигляді від радіусу заокруглення та геометричних параметрів кінематичного модуля. Це значно спрощує проведення подальшого аналізу щодо визначення оптимальної конфігурації інструменту (значення радіусу заокруглення).

3. Проаналізовано можливості використання кінематичного трапецеїдального модуля Z3r із заокругленням для оптимізації форми інструменту за схемою радіального видавлювання. Виявлено суттєвий вплив умов тертя на силовий режим (відмінності для різних умов тертя можуть сягати 35–40 %) та отримане оптимальне значення радіусу заокруглення, що значною мірою залежить також від радіусу матриці. Розроблений кінематичний модуль із заокругленням Z3r дозволяє розширити можливості енергетичного методу для моделювання процесів холодного видавлювання із складною формою інструменту за новими схемами деформування.

Література

1. Bhaduri, A. (2018). Extrusion. Springer Series in Materials Science, 599–646. doi: https://doi.org/10.1007/978-981-10-7209-3_13
2. Kukhar, V., Kurpe, O., Klimov, E., Balalayeva, E., Dragobetskii, V. (2018). Improvement of the Method for Calculating the Metal Temperature Loss on a Coilbox Unit at The Rolling on Hot Strip Mills. International Journal of Engineering & Technology, 7 (4.3), 35. doi: <https://doi.org/10.14419/ijet.v7i4.3.19548>
3. Markov, O., Kukhar, V., Zlygoriev, V., Shapoval, A., Khvashchynskiy, A., Zhytnikov, R. (2020). Improvement of upsetting process of four-beam workpieces based on computerized and physical modeling. FME Transactions, 48 (4), 946–953. doi: <https://doi.org/10.5937/fme2004946m>
4. Bohdanova, L. M., Vasilyeva, L. V., Guzenko, D. E., Kolodyazhny, V. M. (2018). A Software System to Solve the Multi-Criteria Optimization Problem with Stochastic Constraints. Cybernetics and Systems Analysis, 54 (6), 1013–1018. doi: <https://doi.org/10.1007/s10559-018-0104-2>
5. Kukhar, V. V., Grushko, A. V., Vishtak, I. V. (2018). Shape Indexes for Dieless Forming of the Elongated Forgings with Sharpened End by Tensile Drawing

with Rupture. *Solid State Phenomena*, 284, 408–415. doi: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/ssp.284.408>

6. Chigarev, V. V., Belik, A. G., Gribkov, E. P., Gavrish, P. A. (2014). A mathematical model of the process of rolling flux-cored tapes. *Welding International*, 29 (1), 70–74. doi: <https://doi.org/10.1080/09507116.2014.888192>

7. Perig, A. (2015). Two-parameter Rigid Block Approach to Upper Bound Analysis of Equal Channel Angular Extrusion Through a Segal 2 θ -die. *Materials Research*, 18 (3), 628–638. doi: <https://doi.org/10.1590/1516-1439.004215>

8. Perig, A., Matveyev, I. (2019). FEM-based deformation regression analysis of ECAE strains. *FME Transactions*, 47 (4), 851–855. doi: <https://doi.org/10.5937/fmet1904851p>

9. Saffar, S., Malaki, M., Mollaei-Dariani, B. (2014). On the effects of eccentricity in precision forging process. *UPB Scientific Bulletin, Series D: Mechanical Engineering*, 76 (1), 123–138. URL: https://www.researchgate.net/publication/288478481_On_the_effects_of_eccentricity_in_precision_forging_process

10. Aliieva, L., Hrudkina, N., Aliiev, I., Zhbakov, I., Markov, O. (2020). Effect of the tool geometry on the force mode of the combined radial-direct extrusion with compression. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2 (1 (104)), 15–22. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.198433>

11. Perig, A. V. (2014). 2D upper bound analysis of ECAE through 2 θ -dies for a range of channel angles. *Materials Research*, 17 (5), 1226–1237. doi: <https://doi.org/10.1590/1516-1439.268114>

12. Kalyuzhnyi, V. L., Alieva, L. I., Kartamyshev, D. A., Savchinskii, I. G. (2017). Simulation of Cold Extrusion of Hollow Parts. *Metallurgist*, 61 (5-6), 359–365. doi: <https://doi.org/10.1007/s11015-017-0501-1>

13. Lee, Y. S., Hwang, S. K., Chang, Y. S., Hwang, B. B. (2001). The forming characteristics of radial–forward extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*, 113 (1-3), 136–140. doi: [https://doi.org/10.1016/s0924-0136\(01\)00705-1](https://doi.org/10.1016/s0924-0136(01)00705-1)

14. Jafarzadeh, H., Zadshakoyan, M., Abdi Sobbouhi, E. (2010). Numerical Studies of Some Important Design Factors in Radial-Forward Extrusion Process. *Materials and Manufacturing Processes*, 25 (8), 857–863. doi: <https://doi.org/10.1080/10426910903536741>

15. Alieva, L., Zhbakov, Y. (2015). Radial-direct extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*, 11, 175–183. URL: https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2015_11/Leila_Alieva.pdf

16. Aliev, I. S. (1988). Radial extrusion processes. *Soviet Forging and Metal Stamping Technology. English Translation of Kuznechno-Shtampovochnoe Proizvodstvo*, 3, 54–61.

17. Aliev, I. S., Lobanov, A. I., Borisov, R. S., Savchinskij, I. G. (2004). Investigation of die blocks with split matrixes for the processes of cross extrusion. In: *Forging and Stamping Production (Materials Working by Pressure)*, 8, 21–26.

18. Farhoumand, A., Ebrahimi, R. (2009). Analysis of forward–backward-radial extrusion process. *Materials & Design*, 30 (6), 2152–2157. doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2008.08.025>

19. Jafarzadeh, H., Barzegar, S., Babaei, A. (2014). Analysis of Deformation Behavior in Backward–Radial–Forward Extrusion Process. *Transactions of the Indian Institute of Metals*, 68 (2), 191–199. doi: <https://doi.org/10.1007/s12666-014-0441-4>
20. Farhoumand, A., Ebrahimi, R. (2016). Experimental investigation and numerical simulation of plastic flow behavior during forward-backward-radial extrusion process. *Progress in Natural Science: Materials International*, 26 (6), 650–656. doi: <https://doi.org/10.1016/j.pnsc.2016.12.005>
21. Ogorodnikov, V. A., Dereven'ko, I. A., Sivak, R. I. (2018). On the Influence of Curvature of the Trajectories of Deformation of a Volume of the Material by Pressing on Its Plasticity Under the Conditions of Complex Loading. *Materials Science*, 54 (3), 326–332. doi: <https://doi.org/10.1007/s11003-018-0188-x>
22. Огородников, В. А., Деревенько, И. А. (2013). Моделирование процесса комбинированного выдавливания с целью оценки предельного формоизменения заготовок из различных материалов. *Известия МГТУ «МАМИ»*, 2 (2 (16)), 224–229.
23. Motallebi Savarabadi, M., Faraji, G., Zalnezhad, E. (2019). Hydrostatic tube cyclic expansion extrusion (HTCEE) as a new severe plastic deformation method for producing long nanostructured tubes. *Journal of Alloys and Compounds*, 785, 163–168. doi: <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2019.01.149>
24. Noh, J., Hwang, B. B., Lee, H. Y. (2015). Influence of punch face angle and reduction on flow mode in backward and combined radial backward extrusion process. *Metals and Materials International*, 21 (6), 1091–1100. doi: <https://doi.org/10.1007/s12540-015-5276-y>
25. Алиева, Л. И. (2016). Образование дефектов деталей в процессах холодного выдавливания. *Вісник Херсонського національного технічного університету*, 4, 18–27.
26. Алиева, Л. И. (2018). Совершенствование процессов комбинированного выдавливания. Краматорск: ООО «Тираж - 51», 352.
27. Головин, В. А. и др. (2005). Разработка и исследование процессов холодной объемной штамповки полых осесимметричных деталей сложной формы. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*, 11, 10–14.
28. Александров, А. А., Евстифеев, В. В., Ковальчук, А. И., Евстифеев, А. В. (2012). Математическое моделирование процесса поперечного выдавливания конических фланцев на трубной заготовке. *Вестник Сибирской государственной автомобильно-дорожной академии*, 6 (28), 93–99.
29. Чудаков, П. Д. (1992). Верхняя оценка мощности пластической деформации с использованием минимизирующей функции. *Известия вузов. Машиностроение*, 9, 13–15.
30. Чудаков, П. Д. (1979). О вычислении мощности пластической деформации. *Известия вузов. Машиностроение*, 7, 146–148.
31. Алиева, Л. И., Шкира, А. В., Гончарук, К. В. (2015). Применение математического аппарата для определения энергосиловых характеристик комбинированного трехстороннего выдавливания. *Научный вестник Донбасской государственной машиностроительной академии*, 2 (17E), 5–10.

32. Грудкіна, Н., Марков, О. (2020). Математичне моделювання процесів холодного видавлювання зі складною конфігурацією інструменту. *Технічні науки та технології*, 3 (21), 89–97. doi: [https://doi.org/10.25140/2411-5363-2020-3\(21\)-89-97](https://doi.org/10.25140/2411-5363-2020-3(21)-89-97)
33. Hrudkina, N., Aliieva, L. (2020). Modeling of cold extrusion processes using kinematic trapezoidal modules. *FME Transactions*, 48 (2), 357–363. doi: <https://doi.org/10.5937/fme2002357h>
34. Hrudkina, N. (2021). Process modeling of sequential radial-direct extrusion using curved triangular kinematic module. *FME Transactions*, 49 (1), 56–63. doi: <https://doi.org/10.5937/fme2101056h>
35. Hrudkina, N., Aliieva, L., Markov, O., Marchenko, I., Shapoval, A., Abhari, P., Kordenko, M. (2020). Predicting the shape formation of hollow parts with a flange in the process of combined radial-reverse extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 4 (1 (106)), 55–62. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.203988>
36. Winiarski, G., Gontarz, A., Samołyk, G. (2020). Theoretical and Experimental Analysis of a New Process for Forming Flanges on Hollow Parts. *Materials*, 13 (18), 4088. doi: <https://doi.org/10.3390/ma13184088>