

Міністерство освіти та науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

І. С. Алієв, Н. С. Грудкіна, Х. В. Малій, Л. В. Таган

**Моделювання та розробка процесів точного об'ємного
штампування видавлюванням**

Монографія

Затверджено
на засіданні вченої ради
Протокол № 3 от 28.10.2021

Краматорськ
2021

Рецензенти:

Грушко О. В., д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри опору матеріалів теоретичної механіки та інженерної графіки (ОМТ МПГ), Вінницький національний технічний університет, м. Вінниця;

Фролов Я. В., д-р техн. наук, професор, завідувач кафедри обробки металів тиском ім. академіка О. П. Чекмарьова, Український державний університет науки і технологій, м. Дніпро.

Монографія присвячена вирішенню важливої науково-технічної проблеми підвищення ефективності процесів пластичного деформування на базі розвитку методів аналізу та проектування технологічних способів і режимів процесів точного об'ємного штампування видавлюванням. В монографії наведено результати досліджень і технологічних розробок в галузі ресурсозберігаючих процесів точного об'ємного штампування прецизійних деталей машин і приладів. Для розвитку енергетичного методу балансу потужностей і, зокрема, методу кінематичних модулів розроблені такі нові модулі: осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль з нижньою прямолінійною похилою межею, трикутний прямолінійний модуль, а також трикутний криволінійний модуль із можливістю оптимізації приведеного тиску деформування за параметром, що визначає форму похилої межі. Тим самим розширено базу уніфікованих кінематичних модулів із криволінійними межами та їх комплексів, що відображають характер зміни напрямку течії металу в осередку пластичної деформації складної форми.

Призначена для інженерно-технічних і наукових працівників, які займаються обробкою металів тиском, а також для викладачів, аспірантів і студентів.

Алієв І. С.

М 74 Моделювання та розробка процесів точного об'ємного штампування видавлюванням: монографія / І. С. Алієв, Н. С. Грудкіна, Х. В. Малій, Л. В. Таган – Краматорськ, 2021. – 208 с.

ISBN 978-617-7889-08-2

УДК 621.777.4

ISBN 978-617-7889-08-2

© І. С. Алієв, Н. С. Грудкіна,
Х. В. Малій, Л. В. Таган,
2021

© ДДМА, 2021

ЗМІСТ

ВСТУП	5
1. СТАН І ПЕРСПЕКТИВИ РОЗВИТКУ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ	7
1.1 Тенденції та перспективи розвитку технологій об'ємного формування	7
1.2 Розвиток способів точного об'ємного штампування видавлюванням	13
1.3 Моделювання процесів об'ємного деформування	23
1.3.1 Енергетичні методи дослідження процесів видавлювання	23
1.4 Розробка та застосування процесів і оснащення точного об'ємного штампування видавлюванням	38
2. РОЗВИТОК ЕНЕРГЕТИЧНОГО МЕТОДУ БАЛАНСУ ПОТУЖНОСТЕЙ НА ОСНОВІ КІНЕМАТИЧНИХ МОДУЛІВ	41
2.1 Методика проведення теоретичних досліджень енергетичним методом балансу потужностей та верхньої оцінки	41
2.1.1 Загальні положення енергетичного методу балансу потужностей та методу верхньої оцінки	41
2.1.2 Метод кінематичних модулів	45
2.1.3 Прийоми спрощення розрахунків приведенного тиску деформування кінематичних модулів складної конфігурації	46
2.2 Розширення можливостей використання кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми	52
2.2.1 Основні ознаки кінематичних модулів із непаралельною течією	52
2.2.2 Дослідження осьових та кільцевих узагальнених трапецеїдальних кінематичних модулів	54
2.2.3 Розширення можливостей кінематичних модулів трапецеїдальної форми із декількома ступенями свободи течії	67
2.2.4 Розширення можливостей використання кінематичних модулів трикутної форми	80
2.2.5 Розширення можливостей застосування кільцевого кінематичного трикутного модуля із прямокутною межею	85

2.3 Систематизація напрямків розширення можливостей кінематичних модулів складної конфігурації	92
3. РОЗРОБКА КІНЕМАТИЧНИХ МОДУЛІВ СКЛАДНОЇ КОНФІГУРАЦІЇ	97
3.1 Розробка осьового кінематичного модуля трапецеїдальної форми з похилою межею	97
3.2 Розробка кінематичного трапецеїдального модуля	105
3.3 Розробка криволінійних кінематичних модулів	111
3.4 Удосконалення кінематичних трапецеїдальних модулів з двома ступенями свободи течії металу	116
3.5 Особливості оперативного вбудовування кінематичних модулів різної конфігурації в загальні розрахункові схеми	122
4. РОЗРАХУНКИ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ ВИДАВЛЮВАННЯМ	124
4.1 Моделювання процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання стрижневих деталей з фланцем	124
4.2 Моделювання процесів комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем	134
4.3 Розширення можливостей моделювання комбінованого осадження	154
5. РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ ВИДАВЛЮВАННЯМ	159
5.1 Основні етапи проектування технологічного процесу точного об'ємного штампування	159
5.2 Способи видавлювання складнопрофільованих деталей	166
5.3 Розробка рекомендацій з технологічного проектування процесів видавлювання та штампового оснащення	173
ЗАКЛЮЧЕННЯ	184
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	186

ВСТУП

Підвищення ефективності виробництва за рахунок розробки та освоєння нових наукоємних і ресурсозберігаючих технологій є однією із пріоритетних проблемних завдань, що стоять перед машинобудівними галузями промисловості. Серед інших велика увага приділяється питанням ресурсо- і енергозбереження, підвищення якості продукції та продуктивності, розширення технологічних можливостей процесів, що забезпечують конкурентоспроможність продукції в умовах ринкової економіки

Одним із шляхів вирішення зазначених проблем в галузях машинобудування є розробка нових комбінованих методів точного об'ємного штампування і видавлювання, які більш повно використовують можливості суміщених і додаткових силових і кінематичних впливів на заготовку, що обробляється пластичним деформуванням. Останнім часом багато робіт присвячені вивченню питань використання можливостей способів комбінованого деформування з активним керуванням пластичною течією матеріалу, з підвищеним ступенем свободи течії, а також з поєднанням різних схем формоутворення.

Незважаючи на високу ефективність, приклади освоєння способів комбінованого деформування і видавлювання обмежені. Це обумовлено тим, що в даний час недостатньо науково-обґрунтованих рекомендацій з проектування технологічних режимів і розробки інструментів, визначення меж придатності і оцінки технологічних можливостей способів комбінованого деформування, браком інформації по розрахунку і вибору силових і деформаційних режимів обробки, а також з оцінки та прогнозування параметрів формоутворення деталей при обробці з підвищеним ступенем свободі течії металу. Розв'язок даної проблеми нерозривно пов'язаний з проведенням теоретичних і експериментальних досліджень, створенням і освоєнням нових способів комбінованого деформування, створенням більш повноцінних і точних математичних моделей прогнозування формоутворення і технологічної деформівності металу і розробкою на їх основі методик проектування процесів точного об'ємного деформування.

Монографія спрямована на вирішення важливої науково-технічної проблеми підвищення ефективності процесів пластичного деформування на базі розвитку методів аналізу та проектування технологічних способів і режимів процесів точного об'ємного штампування видавлюванням. В монографії наведено результати досліджень і технологічних розробок в галузі ресурсозберігаючих процесів точного об'ємного штампування прецизійних деталей машин і приладів, виконаних у ДДМА в останні роки.

Для розвитку енергетичного методу балансу потужностей, і зокрема методу кінематичних модулів розроблені такі нові модулі: осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль з нижньою прямолінійною похилою межею, трикутний прямолінійний модуль, а також трикутний криволінійний модуль із можливістю оптимізації приведеного тиску деформування за параметром, що визначає форму похилої межі. Тим самим розширено базу уніфікованих кінематичних модулів із криволінійними межами та їх комплексів, що відображають характер зміни напрямку течії металу в осередку пластичної деформації складної форми.

Розроблено розрахункові схеми і моделі, що містять нові кінематичні модулі складної конфігурації, для процесів радіально-прямого видавлювання стрижневих деталей, радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем і послідовного радіально-прямого видавлювання з роздачею порожнистих деталей,. Це дозволило адекватно описати характер течії металу заготовки, знизити прогнозовані оцінки за приведеним тиском деформування по відношенню до раніше використаних розрахункових схем та отримати дані щодо приростів розмірів деталей, які відповідають експериментально отриманим даним.

Нові кінематичні модулі використані також для аналізу процесів обробки великогабаритних виробів. Розроблена розрахункова схема процесу осадження кільцевими плитами дозволяє досліджувати вплив конфігурації інструменту на силовий режим та особливості формоутворення деталей та вказує на можливість використання кута нахилу плити як ефективного фактору управління формоутворенням напівфабрикату.

Наведені нові технологічні способи, маловідходні процесі і штампове оснащення для точного об'ємного штампування і видавлювання порожнистих деталей и деталей з фланцями, програмне забезпечення для розрахунку технологічних силових режимів і формоутворення деталей, що забезпечують удосконалення методів проектування процесів точного об'ємного штампування видавлюванням із підвищенням їх оперативності, а також розширення можливостей нових технологій.

Автори монографії висловлюють глибоку подяку д.т.н. проф.. Алієвій Л.І., к.т.н. Левченко В.М. за поради і консультації і колективу кафедри ОМТ ДДМА за допомогу в оформленні книги.

1. СТАН І ПЕРСПЕКТИВИ РОЗВИТКУ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ

1.1 Тенденції та перспективи розвитку технологій об'ємного формоутворення

Машинобудування відіграє ключову роль у розвитку економіки країни, а пріоритетним напрямком його розвитку є розробка і освоєння нових наукоємних технологій. На зміну класичним способам формоутворення деталей шляхом зняття стружки все більше знаходять застосування процеси пластичного деформування. Саме таке вдосконалення технології машинобудування, пов'язане з істотним підвищенням точності і якості заготовок, є в сучасних умовах основним резервом забезпечення ресурсозбереження.

Пріоритетним напрямком розвитку машинобудування, якому відведена найважливіша роль в підйомі економіки країни, є освоєння нових наукоємних і ресурсозберігаючих технологій. Удосконалення технологій металообробки пов'язано з істотним підвищенням розмірної точності і якості продукції заготівельних технологічних переділів. Це, в сучасних умовах, є також найважливішим резервом заощадження енергетичних, матеріальних та трудових ресурсів.

Інтенсивний розвиток технологій обробки металів тиском (ОМТ) в останні роки засновано на фундаментальній науковій базі, створеній працями вітчизняних та зарубіжних вчених, що працюють в області теорії і технології ОМТ.

Основоположні для становлення і розвитку теорії і технології точного об'ємного штампування наукові роботи виконали вітчизняні і закордонні вчені [1–36].

Основою інтенсифікації ковальсько-штампувального виробництва є створення нових, більш досконалих технологічних рішень, отриманих на основі розвитку наукових основ і узагальнення накопиченого виробничого і дослідницького досвіду в області ОМТ.

Базові лабораторії ряду заводів (НКМЗ, Енергомашспецсталь, ДМЗ, Мотор Січ, КАМАЗ та ін.), науково-дослідних і галузевих інститутів (ІСМ ім. В. М. Бакуля, ДонФТІ ім. О. О. Галкіна, ІПМ ім. І. М. Францевича, ЦНІТМАШ, НІТАВтопром, НІПТМАШ, ЕНІКМАШ и др.) та вузів (ДДМА, НТУУ «КПІ», НТУ «ХПІ», ВНТУ, МАМІ, МІСіС, БалтДТУ, МДТУ ім. Н. Е. Баумана, СПбДПУ, ПДТУ, ДонДТУ, ТулДУ,

Штутгартського університету, ТУ Дрездена та ін.) провели значну роботу з розробки, дослідження та освоєння нових наукомістких технологій точного об'ємного деформування.

Традиційні схеми пластичного деформування (кування і штампування) між двома інструментами: активним рухомим (молотом, пуансоном) і нерухомим (матрицею) інструментами не відповідають сучасному стану техніки та ускладненим технологічним завданням. Керування властивостями, перш за все, пластичною течією, технологічними факторами, вимагає більш складного силового і кінематичного впливу. Комбінування такими впливами, течіями, способами деформування, їхнє активне регулювання за часом, за шляхом відкрило широкі можливості в напрямку підвищення якості продукції, отримання деталей раніше недоступних складних форм в оптимальному силовому режимі з нових конструкційних і функціональних матеріалів [21–24].

Інформаційному забезпеченню технологій видавлювання сприяють роботи, присвячені формулюванню основних принципів конструювання і розробки методів проектування та оптимізації технологічних режимів і конструкцій робочого інструменту [21–43].

На якість виробів, що виготовляються обробкою тиском істотно впливає напружено-деформований стан (НДС) заготовки в процесі пластичного об'ємного деформування. А на течію металу при деформації і НДС заготовки впливає безліч факторів, основними з яких є спосіб деформування, форма інструменту, форма заготовки, кінематичний режим, матеріал заготовки і т. д. [26–31]. Формування властивостей виробу пов'язане з зовнішніми кінематичними та силовими впливами на заготовку і залежить від переважної механічної схеми деформації (МСД). Кінематичний вплив може сприяти різкому поліпшенню опрацювання структури деформованого металу, усуненню застійних зон і зниженню нерівномірності деформації [26, 30, 36].

Серед перспективних процесів заготівельного виробництва важливе місце займає технологія холодного точного об'ємного штампування (ТОШ) [26–33, 40]. До ТОШ відносять процеси отримання заготовок, у яких розміри, форма і якість поверхонь максимально наближені до аналогічних параметрів готової деталі, внаслідок чого немає необхідності в подальшій обробці заготовки зі зняттям стружки, або вона зведена до мінімуму. Відношення площі необроблених поверхонь заготовок до площі всієї поверхні деталі у деталей, виготовлених ТОШ холодним видавлюванням, може досягати 0,85 ... 1,0 [40].

Технологічні способи ТОШ відрізняються різноманіттям

можливостей і високою ефективністю в порівнянні з іншими процесами формоутворення деталей. Процеси штампування останнім часом демонструють стійку тенденцію до збільшення обсягів виробництва, розширення номенклатури деталей і матеріалів, до створення нових способів формозміни і нових видів спеціалізованого технологічного обладнання і оснащення.

Визначення перспектив розвитку технологій об'ємного пластичного формоутворення (ОПФ) вимагає складання великого набору гіпотетичних способів його здійснення. Тому, застосування спеціальних методів спрямованого пошуку, наведених в літературі з оптимального проектування [21–26, 34] при розробці нових технологій ОМТ є перспективним.

Огляд проблемних завдань і шляхів вдосконалення процесів об'ємного деформування виконано в роботі [43], а фрагменти огляду наведені на рис. 1.1. Для всіх процесів ОМТ, як показано вище, характерні подібні проблеми і завдання, тепер розглянемо їх особливості стосовно технологіям ОПФ.

Цілями вищого рангу прийняті найбільш загальні показники, складові ефективність технологічної системи [21], а далі на наступних рівнях встановлені фактори, що визначають значення цих показників, і далі цільові об'єкти дослідження та шляхи досягнення необхідних цільових ефектів, які є рішеннями проблемних завдань. Такі схеми сприяють, як розкриття змісту означеної проблеми, так і виявити найбільш перспективні напрями рішень [21, 22, 36].

Основні напрямки або шляхи вдосконалення - це розширення сфери застосування процесів ТОШ, підвищення якості, продуктивності, економічності, освоєння нових видів виробів і матеріалів, забезпечення стабільності і надійності технології, оснащення та обладнання.

Аналіз вивчених публікацій зі зведенням їх на граф цілей і напрямів удосконалення (див. рис. 1.1.) Показує, що практично в кожній розглянутій ситуації обґрунтованим і необхідним є застосування нового способу (схеми) деформування, що сприяє вирішенню проблеми, що виникла. У більшості випадків, такими схемами деформування є способи холодного видавлювання.

Аналіз показує, що основні напрямки або шляхи вдосконалення ОПФ – це практично ті ж самі, що і в цілому для ОМТ, хоча тут є і свої особливості, обумовлені розмірами деталей і програмами випуску продукції [21, 30–34, 43]:

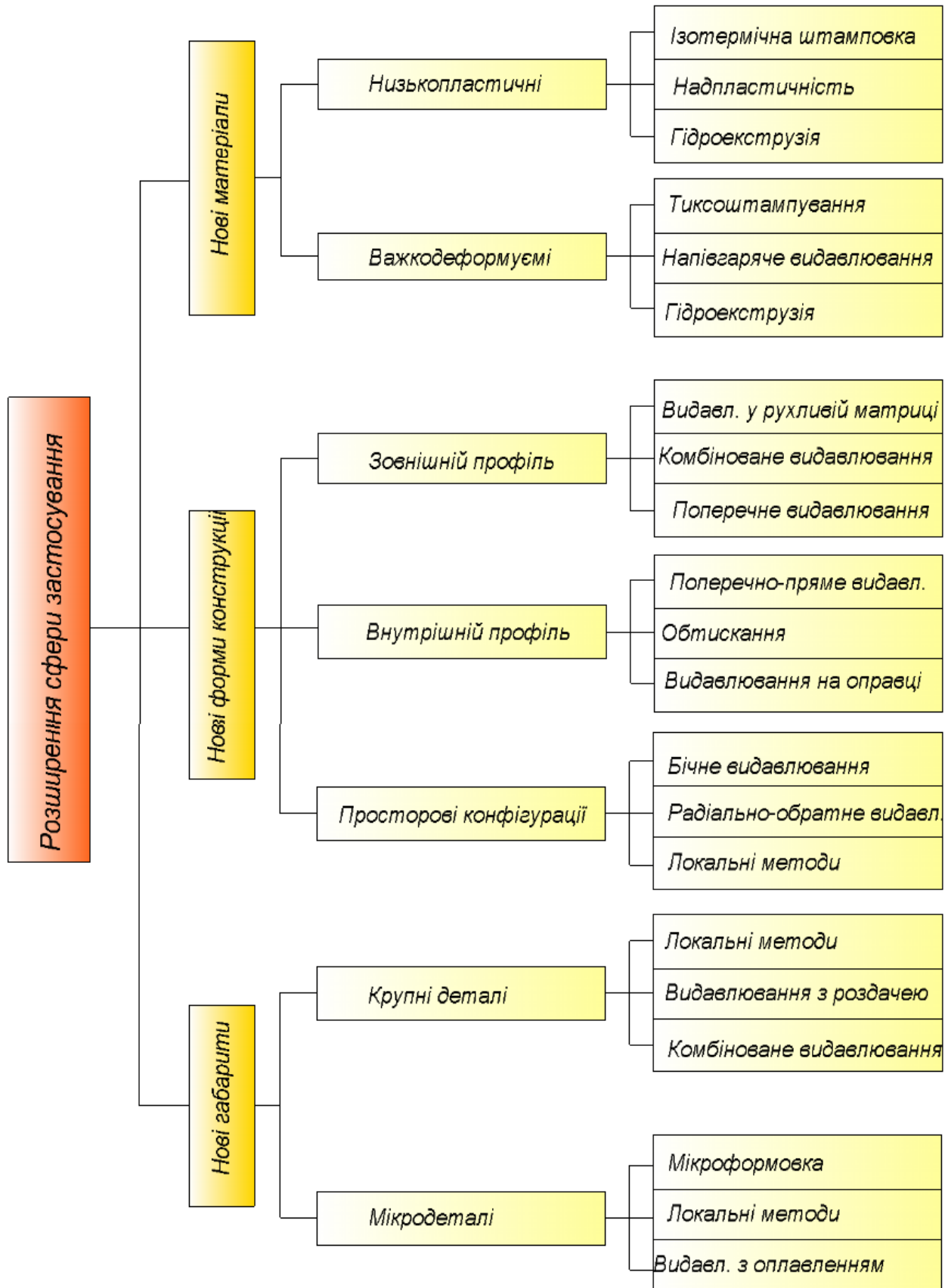


Рис. 1.1 – Шляхи удосконалення та розвитку процесів точного об'ємного штампування

- розширення сфери застосування процесів штампування;
- освоєння нових видів виробів більш складних форм і габаритів;
- деформування нових матеріалів;
- підвищення точності, якості та експлуатаційних властивостей деталей;
- забезпечення стабільності та надійності технології та оснащення.

Застосування нових прийомів і способів деформування, комбінування і поєднання операцій, є основними методами вирішення зазначених проблем розвитку процесів ТОШ.

Одним із шляхів розширення можливостей ОПФ, у тому числі ТОШ, є збільшення габаритів і маси штампованих деталей [34, 40]. Приклади штампування деталей масою до 10 кг і більше показують, що ОПФ цілісних заготовок є ефективною заміною трудомістких технологій штампування-збірки і (або) штампування-зварювання [40].

Аналіз опублікованих джерел і досвід передових підприємств показують, що підвищення складності форми одержуваних деталей сприяє різкому підвищенню техніко-економічних показників і конкурентоспроможності нових технологій [30–34, 37–40].

Для отримання штампованих виробів з заданим рівнем експлуатаційних властивостей застосовуються методи штампування з керуванням якістю шляхом призначення оптимальної програми деформування заготовок, зниження нерівномірності і локалізації деформацій [6, 21–23, 44], усунення руйнування і відхилень форми деталей [9] за рахунок керування пластичною течією і, відповідно, переважаючою схемою НДС [1, 8–13]. Нові можливості в інтенсифікації формозміни і створенні необхідного виду деформацій, що забезпечують найкраще опрацювання структури, відкривають процеси комбінованого впливу: осадження зі зсувом [13], штампування з крученням [45], штампування з рідинним тертям [46], деякі нетрадиційні схеми штампування і пресування з корисним використанням сил тертя [2, 18, 33–34], а також способи ізотермічного деформування [47–49].

Успішно розвиваються способи гідромеханічного, гідростатичного [50] і гідродинамічного пресування [16], обробки в електромагнітному, електроімпульсному або в ультразвуковому полі, а також спосіб локального пластичного деформування [12, 30, 33, 45, 51], який є ефективним методом обробки нових матеріалів, що мають невелику пластичність та важко деформуються.

Дуже перспективними є нові способи інтенсивної пластичної деформації (ПД): знакозмінне деформування [44, 52, 53], видавлювання в рівноканальній матриці (процеси простого зсуву) [54, 55], гвинтова екструзія [57] і розширююча екструзія [20], що дозволяють досягти

якісного стрибка результатів холодної пластичної деформації за рахунок накопичення в об'ємних заготовках великих пластичних деформацій. Внаслідок цього в оброблюваних заготовках формується ультрадрібнозерниста (нано-) структура і вони набувають унікальних властивостей [53].

Якісна підготовка поверхні, об'єму і структури заготовки до холодної деформації є важливою умовою стабільного протікання процесу [18, 26, 30, 34, 58–62].

Крім формозмінних операцій великий резерв в удосконаленні процесів об'ємного деформування мають операції відрізки і попереднього формоутворення заготовок і фінішні операції деформування [30, 34, 40, 58, 62]. Приклади впровадження процесів об'ємного деформування показують, що пошук способів точної різки заготовок під видавлювання і раціональних режимів попередньої термообробки і пластичного деформування [34, 40, 58–61], застосування ефективних мастил [63–65] дозволяє домогтися стабільного протікання процесу обробки деталей, в т. ч. і з матеріалів, які важко деформуються та мають малу пластичність.

У машинобудуванні ведеться розробка і впровадження нових матеріалів для процесів ОМТ [40, 49, 66, 67]. Можна відзначити загальну тенденцію до заміни сталей алюмінієвими і легкими сплавами [40, 67]. У виробництві сучасних машин і приладів, озброєнь спостерігається тенденція до застосування сплавів, які мають хороші експлуатаційні властивості, але разом з тим зі зниженою пластичністю [66].

Виробництво складних деталей способами ТОШ ефективно через велику кількість поверхонь, які формуються. Для цього, в основному, застосовуються методи поперечного видавлювання, які піддаються інтенсивному дослідженню і вдосконаленню [30, 36, 38].

Характерними обмеженнями технологій холодного деформування, що знижують стабільність процесу і стійкість штампового інструменту, є високі питомі та повні сили деформування [1, 26, 28]. Для усунення цих обмежень запропоновані способи деформування, в яких зниження навантажень на інструмент відбувається за рахунок створення різнойменної схеми напружено-деформованого стану [1, 18], зменшення площі контакту деформуючого інструменту із заготовкою [26, 68–72], роздачі [16, 72], а також за допомогою додаткових комбінованих силових і кінематичних впливів на заготовку [17, 72–78].

Вплив швидкості деформування на величину питомої сили формозміни неоднозначно [1, 73]. В одних випадках зі збільшенням швидкості деформування тиск на пуансоні зменшується, а в інших

випадках - збільшується [28]. У той же час, в роботі [74] встановлено, що питома сила видавлювання мало змінюється в інтервалі швидкостей, характерних для традиційно застосовуваного виробничого обладнання. А зміна швидкісного режиму деформування зміцненого матеріалу на стадії доштампування у звичайного пресового устаткування зі стандартною швидкістю робочого ходу призводить навіть до зниження потрібної сили деформації процесу. Так, застосування, в зв'язку з цим, прес-молотів дозволяє скоротити енерговитрати до 3 разів у порівнянні з формозміною таких же поковок на пресовому обладнанні [30].

Зі зменшенням ступеню свободи течії формозмінного матеріалу заготовки сили деформування однозначно збільшується [1, 8, 26, 76–82]. Застосування ізотермічного видавлювання для отримання складнопрофільованих деталей за декілька переходів штамповки розширює можливості об'ємного штампування та номенклатуру отримуваних виробів [47, 48].

1.2 Розвиток способів точного об'ємного штампування видавлюванням

З аналізу літературних джерел можна зробити висновок, що одним з найбільш перспективних напрямків вирішення проблеми інтенсифікації (підвищення ефективності) процесів ТОШ за рахунок розширення технологічних можливостей цих процесів є розробка, дослідження і освоєння нових ефективних технологічних способів видавлювання і, особливо, комбінованого видавлювання.

Розглянемо докладно кінематичні різновиди, особливості реалізації та можливості способів видавлювання.

Класифікацію способів видавлювання (рис. 1.2) здійснюють, як правило, на основі їх поділу на два класи [26–31, 36, 89]:

- а) базові або прості основні способи;
- б) комбіновані способи, одержувані шляхом з'єднання базових.

Залежно від співвідношення напрямків руху інструменту і течії металу заготовки видавлювання підрозділяється на поздовжнє (пряме і зворотнє) і поперечне (радіальне і бокове).

Поздовжнє видавлювання характеризується тим, що в процесі деформації заготовки площа її поперечного перерізу зменшується, а частина деталі, що видавлюється, переміщається уздовж осі вихідної заготовки. Поперечне видавлювання характеризується тим, що частина заготовки, що видавлюється, переміщається під кутом до осі заготовки.

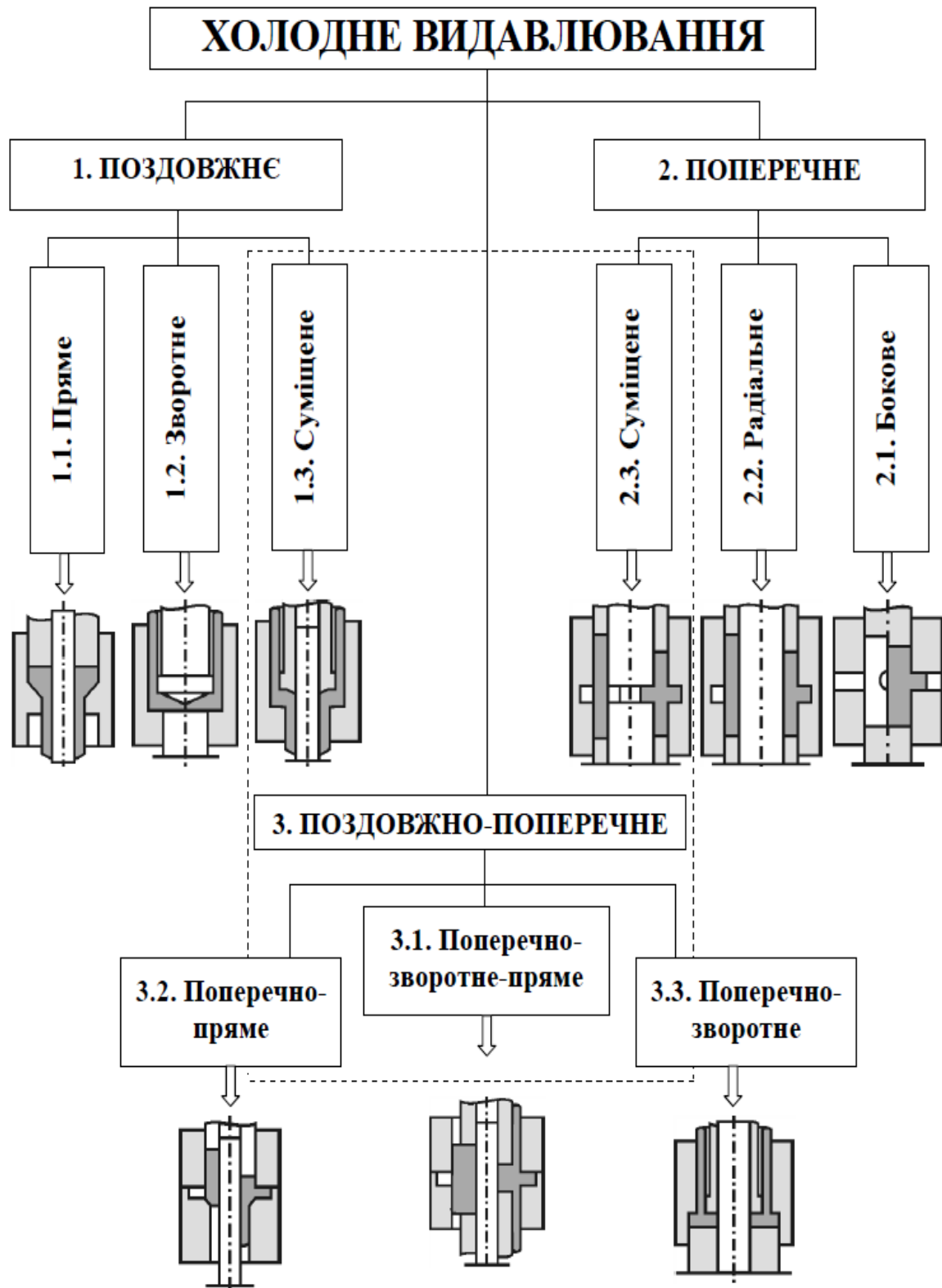


Рис. 1.2 – Класифікація способів холодного видавлювання

ПОПЕРЕЧНЕ ВИДАВЛЮВАННЯ

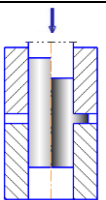
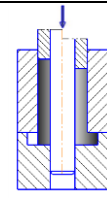
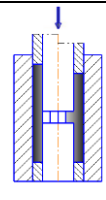
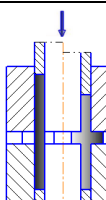
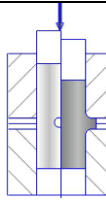
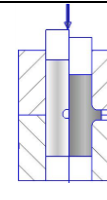
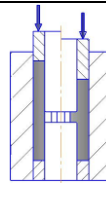
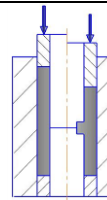
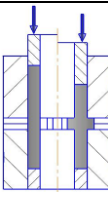
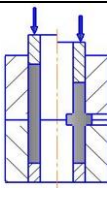
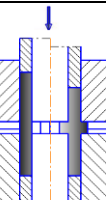
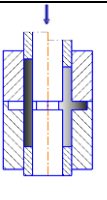
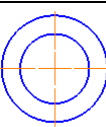
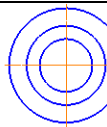
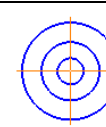
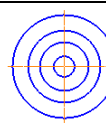
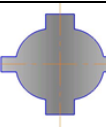
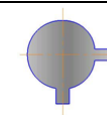
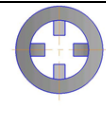
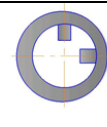
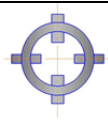

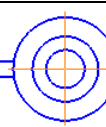
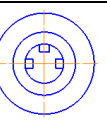
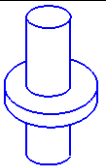
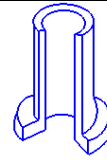
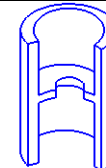
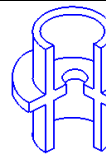
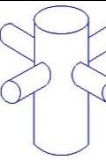

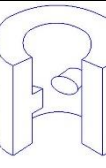
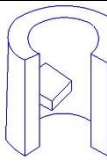
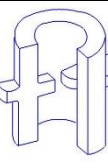
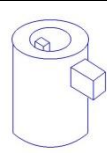
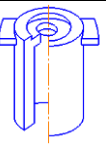
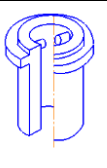
Радіальне				Бокове						Радіально - бокове	
Відцентрове		Доцентрове	Суміщене	Відцентрове		Доцентрове		Суміщене		Комбіноване	
1	2	3	4	симетричне	несиметричне	симетричне	несиметричне	симетричне	несиметричне		
											
											
											

Рис. 1.3 – Класифікація схем поперечного видавлювання

У процесах поздовжнього і поперечного видавлювання використовуються чотири основних (базових) способи видавлювання: пряме, зворотне, радіальне і бокове видавлювання. Вони відрізняються схемами напружено-деформованого стану та докладання сили тертя, областю використання і видом одержуваних деталей.

Поперечне видавлювання відрізняється різноманітністю кінематичних варіантів переміщення формотворного інструменту і подачі металу в порожнину матриці, які забезпечують регулювання деформаційних і силових параметрів процесу формоутворення. Згідно класифікації кінематичних варіанті радіального видавлювання слід розділяти виходячи з особливості комбінованого впливу на заготовку [30, 36, 77]. Найпростішим кінематичним варіантом радіального видавлювання є спосіб деформування з односторонньою подачею металу в робочу порожнину нерухомої матриці.

Оцінка шляхів розширення можливостей кінематичних впливів для збільшення стійкості заготовок, об'ємів формованих фланців, запобігання дефектам форми і управління НДС в осередку деформації є цікавими і важливими завданнями. Створення пристроїв для реалізації нових способів видавлювання також відноситься до проблемних завдань розвитку технологій об'ємного деформування.

Для характеристики шляхів вдосконалення способів поздовжнього і комбінованого видавлювання розглянемо деякі способи отримання порожнистих деталей (рис. 1.4) [18, 26, 34, 72, 92]. У класифікацію включені й нові способи, запропоновані в ході досліджень ДДМА.

При видавлюванні за схемами 1-4 інтенсифікація деформування досягається за рахунок корисного використання дії сил контактного тертя або натягу [72]. Схема 3 видавлювання з реверсивною дією сил тертя: спочатку активна, потім (в завершальній стадії) реактивна дія дозволяє оптимізувати силові параметри процесу і управляти формоутворенням. Схеми видавлювання 5 і 6 з елементами радіального плину і зменшенням площі контакту інструменту з деталлю характеризуються істотним зниженням деформуючих зусиль. Зміна зазорів між півматрицями і положенням зони розвороту металу дозволяє профілювати зовнішню поверхню порожнистої деталі [72, 90]. Послідовне радіально-пряме видавлювання з роздачею (див. рис. 1.4, схеми 5, 6) ефективні для формоутворення подовжених трубчастих деталей з великим перепадом діаметром східчастих частин і зміною товщиною стінки [89, 94, 96]. Серед комбінованих схем деформування ці способи можна виділити як гаму способів, спрямованих на зниження силових параметрів холодного деформування. У них деформування супроводжується збільшенням поперечних розмірів по всій висоті або на окремій ділянці заготовки і виникненням різнойменної схеми напруженого стану.

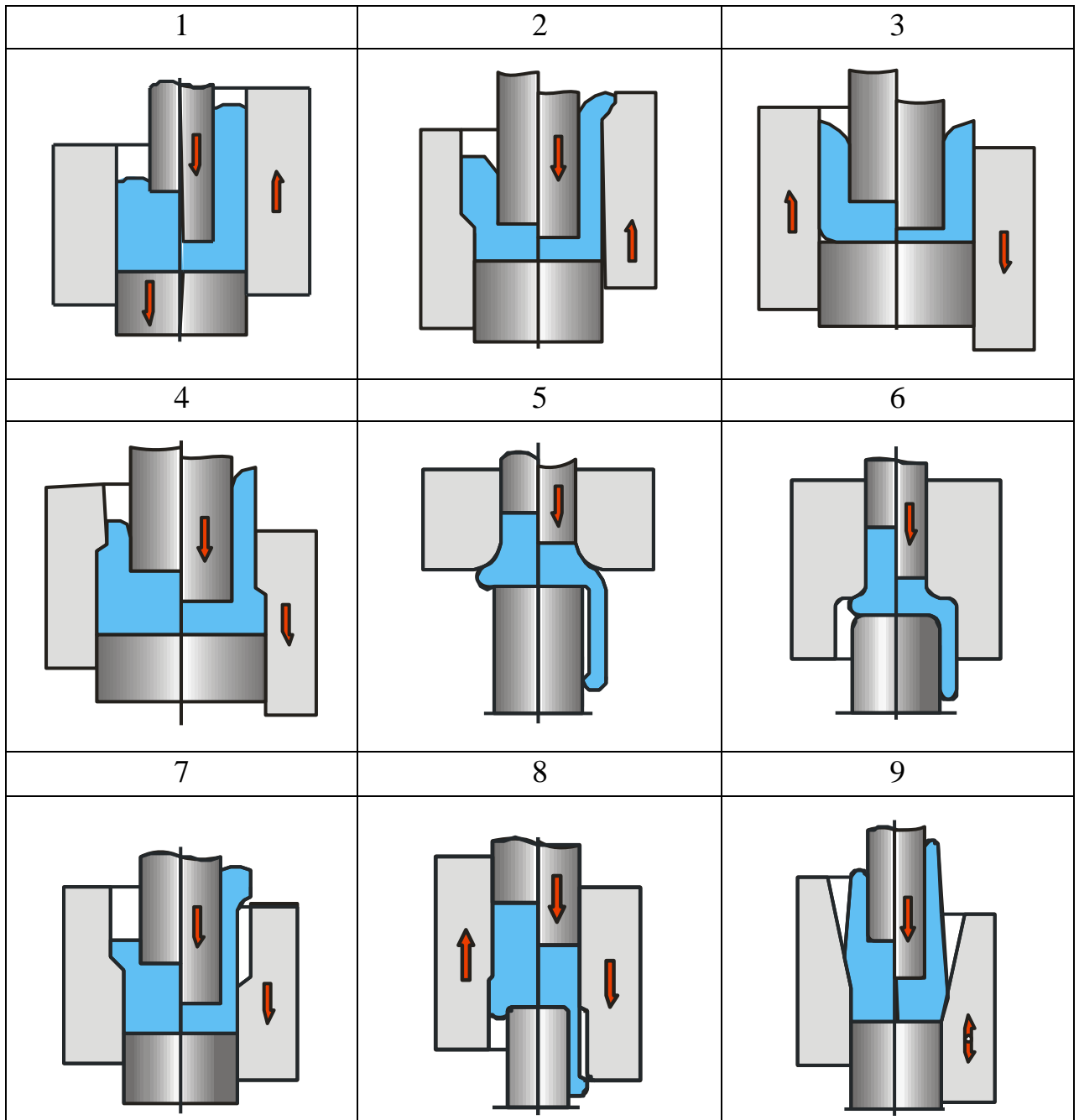


Рис. 1.4 – Способи видавлювання порожнистих деталей

Значний інтерес представляють схеми 7–9 видавлювання в профільованій матриці, що дозволяють отримати деталі з профільованою зовнішньою поверхнею і розширити тим самим технологічні можливості процесів видавлювання [72, 90].

З літературних джерел видно, що перехід на ТОШ складних за формою деталей досить ефективно через більшого числа формованих поверхонь. Для виробництва таких деталей в основному застосовуються методи багатоперехідного штампування, які відрізняються меншою продуктивністю і якістю отримуваних деталей [26, 40, 75, 79– 88].

Способи комбінованого видавлювання, що поєднують схеми традиційних схем поздовжнього (зворотного і прямого) і поперечного видавлювання можна віднести до перспективних способів ТОШ, оскільки вони дозволяють отримати за одну операцію деталі найбільш складних форм. Комбіноване поздовжньо-поперечне видавлювання з суцільної заготовки характеризується різноманітністю варіантів реалізації [88, 89]. Тут через малий об'єм приведена тільки невелика частина з класифікацій технологічних схем комбінованого радіально-зворотного видавлювання, викладених в роботі [89].

Значно розширити можливості отримання складнопрофільних деталей можна шляхом освоєння способів комбінованого видавлювання, заснованих на поєднанні прямого, зворотного і поперечного видавлювання [88]. Процеси комбінованого видавлювання поєднують в собі переваги поздовжнього і поперечного видавлювання. Даним способом можна отримувати деталі більшої точності в порівнянні з традиційними способами штампування [89]. Застосування процесів комбінованого видавлювання дозволяє збільшити коефіцієнт використання металу до 0,98 за рахунок максимального наближення форми і розмірів заготовок до параметрів готової деталі. Завдяки цьому досягається значна економія металу, зменшується трудомісткість подальшої обробки різанням.

Залежно від характеру з'єднання простих схем в одному комбінованому процесі способи можна розділити в першу чергу на суміщені і послідовні процеси. Серед способів суміщеного (поєданого) комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання (рис. 1.5) виділимо, як найбільш універсальну, схему тристороннього радіально-зворотно-прямого видавлювання (схема А1) для отримання порожнистої деталі з фланцем і відростком.

При обмежуванні течії металу у відросток способом радіально-зворотного видавлювання можна отримати як порожнисті деталі типу «стакан з фланцем біля дна» (схема А1). В обзорі [88] відмічена, що однією з перших публікацій по радіально-зворотному видавлюванню є стакана з фланцем робота Кузнєцова Г. В. з співавторами, в якій описаний штамп-автомат з револьверною подачею заготовок на послідовних позиціях калібрування і комбінованого видавлювання.

Радіально-зворотним видавлюванням можна отримати також і деталі типу стрижня з фланцем або відростками (схема А2).

Поєднаним радіально-прямим видавлюванням можна виготовляти деталі з фланцем із суцільних і трубчастих заготовок.

Найбільш важкою в реалізації схемою може з'явитися спосіб радіально-прямого (суміщеного за часом і по осередку деформації) видавлювання (схема А3), при якому на границях розділу течії виникають

значні зсувні деформації, що викликають поділ частин заготовки. Процес цікавий тим, що вимагає особливого підходу до керування течією. На підставі якісного аналізу був запропонований спосіб, ідея якого полягала в поділі осередків деформації на основному етапі деформування [89, 93].

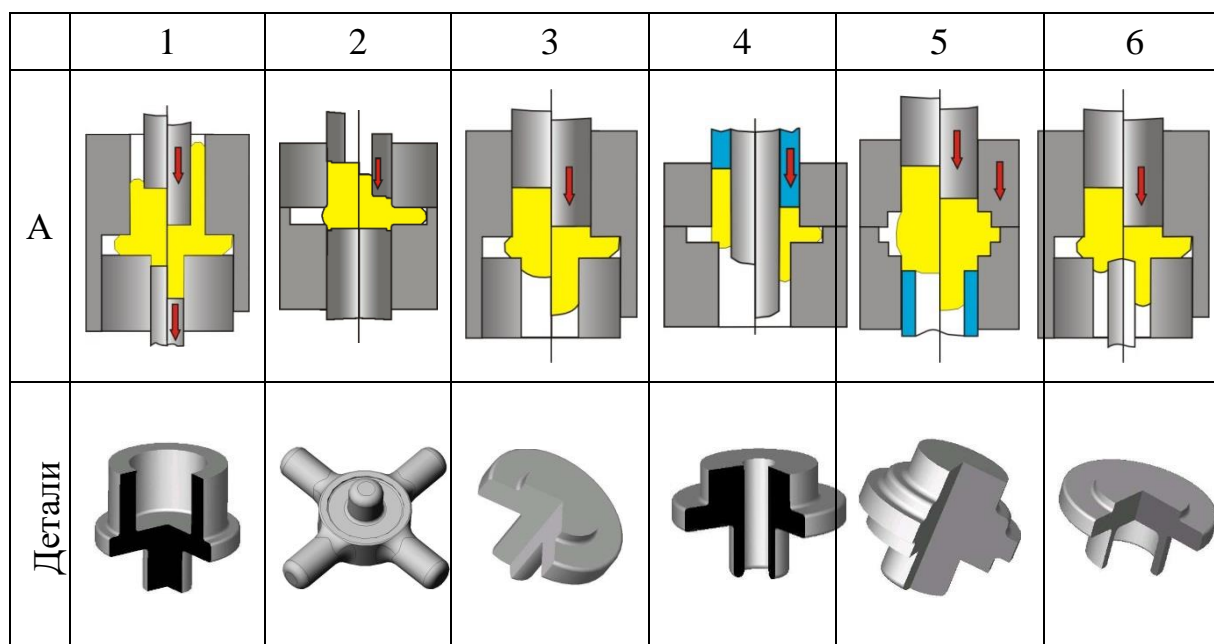


Рис. 1.5 – Схеми суміщеного комбінованого поперечно-поздовжнього видавлювання

Способи, які представлені на рис. 1.6, виділені в особливу групу, яку можна назвати поетапними способами комбінованого видавлювання. Їх можна охарактеризувати тим, що крім пуансона в штампі повинна бути ще одна рухома частина, або контрпуансон, або матриця [88, 89]. Реалізація таких поетапних способів радіально-поздовжнього видавлювання вимагає створення пристроїв зі складною кінематикою руху інструментів: складового пуансона, частини якого повинні вимикатися на послідовному етапі штампування [89], або матриці чи протипуансона, які поетапно рухаються [94, 95].

Поєднання поперечного видавлювання з способами поздовжнього течії, як вже було зазначено, ефективно для ускладнення конфігурації порожнистих деталей і якісного формозміни стінки порожнистої заготовки (схеми 3 – 6). Схеми можна охарактеризувати тим, що крім пуансона в штампі повинна бути ще одна рухома частина, або контрпуансон, або матриця.

В останні роки до процесів радіально-поздовжнього видавлювання з роздачею проявили інтерес багато дослідників [97–102]. У Балтійському ГТУ результатами аналізу напружено-деформованого стану заготовок встановлено, що обмеженням для процесу є поперечна міцність бокової поверхні заготовки і дія силових навантажень на інструмент [20].

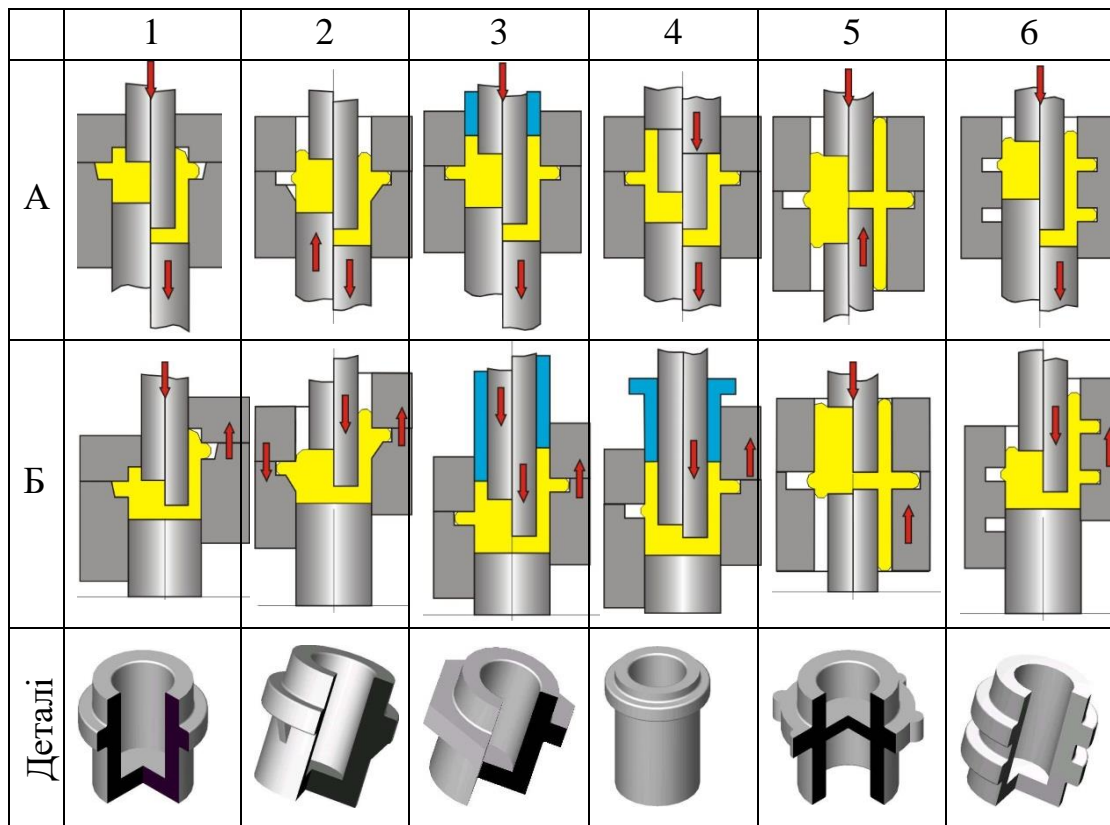


Рис. 1.6 – Способи поетапного комбінованого видавлювання

У приладобудуванні успішно реалізовано видавлювання деталей типу коробок із сплавів кольорових металів [26, 28]. Деформування на оправці використовують при отриманні порожніх складно-профільних деталей типу шестерень [32, 47], анодів з оребреною поверхнею [34] і порожнистих деталей зі східчастим отвором [32, 40]. Для складних деталей підходять і способи деформування з більш сприятливими схемами деформування, які полегшують процес, дозволяють значно підвищити якість деталей і продуктивність праці: видавлювання з роздачею [18, 90], вільне (безматричне) видавлювання порожнистих деталей [89], видавлювання з локальним навантаженням [12, 45, 51], видавлювання з протитиском [103–107]. Євстратов В.А. з співавторами показали, що обтисненням тонкостінних алюмінієвих деталей можна формувати внутрішню різьбу на пустотілих стаканчиках [80].

Відомі і інші способи отримання складнопрофільних деталей в роз'ємних матрицях. До деталей складної конфігурації, які можна отримати ТОШ, відносяться стакани з профільованою зовнішньою [81, 84, 93, 95] або внутрішньою поверхнею [83], втулки, які мають ребра та ступені [79, 80], стакани і коробки зі змінною товщиною стінки [26, 60], гайки кріплення колеса [85], обойма стартера [40, 85], втулка заднього колеса велосипеда [26], стрижні з кінчними елементами [27, 31], кінчні стакани [76] та ін. У літературі наводяться приклади складних автодеталей,

отриманих холодним ТОШ: приводні вали, зубчасті колеса, черв'ячні шестерні, синхронізатори, клапанні тарілки, конічні шестерні диференціала, шліцьові вали, деталі вприскувальних насосів і автогенераторів, корпуси з фланцями [40, 108–114].

Для виготовлення деталей складної різноманітної форми, перспективно використання способу радіально-прямого видавлювання з обтисненням на рухливій оправці. Можливо отримувати порожнисті деталі зі змінною товщиною стінки з практично будь-яким набором потовщень по висоті деталі, з будь-яким їхнім взаємним розташуванням і величиною потовщень, яка лімітується лише вихідною заготовкою та інструментом. Деякі з типів деталей, які можливо отримувати способом радіально-прямого видавлювання на плаваючій оправці, представлені на рис. 1.7 [89, 95, 102].

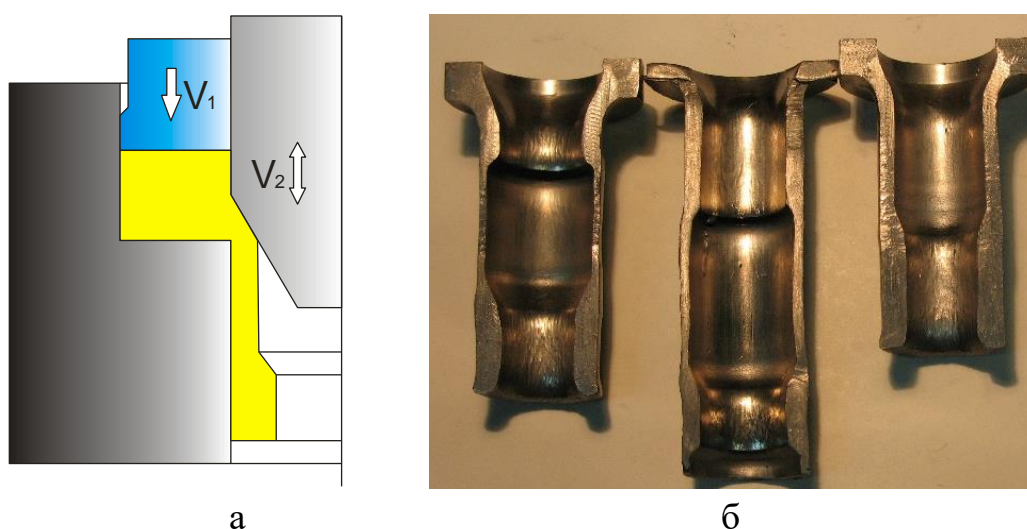


Рис. 1.7 – Схема процесу (а) і деталі зі змінною товщиною стінки (б), отримані радіально-прямим видавлюванням з обтисненням

Як було відзначено, штампування більш складних за конструкцією деталей з профілюванням бічних поверхонь, шляхом, наприклад, формування на них фланців або потовщень, вимагає залучення і елементів поперечного течії. В цілому, це призвело до виникнення гами нових способів бокового і комбінованого видавлювання для отримання порожнистих і стрижневих деталей з відростками різного виду [77, 78, 115–124].

В роботі [84] проведено комп'ютерне та експериментальне дослідження деталей з бічними відростками різної конфігурації і числа (рис. 1.8). Встановлено, що чітке оформлення контуру відростка закритим видавлюванням викликає різке зростання силових параметрів на заключній стадії процесу.

В роботі [119] доказано можливість отримання складних деталей при комбінуванні бокового і зворотного видавлювання (рис. 1.9).

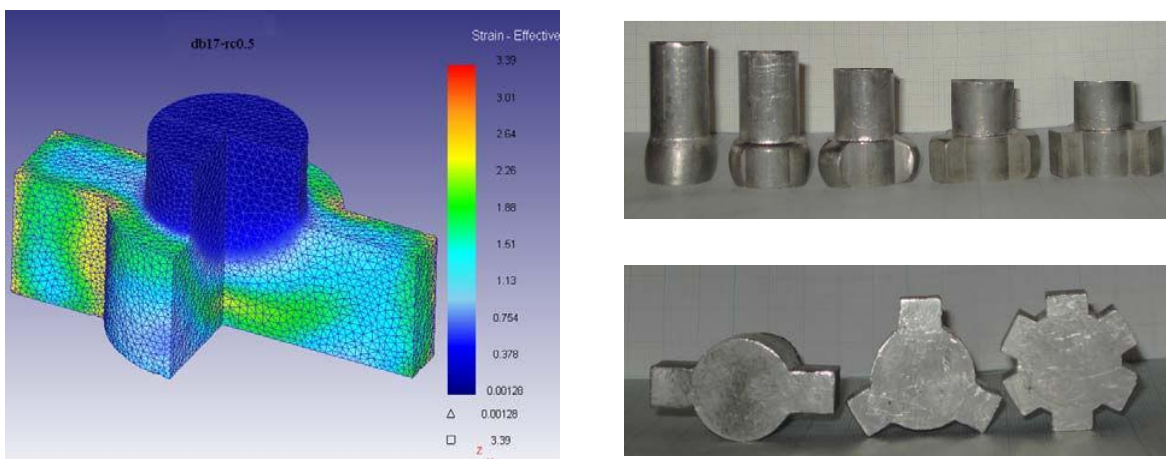


Рис. 1.8 – Результати дослідження бокового видавлювання деталей з відростками різної конфігурації

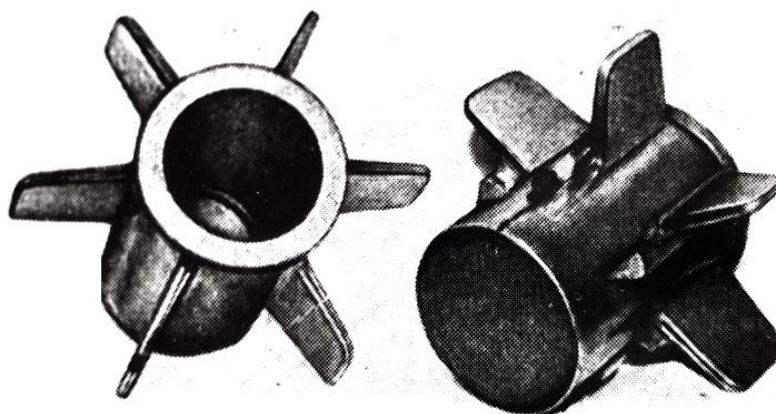


Рис. 1.9 – Вид деталі, отриманої комбінованим зворотно-боковим видавлюванням в рухомій матриці

Для реалізації кінематичного варіанти видавлювання з двосторонньої подачею в рухомій матриці в роботах [120 – 123], описаний варіант застосування в штампі пантографа, що забезпечує синхронне переміщення матриці однонаправлено з пуансоном, але з меншою швидкістю (рис. 1.10). Двостороння подача дозволяє підвищити якість формування зубів.

Експериментальне вивчення силового режиму процесів поперечного видавлювання дозволило оцінити особливості зміни зусиль деформування по ходу протікання процесу і встановити наявність характерних ділянок інтенсивного зростання зусиль у початковій і заключній (невільній) стадіях видавлювання [73, 77, 87, 89]. Відомості про плавний зростання зусиль видавлювання на проміжній усталеною стадії [77] в деяких роботах [76] спростовуються. На зростання зусиль видавлювання при зменшенні товщини видавлюється фланця або відростка вказують різні дослідники [73, 84, 120–123]. Це пов'язано зі збільшенням ступеня деформації.

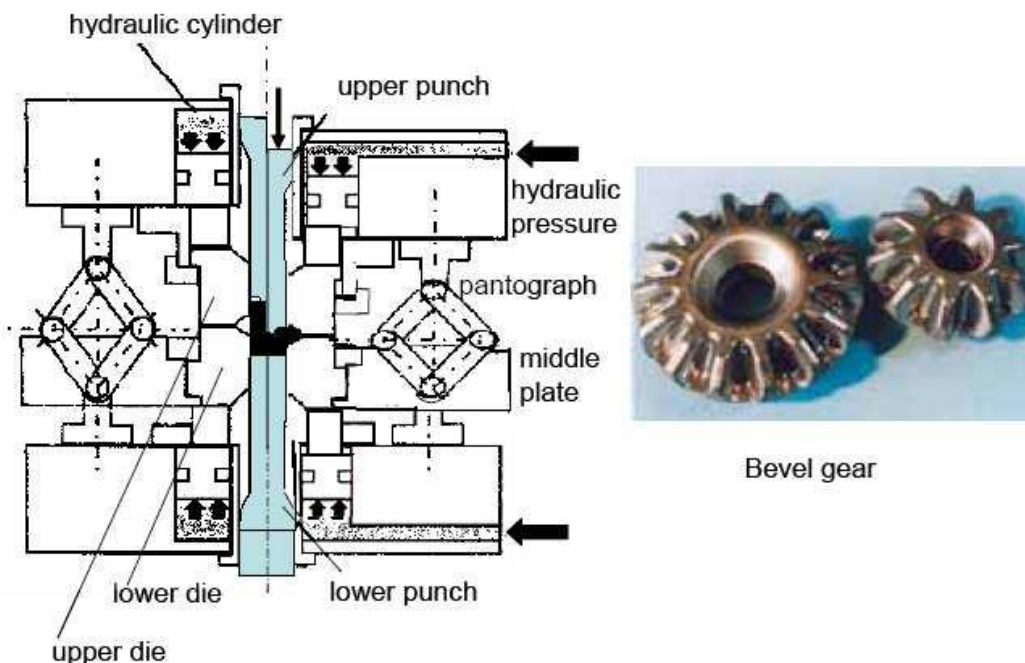


Рис. 1.10 – Схема штампа з рухливою матрицею і отримана деталь

При боковому видавлюванні зменшення числа відростків і їх діаметра також супроводжується збільшенням навантажень на пуансон [2, 116, 122].

Вивчення полів НДС при радіальному видавлюванні показало значну нерівномірність деформації і зміцнення металу в пластичній зоні [2, 84]. Для поперечного видавлювання характерні відхилення форм видавлюваних деталей [73, 89] і поява затискачів на поверхні отвору порожнистої заготовки. Загальновизнаним і характерним дефектом для радіального видавлювання і висадки є відхилення форми у вигляді утяжин, які утворюються в зоні формування фланця [89].

Можливість управління силовим режимом бокового видавлювання і якістю виготовлення деталей з відростками різної конфігурації за рахунок регулювання кінематики підпорядкованих металу заготовки, відзначена в ряді робіт, виконаних в ДДМА [124].

1.3 Моделювання процесів об'ємного деформування

1.3.1 Енергетичні методи дослідження процесів видавлювання

В даний час з традиційних теоретичних методів для дослідження процесів об'ємного деформування найбільшого поширення набули аналітичний інженерний метод [1, 6, 7, 125, 126], енергетичний метод

балансу потужностей [1, 3–6, 127–136], а також метод верхньої оцінки (жорстких елементів) [1, 4–6] і метод скінчених елементів.

Перевагою аналітичних методів теоретичного аналізу є можливість побудови розрахункових схем картин течії металу, що спостерігалися експериментально, і отримання результатів аналізу у вигляді інженерних розрахункових формул.

Серед процесів об'ємного деформування найбільш вивченим можна вважати поздовжнє видавлювання, причому інтерес до способів прямого і зворотного видавлювання не знижується і в останні роки. Слід зазначити роботи А. М. Дмитрієва та А. Л. Воронцова [17, 18], а також роботи з аналізу нових схем деформування [89, 134, 137–140].

Моделюванню процесу поперечного видавлювання присвячено порівняно невелике число робіт, виконаних з використанням таких методів, як метод спільного рішення рівнянь рівноваги і пластичності [125, 132], енергетичні методи балансу потужностей [1, 89, 131, 139, 141–143] і верхньої оцінки [5, 130, 132, 134]. У роботі [76] наведені чисельні та експериментальні результати в порівнянні силових режимів при висадці і радіальному видавлюванні фланців. Несподіваними є висновки про сильний вплив величини тертя на поверхні оправки на зміщення зони зміцнення в осередку деформації і про істотне перевищення ступеня деформування при радіальному видавлюванні в порівнянні з висадкою [76].

На сучасному етапі розвитку теоретичних досліджень існує ряд методів, що дозволяють визначити напружено–деформований стан, силу та формозмінення у разі пружньо–пластичних і малих пластичних деформацій ідеально пластичних і зміцнених тіл.

Методом характеристик (ліній ковзання) вирішені багато задач теорії обробки металів тиском (ОМТ). Метод дозволяє визначати силу деформування, формозміну заготовки, напруження в об'ємі заготовки, знаходити межі розділу жорсткої і пластичної зони [16].

Подальше спрощення побудови ліній ковзання призвело до методу верхньограничних оцінок, коли поле ліній ковзання замінюється простішим кінематично можливим полем, що складається з жорстких блоків і задовольняє граничним умовам [1, 4–6].

МВО, розроблений У. Джонсоном і Х. Кудо, відносять до графоаналітичного енергетичного методу (за рахунок графічної побудови схеми процесу та годографу швидкостей) [1, 4, 5]. Метод успішно застосовується для визначення осередку деформації, оптимального силового режиму деформування, знаходження оптимальної конфігурації формоутворюючого інструменту і розмірів вихідної заготовки, прогнозування появи дефектів та ін.

При цьому можливі поля швидкостей зазвичай описуються і відповідно характеризуються невеликою кількістю блоків та варійованих параметрів. Збільшення кількості трикутних блоків підвищує точність розрахунку при описі складної кінематики течії металу, зближуючи його з рішенням, отриманим методом ліній ковзання [126]. Однак недоліком збільшення елементів розбиття розрахункової схеми є ускладнення математичного апарату і необхідність використання чисельних методів [89].

Останнім часом при розробці та вдосконаленні технологічних процесів обробки металів тиском зростає роль теоретичного аналізу, який має ряд переваг перед експериментальним: менші матеріальні витрати, можливість дослідження в широкому діапазоні змінних параметрів [1–6, 17–19].

Для зручності аналізу формули для визначення сил поперечного видавлювання зведені в табл. 1.1.

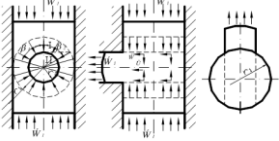
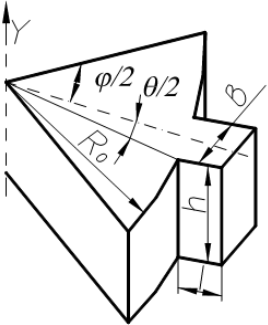
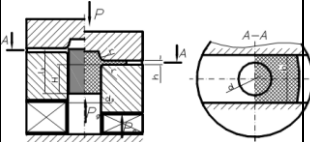
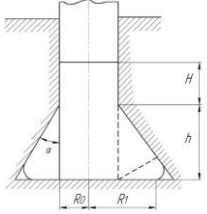
Одне з перших рішень по теоретичному аналізу процесу поперечного видавлювання виконав А. Г. Овчинніков. В роботі [2] показано можливість встановлення деформуючої сили, необхідного для бокового видавлювання. Формула 1.1 була отримана енергетичним методом з урахуванням об'ємної деформації. Осередок деформації умовно розбивається на зовнішню кільцеву та внутрішню циліндричну ділянку.

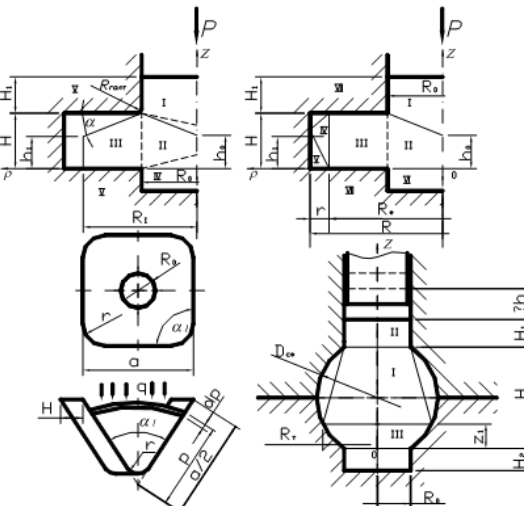
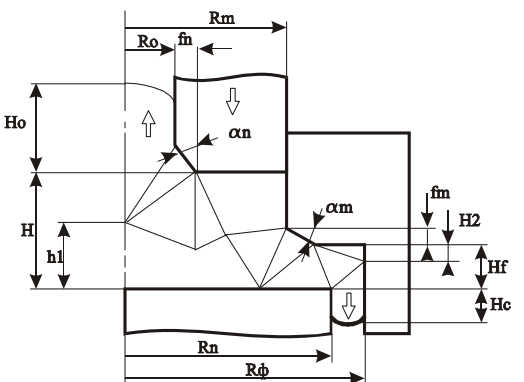
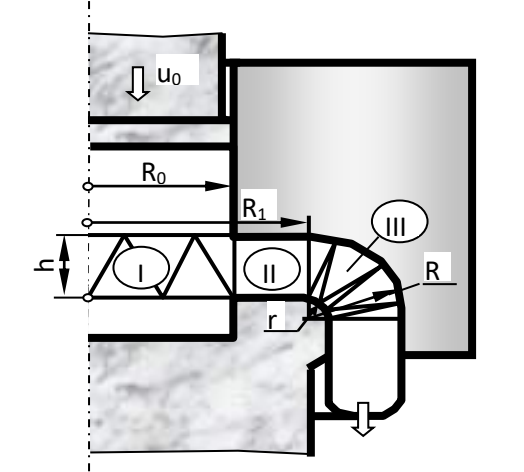
У роботі [137] було наведено визначення силових параметрів процесів бокового видавлювання в щілину. Аналітична залежність була отримана спільним рішенням рівнянь рівноваги з наближеним рівнянням пластичності для плоскої деформації (див. табл. 1.1, формула 1.2). У роботі В. І. Барикіна і В. С. Нестерова [131] формули 1.3 отримані на підставі рішення наближених рівнянь рівноваги та умов пластичності для окремих ділянок деформованого об'єму. В роботі [139] досліджувано силовий режим процесу, використовуючи енергетичне рішення задачі затікання металу в конічну порожнину (див. табл. 1.1, формула 1.4). В. Г. Кондратенко і М. В. Блінов [138], використовуючи енергетичний метод балансу потужностей, отримали такий вираз для визначення питомої сили деформування (див. табл. 1.1 формула 1.5)

В роботі [132] представлено вираз (1.7) для розрахунку процесів бокове-прямого видавлювання. Для аналізу силового режиму процесу радіально-прямого видавлювання використовувався МВО.

Як видно з табл. 1.1 більшість дослідників не враховують можливу перехідну кромку від вертикальної до поперечної порожнини, яка може бути або у вигляді фаски, або у вигляді криволінійного контуру.

Таблиця 1.1 – Математичні моделі силового режиму поперечного видавлювання

	Автор, джерело метод або схема процесу	Розрахункові формули
1	2	3
1.1	<p>А. Г. Овчинніков та ін. [2]</p> 	$\frac{P}{\sigma_s} = \frac{4}{\pi\sqrt{3}} (\beta_1 \sin \beta_1 + \cos \beta_1 - \beta_2 \sin \beta_2) \ln \pi$ $+ \frac{\pi}{2} \left(\frac{\pi}{2} + \frac{5}{12} \sqrt{\pi^2 - 1} \right) + \frac{4}{\sqrt{3}\pi^2} + \frac{4}{\sqrt{3}} \pi + \frac{1 + \mu}{3\sqrt{3}} \frac{1}{\lambda}$ $\lambda = \frac{D_0}{d}$ <p>де: β_1 и β_2 – визначають нахил нижньої межі кільцевої ділянки осередку деформації</p>
1.2	<p>І. М. Жвік, І. Б. Покрас [137]</p> 	$\bar{p} = \frac{P}{\sigma_s} = \frac{4n^*}{\sqrt{3}} \left(lb - \frac{l^2 b}{h} + \frac{2n^*}{\sqrt{3}} R_0^2 \left[\frac{\varphi}{2} + \frac{l}{h} \left(1 + \mu \frac{h+l}{b} \right) \frac{1}{3\mu} \left(e^{\frac{3\mu\theta}{2}} - e^{3\mu\frac{\varphi-\theta}{2}} \right) \right] \right)$ <p>видавлювання одночасно в кілька (n^*) рівномірно розташованих по периметру каналів</p>
1.3	<p>В. І. Барикін та В. С. Нестеров [131]</p> 	$P_d = F \sigma_s \left[3.15 + \frac{2H}{d} + \frac{d}{2(h+2r)} \right]$ $P_r = 2.6\pi\sigma_s [r(d+r) + 0.28(b-d)^2 - 0.19dH]$
1.4	<p>П. Д. Чудаков та В. І. Гусинський [139]</p> 	<p>Енергетичний метод, кінцева стадія несталого процесу</p> $\frac{P}{\sigma_s} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left\{ 75 - \sqrt{4 + C^2} + \frac{R_1 \sqrt{4 + C^2} - 2R_0}{R_1 - R_0} - \ln \frac{R_1}{R_0} + \frac{2R_0^2 + 6h^2 + 3R_0 C^2}{6R_0 h} + \frac{(R_1 + R_0)^2 C(1 + C^2) - (R_1 - R_0)ch}{h[h(R_1 - R_0)C]} \right\} + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{2H}{R_0} + \frac{R_0}{3h} + \frac{R_1 - R_0}{h - (R_1 - R_0)C} + \frac{R_1 - R_0}{h \sin^2 \alpha} \right]$ $C = \text{ctg } \alpha$

1	2	3
<p>1.5</p>	<p>В. Г. Кондратенко, М. В. Блінов [138]</p> 	$\bar{p} = \frac{P}{\sigma_s} = 1.1 \left(1 + \ln \frac{\bar{R} - \bar{r}}{\bar{R}_0} \right) + \frac{1 + \sqrt{1 + \left(\frac{1 - h_0}{\bar{R}_0} \right)^2}}{(1 - \bar{h}_0)^2} \times \left(\frac{\bar{R}_0(1 - \bar{h}_0)}{2} - \frac{h_0 \bar{R}_0}{(1 - \bar{h}_0)} \ln \frac{1}{h_0 + \bar{h}_0 \bar{R}_0} \right) + \frac{1}{\bar{R}_0} + \frac{1.1 (\bar{R}_0^2 - 8\bar{R}\bar{r} + 3\bar{r}^2)}{6(2\bar{R}^2 - 3\bar{R}\bar{r} + \bar{r}^2)} + \frac{2\bar{R}\bar{r} - \bar{r}}{2\bar{R}^2 - 6\bar{R}\bar{r} + 3\bar{r}^2} + \frac{4(2\bar{R}^2 - 3\bar{R}\bar{r} + \bar{r}^3)}{8(1 - \bar{r})^2} + \frac{(2\bar{R}\bar{r} - \bar{r}^2)}{8\bar{r}^2} \times \frac{\bar{R} - \bar{r}}{\bar{R}_0} + 2\mu \left(\bar{R} - \bar{R}_0 - \bar{r} + \frac{\bar{H}_1}{\bar{R}_0} \right).$
<p>1.6</p>	<p>Є.М. Солодун, 2001, [135]</p> 	<p>Метод верхньої оцінки</p> $\bar{p} = \frac{\sum l_{ij} V_{ij} + 2\mu_s \sum l_{ik} V_{ik}}{2(R_m - R_o) V_o}$ $R_x = 1 - (0.4 - 0.1H) \frac{H_f}{R_m} + 0.055 \left(\frac{H_f}{R_m} \right)^2$
<p>1.7</p>	<p>І. С. Алієв, 1989. [132]</p> 	$\bar{p} = \bar{p}_I + \bar{p}_{II} + \bar{p}_{III},$ <p>где</p> $\bar{p}_I = 1 + \mu \frac{R_0}{h};$ $\bar{p}_{II} = 2\mu \frac{R_1 - R_0}{h};$ $\bar{p}_{III} = \frac{\pi}{4} \left(1 + 2\mu \frac{r + R}{h} \right);$ <p>μ - коефіцієнт тертя</p>

Для визначення значення розкриваючої сили або отримання її залежності від інших параметрів процесу штампування проводилися різні дослідження в даній області. Сила розкриття визначається при витіканню металу в облой, а при його відсутності, що характерно для штампування в роз'ємних матрицях, рішення не може бути застосовано [30, 38].

Однак дана модель більшою мірою описує процес послідовного видавлювання відростків з матеріалу, яка не зміцнюється під час деформування.

У роботах [159–162] представлено вирази для розрахунку приведенного тиску деформування заготовки в процесах холодного видавлювання, залежне як від геометричних параметрів процесу, так і від умов тертя. При цьому використовувалися основні положення і допущення енергетичного методу.

Для запропонованих рішень, характерні наступні недоліки: не враховується форма перехідної кромки матриці; рішення не застосовні для фланця на кінці стрижня; рішення не враховують підсадки на заключній стадії процесу; немає рішень по затіканню металу в компенсаційну порожнину; не в повній мірі враховуються умови тертя на різних ділянках контакту заготовки і деформуючого інструменту.

Крім того, на формозмінення заготовки значно впливають і геометричні параметри інструментів. Як зазначено в роботах [26, 31], оптимальна форма пуансона, що дозволяє видавлювати порожнисті вироби з найменшими силами, залежить від ступеню деформації, глибини одержуваної порожнини і виду оброблюваного матеріалу. Якщо форма дна виробу не відповідає оптимальній формі робочої частини пуансона, то для зниження загальної сили видавлювання, зокрема зворотного, попередньо виробляють штампування в оптимальному режимі з необхідною для цієї мети формою інструменту, а на наступний перехід остаточно фасують дно [26, 28].

Більшість дослідників [38, 127, 139] не враховують особливості конфігурації перехідних кромок матриці і кінематичного режиму деформування в роз'ємних матрицях, що при аналізі силового режиму розкриття рознімних матриць вносить значну похибку.

Підвищенню оперативності енергетичного методу, зниженню трудомісткості обчислень технологічних режимів за порівнюваними схемами або етапами деформування може служити модульний підхід, який використовувався в ДДМА, заснований на підборі і використанні заздалегідь розроблених кінематично можливих полів швидкостей

(КМПШ) у вигляді поодиноких областей [1] або кінематичних модулів [144, 145], призначених для опису різних переважаючих схем деформацій в пластичних зонах (табл. 1.2).

В якості елементарних областей використовують прямокутні або в більш загальному випадку чотирикутні (ромбічні) і трикутні модулі, але для полів більш складної конфігурації необхідні модулі також складних форм, в тому числі і з криволінійними твірними. Проблема врахування реальної геометрії деталі, яка штампується, при розробці моделей процесу, є дуже актуальною (див. табл. 1.2).

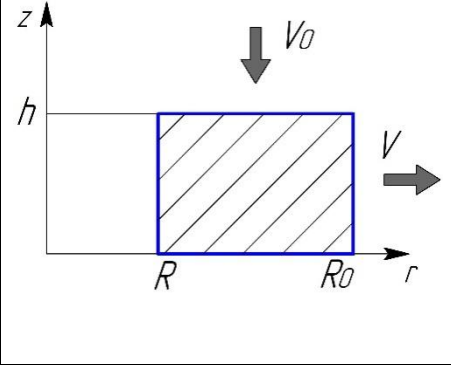
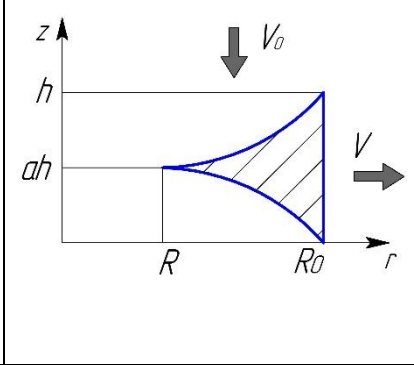
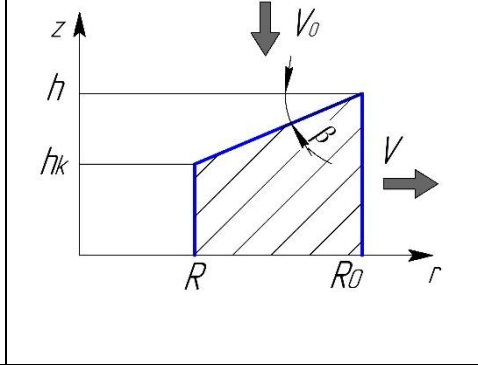
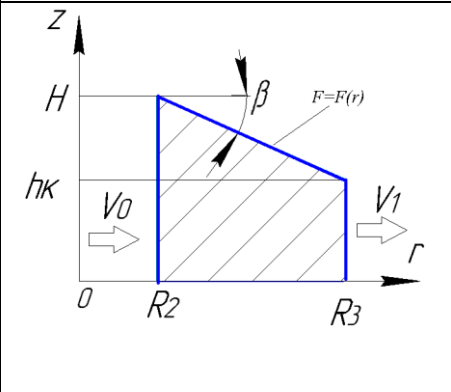
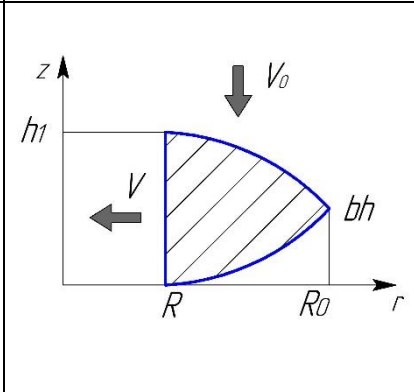
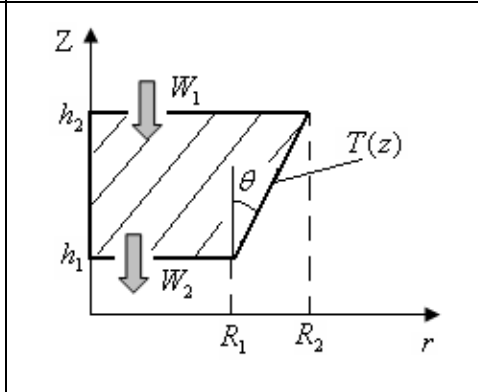
Математичні моделі, побудовані на основі спрощених розрахункових схем паралельної течії і використання простих кінематичних модулів прямокутного перерізу, дозволяють отримувати оперативні рішення технологічних задач, але демонструють значне розходження з експериментальними даними [1, 134].

Подальший розвиток енергетичних методів пов'язаний з підвищенням точності розрахунків, розширенням переліку аналізованих технологічних схем, зокрема з включенням в їх число схем комбінованого видавлювання (з декількома ступенями свободи витікання) [1, 3, 89, 133]. Актуальною проблемою є також розвиток методу кінематичних модулів, розробка і застосування нових кінематичних осесиметричних модулів шляхом зіставлення і вивчення таких їх властивостей, як інверсія, універсальність і пристосованість для різних схем навантаження і течії металу.

Таким чином, проблема сучасного стану в тому, що нема модулів для закруглених і інших складних геометрії, вони пропонувані тільки для задач плоского деформування і є досить наближеними! Також встановлено, що головними факторами управління течії металу є додаткові навантаження, а вплив тертя не настільки істотно.

Узагальнюючий підхід для аналізу процесів комбінованого видавлювання на основі методу верхньої оцінки запропоновано в роботах [89, 148]. Процес поділяється на ряд стадій, на кожній з яких течія металу представляється квазістаціонарним процесом. При протіканні процесу в оптимальному саморегульованому енергетичному режимі розробка технологічного процесу ускладнюється, тому що кінцева геометрія деталі не може бути визначена однозначно по зміщеним обсягами металу, а залежить від безлічі технологічних факторів. Вибір підходу для аналізу того чи іншого технологічного процесу в значній мірі залежить від правильного вибору кінематично можливого поля швидкостей.

Таблиця 1.2 – Кінематичні модулі осесиметричного деформування

		
$V_r = \frac{r^2 - R^2}{2 \cdot h \cdot r} \cdot V$ $V_z = -\frac{V_0}{h} \cdot z$	$V_r = \frac{R_0^2 - R^2}{2 \cdot h} \cdot \frac{V_0}{r}$ $V_z = -a \cdot V_0$	$V_r = V_0 \cdot \frac{r^2 - R^2}{2 \cdot F_1 \cdot r}$ $V_z = -V_0 \cdot \left[\frac{2 \cdot r \cdot F_1 - (r^2 - R^2) \cdot \operatorname{tg}(\alpha)}{2 \cdot F_1^2 \cdot r} \right] \times \frac{z}{2 \cdot F_1^2 \cdot r}$ $F_1 = h_k + (r - R) \cdot \operatorname{tg}(\alpha)$ $\operatorname{tg}(\alpha) = \frac{h - h_k}{R_0 - R}$
		
$V_z = -\frac{V_0 \cdot R_2 \cdot H \cdot \operatorname{tg} \beta}{2 \cdot r \cdot F^2(r)} \cdot z;$ $V_r = \frac{V_0 \cdot R_2 \cdot H}{2 \cdot r \cdot F(r)}$	$V_r = -\frac{R_0^2 - R^2}{2 \cdot h_1} \cdot \frac{V_0}{r}$ $V_z = -b \cdot V_0$	$V_r = r \frac{W_1 R_2^2}{T^3(z)} \operatorname{tg} \theta;$ $V_z = \frac{W_1 R_2^2}{T^2(z)}$ $T(z) = R_1 + (z - h_1) \cdot \operatorname{tg} \theta.$

У роботах [133, 146–148] зазначалося, що для прогнозування появи дефектів форми деталей, а також для розрахунку формозміни в процесах з одночасної течією металу за двома або більше напрямків необхідна додаткова умова мінімуму роботи деформування, так як ці процеси є саморегульовані і протікають в оптимальному енергетичному режимі.

Найбільш повний теоретичний і експериментальний аналіз процесів отримання порожнистих деталей з фланцем, особливостей радіального і бокового видавлювання, представлений в роботах А. Г. Овчинікова, І. С. Алієва, Л. І. Алієвої і ін. [2, 17, 36, 77, 88, 89]. У цих роботах отримані рішення по визначенню силового режиму радіального видавлювання, сили розкриття матриць і формозміни, дані рекомендації і алгоритм проектування технологічних процесів і штампового оснащення.

У роботах [144, 145] для визначення силових параметрів, режимів деформування процесів штампування видавлюванням (як для плоскої, так і для осесиметричної задачі) використовується метод кінематичних модулів, заснований на методі верхньої оцінки. При цьому підході в зразку, що деформується, виділяються осередки деформації, які розбиваються на ряд «стандартних» кінематичних модулів [89]. Експерименти з видавлювання відростків круглого перетину були проведені з варіюванням діаметрів відростків від 8.62 мм до 21.2 мм на свинцевих і алюмінієвих заготовках діаметром 21.2 мм. Як мастила використовували тваринний жир. Порівняння зусиль видавлювання відростків по кінематичним варіантів з двостороннім і одностороннім подачею показало, що двостороннє видавлювання вимагає менших, в середньому на 15 - 25 % значень зусиль деформування, ніж при односторонній подачі. Ця перевага в полегшенні силового режиму є наслідком зниження нерівномірності деформацій.

У статтях [123, 124, 149–152] розглядаються процеси поперечного видавлювання фланців і відростків різної форми. Поведінка матеріалу, напружено-деформований стан і зміна зусилля на пуансон і верхню матрицю з використанням теоретичного і чисельного методу в якості методу жорстко-пластичних кінцевих елементів для двох різних кінематичних схем поперечного видавлювання, а саме з односторонньої і двосторонньої подачею металу в порожнину.

Вплив кінематики течії металу в процесах поперечного радіального і бокового видавлювання значний [73, 77], і тому слід віднести цю задачу до менш вивчених і тому актуальною.

У більшості розглянутих робіт для процесів видавлювання використано матеріал, який не зміцнюється, тобто практично деформаційне зміцнення металу в процесі холодної обробки не враховується. При енергетичному аналізі процесів холодного деформування методика врахування зміцнення потребує встановлення як ступеню деформування в процесі, так і властивостей матеріалу заготовки [1, 89, 153, 154].

Аналіз публікацій показує, що однією з важливих проблем точного аналізу режимів пластичного деформування є проблема обліку впливу швидкості деформування [1, 89, 74].

Моделювання процесів комбінованого видавлювання методом скінченних елементів

Пошук методів розрахунку з більш широкими можливостями і універсальністю, які об'єднують механіку суцільних середовищ і сучасні методи чисельного аналізу, сприяв створення методу скінченних елементів (МСЕ). На даний час МСЕ можна вважати сучасною альтернативою по відношенню до теоретичного аналізу та експериментального дослідження процесів об'ємного деформування [155–157]. Коректно побудовану модель в МСЕ можна вважати максимально наближеною до дійсного фізичного процесу, що дозволяє визначити реальну картину розвитку напружено-деформованого стану у часі, силовий режим деформування, поетапного формоутворення та врахувати наявність різних фізичних ефектів, в тому числі наявність дефектоутворення [92]. Ефективним є використання МСЕ для дослідження впливу технологічних факторів, в тому числі зміни умов тертя на формоутворення напівфабрикату (рис. 1.11) [155]. Також можна досліджувати та аналізувати вплив наявності складної конфігурації інструменту у вигляді фасок та заокруглень, що є впливовими факторами керування формоутворенням напівфабрикату.

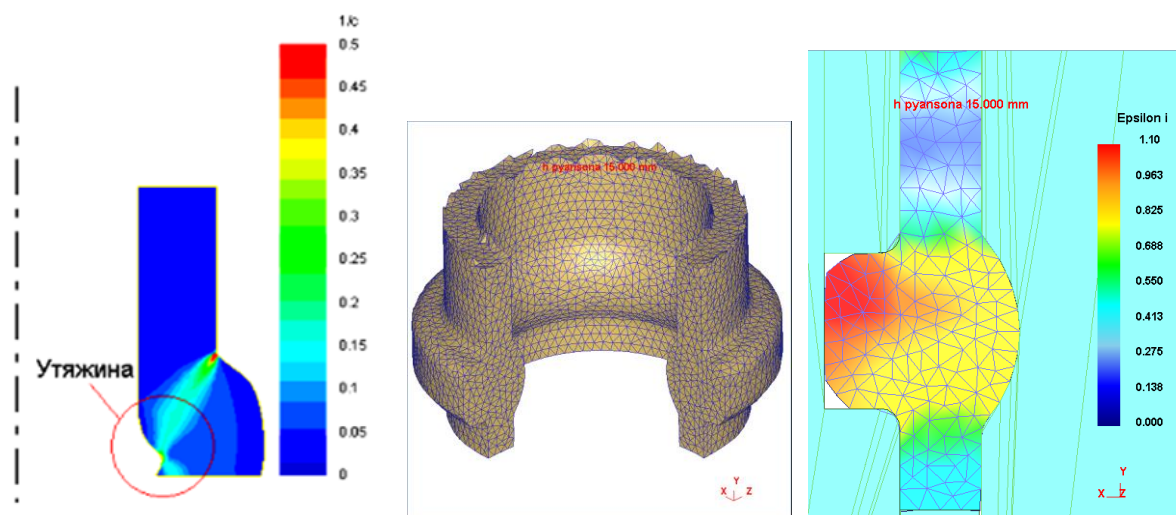


Рис. 1.11 – Прогнозування появи і усунення дефектів типу утягнень за допомогою МСЕ-моделей процесів видавлювання

Для моделювання та дослідження процесів холодного видавлювання добре зарекомендували загальноінженерні скінченно-елементні пакети Qform, DEFORM, ANSYS, LS-DYNA [156]. Однак використання МСЕ для моделювання процесів пластичної деформації має ряд проблем, пов'язаних

насамперед із складністю постановки завдання, адекватного фізичній природі досліджуваного процесу, в подальшому стійкістю і точністю отриманих рішень [158]. Це пояснюється тим, що МСЕ ґрунтується на прийнятті цілого ряду спрощених гіпотез, що обов'язково вимагає ретельної підготовки комплексу вихідних даних із наступною перевіркою отриманих рішень [157].

В даний час існує досить багато спеціалізованих і загально-інженерних пакетів (програмних комплексів) скінчено-елементного аналізу. Для моделювання та дослідження процесів об'ємного штампування в комбінації з іншими видами фізичного аналізу (тепловий, динамічний і т.п.) доцільно використовувати «важкі» загально інженерні скінченно-елементні пакети (Deform, ANSYS, Q-Form). Однак широке використання МСЕ в обробці тиском наштовхується на ряд проблем, однією з яких є стійкість і точність рішень. Тому, основною складністю при застосуванні пакетів, які використовують при МСЕ - аналізі, є постановка завдання, адекватного фізичній природі досліджуваного процесу. Це положення повною мірою відноситься і до дослідження процесів пластичної деформації [1]. Л. Г. Степанський зазначає, що і МСЕ є методом, заснованим на прийнятті ряду спрощених гіпотез, що робить необхідним ретельну підготовку вихідних даних і обов'язкову перевірку отриманих рішень [157].

Експериментально-аналітичні та експериментальні методи

Для вивчення процесів видавлювання широко використовуються експериментальні та експериментально-аналітичні методи, що дозволяють отримати найбільш цінну і надійну інформацію про локальні явища пластичної течії [1, 6, 30]. Ці методи добре представлені в узагальнюючих роботах [13–15] і в роботах, що описують конкретні методи, в тому числі метод ділильних координатних сіток, муарових смуг, вимірювання твердості [9, 14], поляризаційно-оптичний метод.

В останні роки до вивчення нових схем видавлювання привернуто увагу досить широкого кола фахівців. Експериментальне вивчення силового режиму процесів поперечного видавлювання дозволило оцінити особливості зміни зусиль деформування по ходу протікання процесу і встановити наявність характерних ділянок інтенсивного зростання сил у початковій і заключній (невільній) стадіях видавлювання [26, 17]. На зростання сил видавлювання при зменшенні товщини фланця, який видавлюється, вказують різні дослідники [73, 77]. Це пов'язано зі збільшенням ступеня деформації. При боковому видавлюванні зменшення числа відростків і їх діаметра також супроводжується збільшенням навантажень на пуансон [32]. Вивчення полів НДС при радіальному

видавлюванні показало значну нерівномірність деформації і зміцнення металу в пластичній зоні [89, 156].

Значне число досліджень присвячене проблемі дефектоутворення в процесах видавлювання. Загальновизнаним і характерним дефектом для процесів холодного видавлювання, що знижує якість деталей і технологічні можливості процесу, є відхилення форми у вигляді утяжин, які утворюються в зоні формування фланця [26, 133, 146, 158]. Залежно від схеми видавлювання дефекти подібного роду можуть виникати як на різних стадіях процесу, так і в різних зонах формоутворюваної деталі.

Для поперечного видавлювання характерні відхилення форм видавлюваних фланців і відростків у вигляді незаповнення порожнини і недооформлення контуру потовщень і відростків [77, 89]. Прогнозування таких дефектів виконується переважно на основі експериментального аналізу або на основі МСЕ.

Контактне тертя при обробці тиском істотно впливає на напружено-деформований стан матеріалу заготовки і силу формозміни і визначення умов контактного пластичного тертя віднесено до проблемних завдань експериментальної механіки обробки матеріалів тиском. За останній час проведено багато досліджень в напрямку оцінки ресурсу пластичності і властивостей виробів, одержуваних холодним деформуванням, а також умов пластичного деформування і особливо умов контактного тертя. Знання величини тертя (коефіцієнта тертя μ) важливо для розрахунку основних параметрів процесу (навантаження, енергії), для вибору відповідного мастила, а також для чисельного моделювання формування МСЕ.

У багатьох роботах [1, 34, 89, 159–162] вказується про надзвичайний вплив умов тертя і про необхідність їх правильного обліку в процесі вивчення пластичного деформування.

На даний час використання контактного тертя в технологічних цілях можна вважати одним з пріоритетних напрямків інтенсифікації процесів пластичного деформування, тому визначення реальних умов контактного пластичного тертя в процесах холодного видавлювання є актуальною задачею експериментальної механіки ОМТ [1, 160]. При теоретичному аналізі з огляду на складнощі визначення та розрахунків витрат на подолання сил тертя застосовують для процесів з величиною приведенного тиску деформування до 2 одиниць закон Амонтона, а для процесів з більш високим значенням приведенного тиску закон тертя за Зібелем [1, 3, 5]. Однак використання даних найпростіших законів при дослідженні методами скінченно-елементного аналізу та енергетичними методами процесів комбінованого видавлювання з

декількома ступенями свободи течії металу значно знижує точність отриманих рішень [1, 89]. Це в свою чергу знижує оцінку дотримання необхідних розмірів заготовки та можливості розглядання умов тертя як вагомих керуючих факторів формоутворенням напівфабрикату. Вивчення закономірностей контактного тертя необхідне для вирішення багатьох практичних (оцінка ефективності технологічних мастил) та теоретичних питань. У роботі А. Н. Леванова [159] також наведено обґрунтування та опис методики і установки з плаваючою обоймою для випробувань контактного тертя в процесах ОМТ, придатної, на думку автора, в умовах заводської лабораторії отримувати надійні дані для розрахунків.

В ДДМА для дослідження контактних умов деформування безпосередньо в процесах холодного видавлювання використовується пластотрибometri, які у найпростішому випадку містять пуансон, матрицю з радіальною порожниною для видавлювання, оправку та месдозу, з'єднану з реєструвальним приладом [89, 160]. В роботі [156] на прикладі радіального видавлювання показана принципова можливість реєстрації інтегральних сил тертя в вертикальній порожнині матриці, чому в чималому ступені сприяють сприятливі особливості даного процесу.

Для розширення діапазону параметрів досліджуваного процесу деформування запропоновано конструкції пристроїв, в яких метал в зоні вимірювання отримує додаткову деформацію і, відповідно, необхідне оновлення поверхні і зміцнення [92, 163].

Шляхом підбору коефіцієнтів апроксимації для експоненціальної залежності вдалося підібрати найкраще наближення розрахункових значень відносного напруження контактного тертя до отриманих експериментальних даних [163]. Експериментальні встановлені значення коефіцієнтів тертя для різних матеріалів та найпоширеніших у процесах холодного видів мастил із нанесенням (чи без) плівкових покриттів на робочі поверхні інструменту. Для теоретичного аналізу рекомендовано використовувати у якості середнього коефіцієнта тертя за Зібелем в межах від 0,04 до 0,08.

Існує ряд експериментальних методів визначення констант тертя в процесах обробки металів тиском [161]. Використовуються такі непрямі методи, як осадка кільця [161], деформування Т-подібної деталі, контурна осадка, пряме або зворотне видавлювання, стиснення із зсувом, видавлювання стакану з двома порожнинами (втулки з перемичкою) [161]. Наприклад, робота [162] містить результати по оцінці умови тертя чотирма методами: пряма екструзія, екструзія з двома порожнинами, випробування

на осадку-ковзання та деформування Т-подібного зразка (рис. 1.12). Випробування проводилися в чотирьох лабораторіях паралельно.

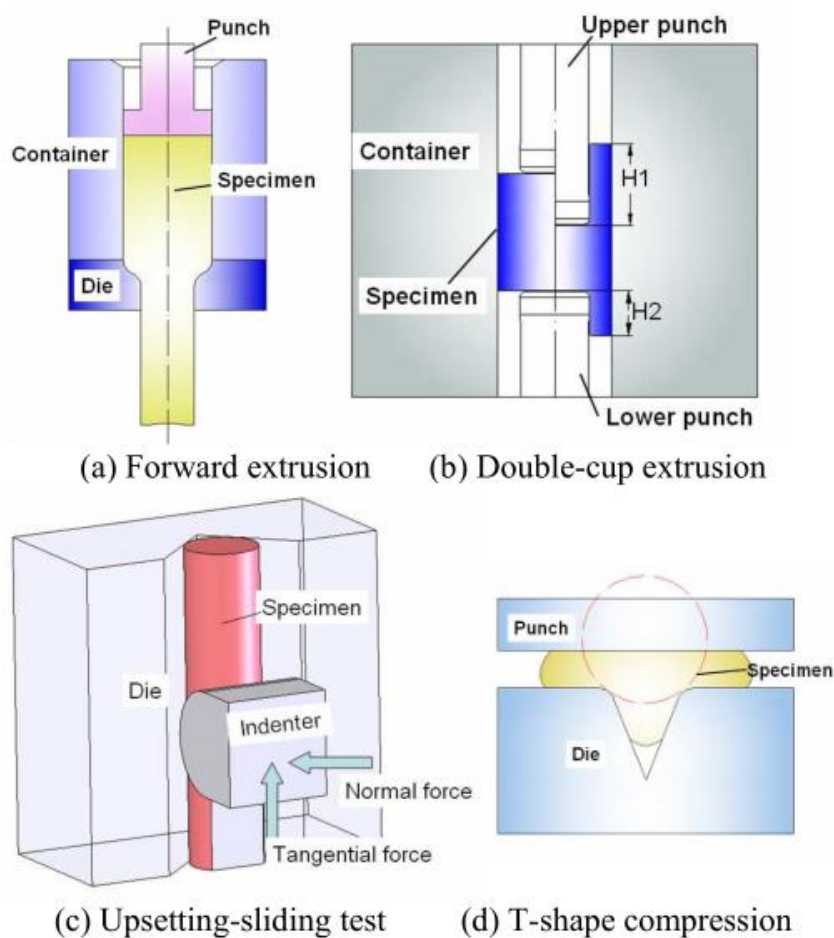


Рис. 1.12 – Методи тестування умов контактної тертя

Відзначено, що вимір тертя при промисловій обробці металів є складною проблемою, тому що випробування на тертя має накласти аналогічні умови на границі розділу інструмент-метал, як і в промислових операціях. І більш нові, на думку авторів, методи також передбачають перерахунки розмірів по результатам випробувань [162].

У зв'язку з цим досить перспективним є забезпечення можливості безпосереднього вимірювання сил пластичного контактної тертя в процесах пластичного деформування за допомогою пластотрибометрів, що розробляються в ДДМА [156, 163], і уточнення на цій основі математичних моделей процесів штампування. Конструкції деяких пристроїв для вимірювання сил тертя дані в роботах [89, 156, 163].

Контактне тертя при обробці тиском істотно впливає на напружено-деформований стан матеріалу заготовки і силу формозміни, тому визначення умов контактної пластичного тертя віднесено до проблемних завдань експериментальної механіки обробки матеріалів тиском.

Однак враховувати вплив контактного тертя при об'ємному деформуванні достатньо важко через вплив великої кількості факторів [1, 16]. Тому при теоретичному аналізі для урахування витрат на подолання сил тертя застосовують найпростіші формули (Кулона і Зібеля). При дослідженні процесів видавлювання з двома або кількома ступенями свободи течії металу такий підхід знижує точність рішення задачі і в багатьох випадках призводить до отримання неадекватної математичної моделі, не дивлячись навіть на високий рівень застосовуваного методу (МСЕ, ЕМВО та ін.) [1, 157, 159]. При поперечному видавлюванні сили тертя в контейнері є спрямованими величинами і можуть бути зареєстровані при ковзанні металу, що переміщається в зону інтенсивної деформації. Тому в чималому ступені сприяє особливість даного способу у вигляді вільного зі стоншенням формування фланця в круговій порожнині.

Разом з тим, всупереч складності визначення та завдання умов контактного тертя, використання контактного тертя в технологічних цілях стало одним з ефективних напрямків інтенсифікації процесів об'ємно-пластичного деформування [1, 18, 89].

Їх вдосконалення з метою розширення діапазону вимірюваних параметрів є досить важливим завданням, актуальним і для теорії та практики ОМТ.

Важливою для процесів холодного об'ємного деформування, що протікають в екстремальних енергосилових і деформаційних режимах є проблема оцінки технологічної деформовності на стадії проектування, яка може бути вирішена за допомогою феноменологічної теорії деформування, що інтенсивно розвивається останнім часом і є, по суті, новим розділом прикладної теорії пластичності [1, 8–14, 164–166]. Зазначена теорія базується на експериментальних даних про механічні властивості матеріалів. Однак до теперішнього часу оцінка пластичності металів при різних напружених станах все ще є білою плямою в технологічній механіці.

Застосування феноменологічних критеріїв руйнування [8–10] можливе, якщо відомі характеристика пластичності досліджуваних матеріалів і напружено-деформований стан (НДС) у пластичній області заготовок, що деформується, в останні роки запропоновані також критерії руйнування, що враховують вплив інваріантів об'ємного напруженого стану [165], відновлення пластичності при проміжних відпалах холоднодеформованого металу [89] і характер НДС при складному немонотонному навантаженні [165].

Надійна оцінка граничних технологічних параметрів залежить як від точності розрахунку НДС, так і від точності представлення пластичності матеріалу за допомогою діаграм або поверхонь пластичності [8, 166].

1.4 Розробка та застосування процесів і оснащення точного об'ємного штампування видавлюванням

Проблеми проектування технологічних процесів і оснащення об'ємного деформування обумовлені зростанням трудомісткості проектних робіт, збільшенням числа порівнюваних варіантів і труднощами їх оцінки на стадії розробки і прийняття найкращого варіанту [26–31, 96, 192]. Подолання цих труднощів технологом можливе шляхом використання сучасних систем автоматизованого проектування (САПР), створення і поповнення інформаційних банків сучасних способів деформування, технологій і конструкцій штампів [21–25, 28, 167–169]. Базою САПР стало комп'ютерне моделювання, при якому завдяки вдосконаленню засобів візуалізації рішень проектування вийшло на новий рівень, коли процес формозміни заготовки можна спостерігати на екрані дисплея. Всі стадії проектування нових систем САД для об'ємного штампування є, як правило, інтерактивними, завдяки чому користувач може змінити будь-яке рішення, зроблене комп'ютером, з урахуванням власного досвіду [89].

Відмінність нових способів ТОШ на основі комбінованого деформування, що містять схеми поперечної течії в тому, що використовуються технологічні інструменти і оснащення принципово іншого ускладненого конструктивного виконання [168–171].

Залежно від орієнтування площині роз'єму матриць до осі пуансону в роботі штампи розділені на штампи з поперечним роз'ємом, штампи з поздовжнім роз'ємом і зі змішаним поздовжньо-поперечним роз'ємом [96].

Технологічні схеми деформування в роз'ємних матрицях характеризується орієнтуванням площині роз'єму матриці по відношенню до осі пуансона, числом площин роз'єму матриці, числом переходів штампування і т.д.

Вибір варіанту розташування площини роз'єму матриці визначається формою поковки, її розмірами, умовами виштовхування з півматриці і технологічністю виготовлення матриці [89, 167, 168].

Стабільність і ефективність процесу видавлювання в значній мірі залежать від конструкції використовуваного штамп.

Штампи з роз'ємними матрицями містять ті ж основні функціональні частини, що і звичайні штампи для поздовжнього видавлювання. Головна відмінність полягає в тому, що штампи з роз'ємними матрицями забезпечені вузлами замикання, призначеними для виконання нової функції затиску півматриць, що утворюють при змиканні робочу

порожнину. Функціональний аналіз штампів і вузлів затиску показує можливість генерування безлічі варіантів їх конструктивного виконання [171].

На основі аналізу форм поковок і особливостей формозміни металу в роботах [167, 169] виділені основні схеми штампування в роз'ємних матрицях. Характерними ознаками прийняті орієнтування площини роз'єму по відношенню до осі деформуючого пуансону, коли площина роз'єму розташована в напрямку руху пуансону або перпендикулярно руху пуансону.

В ДДМА запропоновані конструкції штампів з роз'ємними матрицями для виготовлення порожнистих і стрижневих деталей з потовщеннями або фланцем на зовнішній поверхні [89]. Особливістю нових схем штампів є можливість реалізації нового способу поперечного видавлювання з двосторонньої подачею в рухомій матриці [172]. Для цього при видавлюванні одночасно з пуансоном в тому ж напрямку, але з меншою швидкістю, переміщують роз'ємну матрицю. Для цього використовуються проміжні механізми різного виконання, які слугують для односпрямованого з пуансоном переміщення опорного елемента і напівматриці, забезпечуючи тим самим одночасно затиснення і двосторонню подачу металу в осередок деформації. Ідея застосування важелів була викладена ще в пріоритетному патенті [172] і отримала розвиток в варіаціях конструкції проміжного механізму у вигляді важільних механізмів, гідравлічних перетворювачів і клинових пристроїв [173, 174], а також на базі використання важільних механізмів (пантографів) виготовлені преси для поперечного видавлювання складних деталей типу хрестовин [175].

Приклади впровадження штампів з роз'ємними матрицями свідчать про їхню перспективність і конкурентоспроможність [32, 96, 176]. Завдяки інтенсифікації формозміни і зменшенню числа штампувальних переходів, застосування штампів з роз'ємною матрицею виявляється вигідним навіть для осесиметричних поковок нескладної форми [32].

Для комбінованого радіально-зворотного видавлювання можуть бути ефективні штампи-автомати з перенесенням матриць з робочою позицією на позицію завантаження-видалення, на основі розроблених в ДДМА пристроїв револьверного або 2-х позиційного типу [89, 167, 171, 177].

Оптимізацією конструкції робочого інструмента займалися, в основному, стосовно до схем вільного об'ємного деформування, прямого і зворотного видавлювання [26–31]. Тим часом і для схем видавлювання з роздачою, і для комбінованих способів деформування особлива роль геометрії перехідних крайок матриць і пуансонів до кінця не досліджена.

Вимагають вивчення і схеми штампів, в яких для полегшення роботи замикаючих вузлів виконується підсадка фланця в заключній стадії процесу штампування.

Конструкції спеціалізованих пресів подвійної дії дозволяють значно спростити технологічне оснащення, що використовується, а приклади промислового освоєння вказують на їх досить високу ефективність [32, 96, 168]. Автомат для бокового видавлювання цікавої конструкції розроблено в МГТУ ім. Н. Баумана [176].

Для виробництва поковок зі складною зовнішньою поверхнею зі сплавів кольорових металів ефективні багатоплунжерні преси [32, 96, 129]. Перспективними є преси спеціалізовані активної кінематичної дії [2, 120, 168], а також преси для видавлювання в режимі активного тертя [2, 18].

Інформаційному забезпеченню технологій об'ємного деформування сприяють роботи, присвячені формулюванню основних принципів конструювання і розробки методів проектування та оптимізації технологічних режимів і конструкцій робочого інструмента [25–31, 35, 119, 168].

Для успішного освоєння розглянутих вище технологічних процесів необхідно вирішити низки проблемних завдань дослідного і проектно-конструкторського характеру, основними з яких є наступні:

- підвищення рівня і наукового обґрунтування технологічної підготовки виробництва за рахунок застосування в технологічних розрахунках і проектних рішеннях імітаційного моделювання, елементів прогнозування формоутворення і деформівності заготовок;

- розробка технологічних способів і раціональних режимів деформування в роз'ємних матрицях, що дозволяють скоротити трудомісткість штампування за рахунок інтенсифікації формозміни, комбінування операцій на одній позиції і номенклатури виробів за рахунок отримання деталей більш складної форми;

- розробка і освоєння нових способів деформування, що сприяють інтенсивному опрацюванню та забезпеченню деформовності і якості заготовок; отриманню деталей із заданими властивостями і технологічною спадковістю;

- розробка конструктивних схем оснащення з роз'ємними і рухливими матрицями та спеціалізованого обладнання, що дозволяють реалізувати нові способи деформування і отримувати складнопрофільовані деталі з необхідною точністю, розробка раціональних режимів експлуатації складно навантаженого інструменту для забезпечення надійної роботи штампів.

2. РОЗВИТОК ЕНЕРГЕТИЧНОГО МЕТОДУ БАЛАНСУ ПОТУЖНОСТЕЙ НА ОСНОВІ КІНЕМАТИЧНИХ МОДУЛІВ

2.1 Методика проведення теоретичних досліджень енергетичним методом балансу потужностей та верхньої оцінки

2.1.1 Загальні положення енергетичного методу балансу потужностей та методу верхньої оцінки

Ефективним теоретичним методом вирішення задач об'ємного штампування, як зазначалося раніше, можна вважати енергетичний метод у вигляді методу балансу потужностей (балансу робіт), заснований на застосуванні екстремальних принципів теорії пластичності. До основних переваг ЕМБП можна віднести наочність та оперативність, можливості побудови відповідних функцій і змінних параметрів, що описують конфігурацію заготовки і інструменту, враховують особливості кінематики течії металу, форму та розміри осередків інтенсивної деформації, спираючись на експериментальні дані [1, 3, 136, 139]. В цьому контексті обґрунтованим є реалізація комплексного підходу до дослідження технологічних режимів процесів холодного видавлювання із обов'язковим проведенням низки експериментів як для отримання вихідних даних і розробки відповідних математичних моделей процесів деформування, так і перевірки адекватності отриманих теоретично результатів щодо прогнозування силових режимів, формо- та дефектоутворення.

Основні допущення в рамках застосування ЕМБП [1, 3]:

- однорідність, ізотропність та жорсткопластичність металу, що деформується із $\sigma_s = const$ – істинним напруженням (перехід в пластичний стан визначається величиною інтенсивності напружень σ_i і не залежить від середнього нормального напруження);
- швидкості пластичного деформування пропорційні напруженням, що їх викликають;
- в матеріалі допустимі розриви швидкостей в необмежено тонких шарах, що визначають на поверхнях розриву за умови збереження неперервності нормальних складових швидкостей;
- сили контактної тертя не залежать від нормальних напружень і визначаються згідно закону Зібеля: $\tau_k = \mu_s \sigma_s$ (μ_s – коефіцієнт тертя, $0 \leq \mu_s \leq 0,5$);

• температурними напруженнями і деформаціями, силами тертя та іншими масовими силами нехтують.

Для розрахунку осесиметричних процесів формозміни об'єм заготовки, що деформується, розбивається на осесиметричні кінематичні елементи (модулі), переміщення матеріалу всередині яких може бути описано за допомогою функцій, що визначають КМПШ всередині розглянутого модуля. Дані модулі розглядаються в циліндричній системі координат r, θ, z з урахуванням осьової симетрії і рівності нулю окружної компоненти швидкості $v_\theta = 0$. Кінематично можливі швидкості задаються на підставі попередньо проведених експериментальних досліджень і аналізу особливостей течії металу [1, 3, 4, 139, 89, 177]. При цьому, для осесиметричних кінематичних елементів з прямокутним поперечним перерізом найбільш проста схема побудови КМПШ заснована на припущенні про паралельне переміщення (течію) металу. Якщо складові швидкості уздовж кожного координатного напрямку не залежать від координат за іншими напрямками, тобто $v_z = v_z(z)$, $v_r = v_r(r)$, то компоненти швидкості в загальному вигляді можна визначити за формулами [3]:

$$v_z = C_1 z + C_2; v_r = -0,5 C_1 r + \frac{C_3}{r}; v_\theta = 0, \quad (2.1)$$

де C_1, C_2 та C_3 – довільні сталі.

Обране КМПШ для опису особливостей течії матеріалу всередині кінематичного модуля має відповідати вимогам [3]: кінематично граничному в швидкостях; нестискання та суцільності (нерозривності нормальної компоненти швидкості на поверхні зрізу по обидва боки від неї). Частинним випадком останньої умови є умова рівності величини потоку матеріалу заготовки через поверхню входу в розглянутий кінематичний модуль та через поверхню виходу з нього. Умову нестискання використовують у наступній рівності:

$$\dot{\varepsilon}_{zi} + \dot{\varepsilon}_{ri} + \dot{\varepsilon}_{\theta i} = 0, \quad (2.2)$$

де $\dot{\varepsilon}_{zi} = \frac{\partial V_{zi}}{\partial z}$; $\dot{\varepsilon}_{ri} = \frac{\partial V_{ri}}{\partial r}$; $\dot{\varepsilon}_{\theta i} = \frac{V_{ri}}{r}$ – швидкості відносних лінійних та зсувних $\dot{\gamma}_{rzi} = \frac{\partial V_{zi}}{\partial r} + \frac{\partial V_{ri}}{\partial z}$ деформацій.

Умову суцільності на границях суміжних кінематичних модулів або на границях контакту із інструментом визначають з рівняння [3]:

$$[\Delta V_r] dz - [\Delta V_z] dr = 0, \quad (2.3)$$

де $[\Delta V_r]$ та $[\Delta V_z]$ - величини розриву швидкостей на поверхнях межування.

Наступним етапом після вибору відповідного набору КМПШ для даного процесу є складання основного рівняння енергетичного балансу в потужностях, що зв'язує потужність зовнішніх активних сил $N_a = p \cdot F \cdot v_0$ з потужністю внутрішніх сил:

$$pFv_0 = \sum N_{di} + \sum N_{ci-j} + \sum N_{tj-n}, \quad (2.4)$$

де N_{di} - потужність сил пластичної деформації модуля i ; N_{ci-j} - потужність сил зрізу між сусідніми модулями i та j ; N_{tj-n} - потужність сил тертя, що розвивається на поверхні контакту модуля j з інструментом n .

Потужність, витрачена на пластичну деформацію:

$$N_d = \iiint_V \sigma_s \dot{\epsilon}_i dV, \quad (2.5)$$

$$\dot{\epsilon}_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_r)^2 + (\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_\theta)^2 + (\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_\theta)^2 + \frac{3}{2} \dot{\gamma}_{rz}^2} \quad - \quad \text{інтенсивність}$$

швидкостей деформації в елементарному об'ємі dV , σ_s - напруження текучості, МПа.

Потужність сил зрізу N_{ci-j} на поверхні зрізу F_c між сусідніми модулями i та j :

$$N_{ci-j} = \iint_{F_c} \tau_c [\Delta v_c] dF_c, \quad (2.6)$$

де $[\Delta v_c]$ - величина розриву функції швидкості на елементі; dF_c - поверхні розриву F_c ; $\tau_c = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$ - дотичне напруження на межі зрізу.

Потужність сил тертя, що розвивається на поверхні контакту модуля j з інструментом n :

$$N_{tj-n} = \iint_{G_t} \tau_k [\Delta v_t] dG_t, \quad (2.7)$$

де $[\Delta v_t]$ - величина швидкості тертя поверхні заготовки G_t щодо робочої поверхні інструменту; $\tau_k = 2\mu_s \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$ - контактна дотичне напруження тертя; μ_s - коефіцієнт тертя, ($0 \leq \mu_s \leq 0,5$).

Після підстановки в рівняння (2.4) виразів (2.5) – (2.7) розділимо обидві частини отриманої рівності на множник FV_0 та отримаємо формулу приведенного тиску $\bar{p} = p/\sigma_s$:

$$\bar{p} = \frac{\sum_i N_{di} + \sum_k N_{ci-j} + \sum_j N_{tj-n}}{FV_0\sigma_s}. \quad (2.8)$$

При цьому, приведений тиск є критеріальною величиною, що дозволяє розрахувати незалежно від марки матеріалу для певної схеми деформації величину тиску деформування p і силу деформування P :

$$\begin{aligned} p &= \bar{p} \cdot \sigma_s, \\ P &= p \cdot F, \end{aligned} \quad (2.9)$$

де F – площа перерізу активного деформуючого інструменту.

Основні положення методу верхньої оцінки (плоска задача)

Як було зазначено раніше, одною із варіацій енергетичного методу є метод верхньої оцінки. Для застосування методу верхньої оцінки [1, 3–5, 126, 132, 134, 135] задача зводиться до плоскої із використанням допущень, що визначені для енергетичного методу. Осередок деформації розбивається на ряд жорстких (недеформованих), частіше трикутних блоків; приймається, що напруження тертя τ_k сталі (закон Зібеля), що не залежить від тиску і пропорційне напруженню текучості:

$$\tau_k = 2\mu_s k, \quad (2.10)$$

де μ_s – коефіцієнт тертя, k – постійна пластичності $k = \sigma_s/\sqrt{3}$.

На підставі енергетичного підходу стосовно плоскої задачі формула для визначення приведенного тиску набуває вигляду:

$$\bar{p} = P/2k = \frac{1}{2bv_0} \left(\sum_{n=1}^N v_{ij} l_{ij} + 2\mu \sum_{m=1}^M v_{ik} l_{ik} \right), \quad (2.11)$$

де v_0 – швидкість переміщення інструменту, v_{ij} – швидкість відносного зсуву суміжних трикутних елементів, v_{ik} – швидкість ковзання елементів по контактній поверхні інструменту, b – ширина деформуючого інструменту, l_{ij} і l_{ik} – протяжність границь поверхні відносного зсуву елементів і контактних поверхонь, N – кількість поверхонь зсуву, M – кількість контактних поверхонь.

Метод верхньої оцінки завдяки його гнучкості та оперативності дозволяє повною мірою використовувати процедуру мінімізації

потужності деформування шляхом варіювання одного або декількох параметрів процесу [4, 5, 89, 30, 132, 133, 177]. Також до незаперечних переваг даної модифікації слід віднести можливість прогнозування дефектоутворення у вигляді утягнення та прострелів. Отримані критичні співвідношення, що відповідають появі подібного роду дефектів, отримані згідно визначення їх геометричного розташування, мають зазвичай завищені оцінки у порівнянні із експериментально отриманими даним, однак їх простота дозволяє користуватися ними для початкового аналізу [133, 135, 178, 179].

2.1.2 Метод кінематичних модулів

В основі методу кінематичних модулів (МКМ) як ефективною варіації ЕМБП лежить математична модель, яка складається з локальних елементів - уніфікованих кінематичних модулів необхідної форми [89, 144–146, 177, 180]. Маючи в наявності банк уніфікованих кінематичних модулів із повним комплектом розрахунків приведенного тиску деформування, можна оперативно реагувати на всі зміни в розрахунковій схемі, викликані зміною форми деталі або конфігурації інструменту. У деяких випадках, доцільно проводити об'єднання декількох кінематичних модулів і розглядати отримані окремі комплекси у якості самостійних блоків, це є особливо актуальним для моделювання процесів видавлювання з наявністю об'єднаного, транзитного або комбінованого ОД.

Використовуючи дані щодо окремих складових кінематичних модулів, можна визначити приведений тиск деформування всієї розрахункової схеми процесу як деяку функцію декількох параметрів, за якими в подальшому можлива оптимізація [180]. Таким чином, отримання приведенного тиску деформування в аналітичному вигляді надає можливість вирішити питання пошуку комплексу оптимальних технологічних параметрів, в тому числі оптимальної конфігурації інструменту, що дозволить знизити силу деформування, забезпечити дотримання розмірів напівфабрикату та уникнути дефектоутворення. Для кінематичних модулів прямокутної форми відомі приведені тиск деформування з урахуванням потужності сил деформування, зрізу та тертя, що значно спрощує подальші розрахунки приведенного тиску деформування всієї розрахункової схеми досліджуваного процесу. Фрагмент відомих розрахунків продемонстровано нижче (табл. 2.1).

Таблиця 2.1 – Схема кінематичних модулів прямокутної форми та КМПШ

Схема модулю та КМПШ	Приведений тиск
 <p>КМПШ: $\begin{cases} v_z = -\frac{V_1}{h}z, \\ v_r = \frac{V_1}{2h}r - \frac{V_1 R_1^2}{2hr}. \end{cases}$</p>	$\Delta \bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{R_1^2}{(R_2^2 - R_1^2)} \left[\frac{\sqrt{3R_2^4 + R_1^4}}{R_1^2} - \ln \left \frac{\sqrt{3 \cdot R_2^4 + R_1^4} + R_1^2}{3 \cdot R_2^2} \right - 2 \right]$ <p>Тиски тертя або зрізу:</p> $\Delta \bar{p}_{a1} = \Delta \bar{p}_{a2} = \frac{2\mu_s (R_0 - R_1)}{3\sqrt{3} \cdot h (R_2^2 - R_1^2)} (2R_2^2 - R_2 R_1 - R_1^2)$ $\Delta \bar{p}_{a3} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{h R_2}{R_2^2 - R_1^2}$ $\Delta \bar{p}_{a4} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{h R_1}{R_2^2 - R_1^2}$ $\bar{p}_a = \Delta \bar{p} + \Delta \bar{p}_{a1} + \Delta \bar{p}_{a2} + \Delta \bar{p}_{a3} + \Delta \bar{p}_{a4}$

Ускладнення форми кінематичних модулів призводить зазвичай до ускладнення математичного апарату обчислень складових енергетичного рівняння, а це унеможливорює отримання приведенного тиску деформування в аналітичному вигляді. Таким чином, залишається відкритим питання спрощення інтенсивності швидкостей деформації та розробки прийомів наближеної верхньої оцінки перш за все потужності сил деформування.

2.1.3 Прийоми спрощення розрахунків приведенного тиску деформування кінематичних модулів складної конфігурації

Використання більш складних кінематичних модулів у математичних розрахункових моделях ЕМБП з одного боку дозволяє точніше описати реальну форму контактних поверхонь інструменту та поверхні розділу течії матеріалу всередині заготовки при розрахунку силових параметрів процесу та прогнозуванні формоутворення в процесі деформування, з іншого зазвичай не дозволяє отримати функцію приведенного тиску деформування в аналітичному вигляді. Для вирішення цього питання в рамках використання ЕМБП запропоновані методи спрощення оцінки потужності сил деформування.

Для знаходження потужності сил деформування всередині кінематичного модуля використовують способи лінеаризації інтенсивності швидкості деформації, що значно спрощує інтегрування і надає можливість отримати результат у аналітичному вигляді. Якщо при обраному КМПШ можливо визначити єдину в межах модуля найбільшу за

модулем компоненту швидкостей відносних деформацій, то доцільним є застосування лінеаризованих залежностей [3, 139]. Найуживанішим прийомом є використання лінеаризації виразу, до складу якого входять дві довільні функції T_1 і T_2 , із відносною помилкою, що не перевищує 6% у наступних виглядах:

$$\sqrt{T_1^2 + T_2^2} \approx |T_1| + 0,4 \cdot |T_2| \quad \text{за умови } |T_1| > |T_2| \quad (2.12)$$

або

$$\sqrt{T_1^2 + T_2^2} \approx |T_1| + 0,5 \cdot \frac{T_2^2}{|T_1|} \quad \text{при } |T_1| > |T_2|. \quad (2.13)$$

Відомі наступні лінеаризовані вирази інтенсивності швидкостей деформації в циліндричних координатах з відносною помилкою, що не перевищує 10%:

$$\sqrt{3}\dot{\varepsilon}_i = \begin{cases} |\xi| + 0,4 \cdot |\dot{\gamma}_{rz}| & \text{при } |\xi| > |\dot{\gamma}_{rz}|; \\ 0,4 \cdot |\xi| + |\dot{\gamma}_{rz}| & \text{при } |\xi| < |\dot{\gamma}_{rz}|, \end{cases} \quad (2.14)$$

$$\text{де } \frac{\sqrt{3}}{2}\xi = \begin{cases} \dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta & \text{при } |\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta| > |\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z|; \\ \dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z & \text{при } |\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z| > |\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta|; \text{ якщо } (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta)(\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z) > 0; \\ \dot{\varepsilon}_{zr} - \dot{\varepsilon}_\theta & \text{при } (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta)(\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z) < 0. \end{cases}$$

Однак виявлено складнощі у застосуванні даних прийомів спрощення оцінки потужності сил деформування всередині кінематичних модулів трапецеїдальної форми з похилими прямолінійними або криволінійними межами. Це стосується по-перше складнощів у визначенні єдиної в межах всього кінематичного модуля заміни для обраного лінеаризованого виразу складових згідно з умовами (2.14). Також не проведено досліджень, які перевіряють вплив такої заміни на отримані в подальшому оптимальні значення приведенного тиску деформування та комплекс геометричних співвідношень, що йому відповідають. Тому питання раціональності використання лінеаризації як раціонального прийому спрощення оцінки потужності сил деформування залишається відкритим.

Іншим ефективним прийомом для отримання верхньої оцінки потужності сил деформування є використання нерівності Коші – Буняковського:

$$I = \iiint_V \dot{\varepsilon}_i dV = \iiint_V \sqrt{F_1^2 + \dots + F_n^2} dV, \quad (2.15)$$

де $\dot{\varepsilon}_i$ – інтенсивність швидкостей деформації в елементарному об'ємі dV .

Інтеграли вигляду (2.15), зазвичай, не виражаються в елементарних функціях, тому використовують заміну з двосторонньою оцінкою точності [139, 181, 182]:

$$\sqrt{\left(\iiint_V |F_1| dV\right)^2 + \dots + \left(\iiint_V |F_n| dV\right)^2} \leq I \leq \sqrt{V \left[\iiint_V (F_1^2 + \dots + F_n^2) dV\right]}. \quad (2.16)$$

Для зменшення похибки обчислень можна використовувати кубатурну формулу наступного вигляду [182]:

$$\iiint_V \sqrt{F_1^2 + \dots + F_n^2} dV \leq \sqrt{2V(\sqrt{I_1 I_3} + I_2)}, \quad (2.17)$$

$$\text{де } I_1 = \iiint_V (1-f)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dV,$$

$$I_2 = \iiint_V f(1-f) (F_1^2 + \dots + F_n^2) dV, \quad I_3 = \iiint_V f^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dV.$$

Вважаючи, що об'єм V циліндричного модуля $0 \leq \theta \leq 2\pi$, $R_1 \leq r \leq R_2$ обмежений поверхнями $z_1 = 0$, $z_2 = z(r)$ в циліндричній системі координат r, θ, z , отримуємо $f = \frac{z}{z(r)}$. Отже, вираз (2.17) приймає вигляд:

$$\begin{cases} I_1 = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \left(1 - \frac{z}{z(r)}\right)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz, \\ I_2 = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \frac{z}{z(r)} \left(1 - \frac{z}{z(r)}\right) (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz, \\ I_3 = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \left(\frac{z}{z(r)}\right)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz. \end{cases} \quad (2.18)$$

При вирішенні практичних задач значення визначених інтегралів (2.18) доцільно представити в наступному вигляді:

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz, \\ B = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \frac{z}{z(r)} (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz, \\ C = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \left(\frac{z}{z(r)} \right)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz. \end{array} \right. \quad (2.19)$$

Із урахуванням (2.19) вирази, що входять в праву частину кубатурної формули (2.17), приймають такий вигляд:

$$I_1 I_3 = (A - 2B + C)C, \quad I_2 = B - C. \quad (2.20)$$

Після інтегрування виразів (2.19) з'являється можливість отримання потужності пластичної деформації в аналітичному вигляді, що дозволяє проводити подальшу оптимізацію технологічних параметрів процесів. Відносна похибка розрахункових формул (2.17) та (2.15) не перевищує 1,5% та 3–12% відповідно. Крім цього, для чисельного розрахунку інтегралів можна застосовувати теорему про середнє значення потрійного інтегралу, формули трапеції і Сімпсона і т.п. Для кінематичних модулів складної форми особливо із наявністю криволінійних меж може виникати необхідність у додаткових прийомах спрощення і перетворення виразів потужності сил зрізу і тертя, що також може суттєво обмежувати подальшу оптимізацію повної величини приведенного тиску деформування за технологічними параметрами.

Інший дієвий прийом спрощення потужності сил деформування полягає в підборі «вдалих» функцій (або сімейства функцій), які описують форми похилої межі та дозволяють отримати вираз інтенсивності потужності сил деформування у вигляді, прийнятному до подальшого інтегрування. Такий прийом продемонстрований у роботах [183, 184] для кінематичного модуля I-B з криволінійною межею, що знаходиться із диференціального рівняння вигляду:

$$F''(z)F(z) - 3[F'(z)]^2 = 2M F'(z)F(z). \quad (2.21)$$

В результаті розв'язання (2.21) та використання граничних умов, отримуємо вигляд похилої межі:

$$F(z, M) = \frac{A}{\sqrt{B - C e^{2M(z-h_1)}}}, \quad (2.22)$$

де A , B та C – визначені геометрично розмірами трапецеїдального кінематичного модуля, M - параметр, що визначає форму похилої межі.

Після перетворень виразу інтенсивності швидкості деформування вдається знайти потужність сил деформування у аналітичному вигляді. Однак слід відслідковувати відповідність форми кривої, що визначає похилу межу, властивостям поверхні розподілу течії металу, в тому числі з огляду напрямку монотонності та вгнутості (опуклості). Даний метод є ефективним для похилої межі, заданої як функція $F=F(z)$ та вимагає більшої уваги дослідників з точки зору виявлення його раціональності та обмежень щодо застосування.

Можливість отримання приведенного тиску деформування всієї розрахункової схеми досліджуваного процесу в аналітичному вигляді дозволяє використовувати екстремальні властивості КМПШ, визначаючи значення параметрів з умови мінімуму функції приведенного тиску. Якщо приведений тиск деформування є функцією двох змінних вигляду $\bar{p} = \bar{p}(x, a)$, тоді пошук критичних (стаціонарних) точок зводиться до розв'язання системи рівнянь:

$$\begin{cases} \frac{d\bar{p}}{dx} = 0, \\ \frac{d\bar{p}}{da} = 0. \end{cases} \quad (2.23)$$

В результаті розв'язку системи рівнянь (2.23) отримаємо стаціонарні точки вигляду (x_i, a_i) . Для більш простого варіанту задавання функції приведенного тиску деформування як функції однієї змінної, до розгляду включають і точки, в яких похідна не існує. Надалі, відібравши ті з них, які відповідають обмеженням, що накладаються на параметри даного процесу, для висновку про наявність в них мінімуму функції продовжують дослідження, виходячи з достатньої умови існування екстремуму функції двох змінних. Також можна досліджувати на мінімум функцію як функцію трьох і більше змінних. Однак з огляду на ускладнення обчислень при збільшенні параметрів оптимізації, в процесах ОМТ найчастіше розглядають приведений тиск деформування як функцію однієї або двох змінних. Таким чином, отримання аналітичного виразу приведенного тиску деформування кінематичних модулів складної форми забезпечить оперативність всієї розрахункової схеми із визначення оптимальних технологічних параметрів.

До питання аналізу процесів комбінованого видавлювання з урахуванням зміцнення матеріалу

Одним з можливих шляхів врахування характерного для процесів холодного видавлювання ефекту зміцнення є використання методу, запропонованого Р. Хіллом [1, 4]. Істинне значення напруження текучості визначають на основі отриманих інтенсивності деформації і кривих зміцнення або емпіричних залежностей, побудованих для використовуваних матеріалів. Якщо допустити, що тертя по поверхні контакту відсутнє (або незначне), тобто практично не впливає на розподіл деформацій в осередку деформації, то середнє значення інтенсивності деформацій можна знайти, використовуючи наступну формулу [3, 4]:

$$(e_i)_{cp.} = \bar{p}. \quad (2.24)$$

Використання формули (2.24) для визначення середнього значення інтенсивності деформацій можна вважати прийнятним для простих схем видавлювання, таких як радіальне і зворотне видавлювання. Однак дане припущення в процесах комбінованого видавлювання призводить до значних (близько 25% і вище) розбіжностей значень сили видавлювання, отриманої за методикою Р. Хілла, з наявними експериментальними даними. Для радіального видавлювання задовільні середні оцінки ступеня деформації дозволяють враховувати значення ходу пуансона, максимальних (переважаючих) компонент деформацій в центральній зоні осадження і у фланцевій зоні роздавання або обтиснення кільця. Для процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу, більш доцільним є введення коефіцієнтів урахування середнього значення інтенсивності деформацій простих складових схем. Істинне значення напруження текучості σ_s матеріалу заготовки з урахуванням деформаційного зміцнення отримують на основі діаграм зміцнення для обраних матеріалів в залежності від середнього ступеня деформації. Поряд з використанням найпростішої степеневі залежності виду $\sigma_s = C e_i^n$ апроксимацію кривої зміцнення можна виконувати за такими формулами:

$$\sigma_s = \sigma_{s0} + C e_i^n, \quad (2.25)$$

де σ_{s0} , C , n – постійні (коефіцієнти) матеріалу, що визначені кривою зміцнення.

2.2 Розширення можливостей використання кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми

2.2.1 Основні ознаки кінематичних модулів із непаралельною течією

Класифікацію (групування) кінематичних модулів прямокутної форми в основному виконували за розташуванням в розрахунковій схемі (осьовий та кільцевий), наявності (або відсутності) зміни напрямку течії від радіальної до поздовжньої (чи навпаки) та наявності однієї або декілька швидкостей на поверхнях входу (виходу) для даного кінематичного модуля (рис. 2.1). КМПШ осьових модулів відрізнялися від КМПШ неосьових модулів врахуванням обмеження щодо визначення їх складових при $r = 0$, при цьому для цих кінематичних модулів зміна напрямку течії на протилежний (інверсія) не впливала на подальші розрахунки. Ускладнення уніфікованих кінематичних модулів проводилося надалі введенням декількох вхідних та вихідних швидкостей, що в свою чергу призводило до ускладнення математичного апарату. При цьому не зверталось увага на наявність зон контакту із заготовкою та інструментом, в загальному випадку знаходили потужності сил деформування та складових зрізів, частину яких за умови переходу межі у поверхню контакту заготовки та інструменту перетворювали за допомогою введення додаткового множника $2 \mu_s$ (табл. 2.1).

Розширення бази кінематичних модулів за рахунок використання похилих меж відбувалося з огляду на потреби опису складної течії металу всередині заготовки (особливо із зміною напрямку від поздовжнього до радіального чи навпаки) та ускладненням форми поверхні контакту інструменту та заготовки [183–186]. Використовуючи експериментальні дані щодо викривлення ділильної сітки та розподілу деформацій, аналізу НДС всередині заготовки, велись пошуки побудови КМПШ кінематичного модуля необхідної форми. Однак побудовані кінематичні модулі складної форми (трапецеїдальні або трикутні) досліджувалися в межах розрахункової схеми процесу, подальший аналіз узагальнених властивостей та характеристик або особливостей вбудовуваності в інші схеми, не проводився. Таким чином, отримані результати обмежувались використанням певного вузького кола задач, відсутність аналізу властивостей та доцільності їх використання за інших умов (нових комбінацій чи схем) зменшував цінність отриманих результатів. На даний час база кінематичних модулів містить цілу низку трапецеїдальних та трикутних блоків, використання яких було продемонстровано в роботах [89, 149–151, 184, 185]. Однак систематизації за

ознаками, властивостями, особливостями даних кінематичних модулів проведено не було, що вимагає додаткових досліджень із виокремлення основних характеристик модулів та їх класифікації.

Продемонструвати виявлення узагальнених ознак для низки найуживаніших кінематичних модулів, що використовуються при моделюванні процесів радіально-поздовжнього видавлювання, можна згідно узагальненої розрахункової схеми (рис. 2.1) та виявлених характеристик та ознак узагальнення (табл. 2.2). До основних ознак кінематичних модулів прийнято відносити форму, розташування, кількість ступенів свободи течії, наявність похилих меж та їх варіативність або обмеження найпростішим випадком наявності прямолінійної похилої межі. Згідно аналізу попередніх досліджень, основні кінематичні модулі з двома ступенями свободи течії використовують у вигляді I-B або II-B (табл. 2.2), також присутній поділ за розташуванням (осьовий I-A або кільцевий II-B), формою (трикутний в перерізі у вигляді III-B або трапецеїдальний I-A) та наявністю криволінійних або прямолінійних (та їх кількості) меж у вигляді різновидів IV-B (з двома криволінійними межами) та однією прямолінійною у вигляді, наприклад, для типу III-B або I-A. Однак для можливості оперативного вбудовування в нові розрахункові схеми комбінованого видавлювання постають питання, що пов'язані із необхідністю відображення складної конфігурації інструменту або форми розділу течії металу всередині заготовки при зміні течії металу від поздовжнього до поперечного напрямку та навпаки. Також виявлена необхідність у дослідженні обмежень на форми похилої межі для кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми, та конфігурацію суміжних кінематичних модулів.

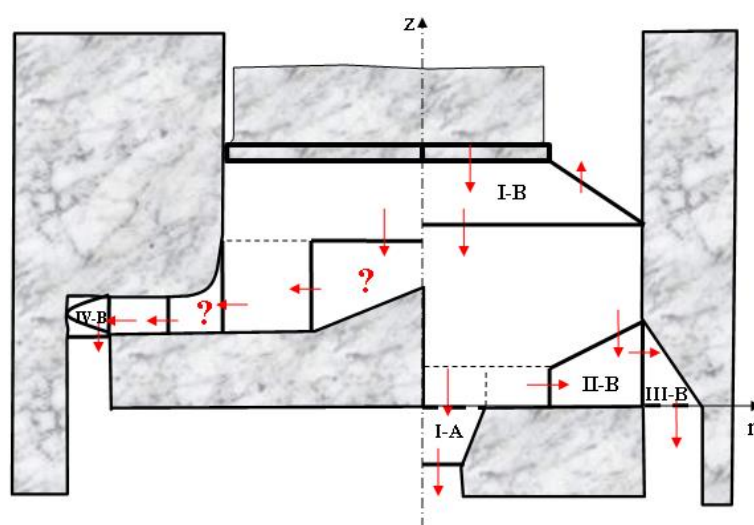


Рис. 2.1 – Узагальнена схема комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання

До кінематичних модулів, що враховують форму інструменту із наявністю фасок або заокруглень, але не розроблені на даний час, відносять осьовий модуль зони розвороту до радіальної течії та кільцевий модуль із наявністю заокруглення формування фланцевої зони, що позначені знаками питання на узагальненій розрахунковій схемі (рис. 2.1, кінематичні модулі позначені знаком питання). Таким чином, більш глибокий аналіз властивостей відомих кінематичних модулів складної форми дозволить подолати окреслені проблеми та сприятиме розширенню можливостей використання МКМ в розрахунках процесів комбінованого видавлювання.

2.2.2 Дослідження осьових та кільцевих узагальнених трапецеїдальних кінематичних модулів

До основних класифікаційних ознак кінематичних модулів складної конфігурації відносять форму та розташування модуля. З точки зору подальшого застосування варіативність підтипів трапецеїдального модуля вигляду II-A (табл. 2.2) можна продемонструвати наступним чином (рис. 2.2). Для даного кінематичного модуля із урахуванням осьового перерізу поверхні контакту інструменту та заготовки у вигляді похилої межі можливі вказані варіанти. Інші варіанти, наприклад, фіксованого кута нахилу β підтипу I-1 із зміною течії металу із відцентрової на доцентрової (як у випадку I-2) не розглядаємо з огляду на невизначеність із подальшим можливим варіантам застосування. Це стосується і наявності криволінійної похилої межі для кінематичних модулів у двох варіаціях II-1 та II-2 (рис. 2.2). КМПШ узагальненого трапецеїдального кінематичного модуля для обраних позначень (індекс i відповідає поверхні входу у кінематичний модуль, а індекс $(i+1)$ – поверхні виходу) приймає вигляд:

$$\begin{cases} V_z = \frac{R_i h_i V_i}{r z^2(r)} z'(r) \cdot z, \\ V_r = \frac{R_i h_i V_i}{r z(r)}, \end{cases} \quad (2.26)$$

де $z(r)$ – будь-яка крива, що проходить через точки (R_i, h_i) та (R_{i+1}, h_{i+1}) .

Таким чином, введені вище позначення індексів поверхонь входу та виходу з кінематичного модуля вигляду II-A (табл. 2.2) можуть бути використані для всіх його можливих підтипів. Знайдемо вирази $\dot{\epsilon}_z$, $\dot{\epsilon}_r$, $\dot{\epsilon}_\theta$,

$\dot{\gamma}_{rz}$ та інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ для даного кінематичного модуля із узагальненого КМПШ (2.26):

Таблиця 2.2– Кінематичні модулі складної форми

Група	А	В
I		
II		
III		
IV		

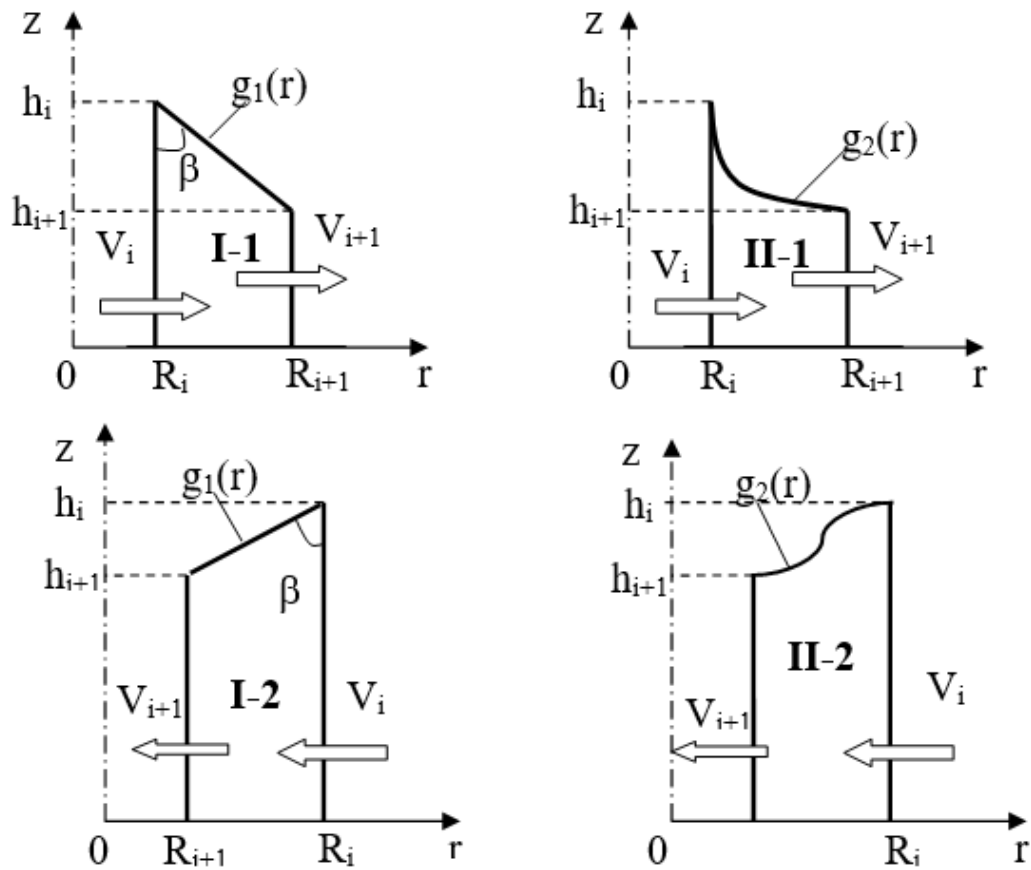


Рис. 2.2 – Варіативність кінематичного трапецеїдального модуля типу II-A

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_z = \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r \cdot z^2(r)} \cdot z'(r), \\ \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r^2 \cdot z(r)}, \\ \dot{\varepsilon}_r = -\frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r^2 \cdot z(r)} - \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r \cdot z^2(r)} \cdot z'(r), \\ \dot{\gamma}_{rz} = -\frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i \cdot (z''(r) \cdot r \cdot z(r) - z'(r) \cdot (z(r) + 2r \cdot z''(r)))}{r^2 \cdot z^3(r)}. \end{cases}, \quad (2.27)$$

$$\text{де } \dot{\varepsilon}_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{(\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_r)^2 + (\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_\theta)^2 + (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta)^2 + 1,5 \cdot \gamma_{rz}^2}. \quad (2.28)$$

Для найпростішого варіанту задавання у вигляді лінійної функції маємо:

$$g_1(r) = k(r - R_i) + h_i, \quad (2.29)$$

$$\text{де } g_1'(r) = \frac{h_{i+1} - h_i}{R_{i+1} - R_i} = k = \begin{cases} -\frac{1}{\operatorname{tg}\beta} < 0 & \text{для } I-1 \\ \frac{1}{\operatorname{tg}\beta} > 0 & \text{для } I-2 \end{cases}$$

Для $g_1(r)$ маємо при $g_1''(r) = 0$, тоді отримуємо спрощені вирази (2.27) та (2.28):

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_z = \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r \cdot g_1^2(r)}, \\ \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r^2 \cdot g_1^2(r)}, \\ \dot{\varepsilon}_r = -\frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r^2 \cdot g_1(r)} - k \cdot \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r \cdot g_1^2(r)}, \\ \dot{\gamma}_{rz} = -k \cdot \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r^2 \cdot g_1^3(r)} \cdot [g_1(r) + 2k \cdot r] \end{cases} \quad (2.30)$$

Потужність сил деформування за верхньою оцінкою (2.15) має вигляд:

$$N_\partial \leq \sigma_s \cdot \sqrt{V \cdot \iiint_V \varepsilon_i^2 dV}, \quad (2.31)$$

$$\text{де } V = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{g_1(r)} dz = 2\pi \cdot \left[k \frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} + \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} A \right], \quad A = h_i - k \cdot R_i.$$

Отримуємо остаточний вираз верхньої оцінки потужності сил деформування згідно (2.30) та (2.31), потужності сил зрізу у вигляді:

$$\begin{aligned} N_\partial \leq & \frac{2\sqrt{2}}{3} \pi \sigma_s |V_i| R_i h_i \sqrt{\left(A \cdot \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} + k \cdot \frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} \right) \times} \\ & \times \sqrt{\left(\frac{12 + k^2}{4 \cdot A} \cdot \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_{i+1}^2} \right) + \frac{k \cdot (5 \cdot k^2 + 24)}{2A^2} \cdot \left(\frac{1}{R_{i+1}} - \frac{1}{R_i} \right) + \frac{k^2 \cdot (1 + k^2)}{A} \cdot \left(\frac{1}{(A + k \cdot R_{i+1})^2} - \frac{1}{h_i^2} \right) \right) +} \\ & \left[\frac{4 \cdot k^2 (2 + k^2)}{A^2} \cdot \left(\frac{1}{A + k \cdot R_{i+1}} - \frac{1}{h_i} \right) + \frac{k^2 (40 + 13 \cdot k^2)}{2 \cdot A^3} \cdot \left[\ln \frac{R_{i+1}}{R_i} + \ln \left| \frac{h_i}{A + k \cdot R_{i+1}} \right| \right] \right] \end{aligned} \quad (2.32)$$

$$N_{c_i} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_i \int_0^{h_i} |V_z|_{r=R_i} dz = |kV_i| \cdot \frac{\pi \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}}; \quad (2.33)$$

$$N_{c_{i+1}} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_{i+1} \int_0^{h_{i+1}} |V_z|_{r=R_{i+1}} dz = |kV_i| \cdot \frac{\pi\sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}}. \quad (2.34)$$

Маємо властивість $N_{c_i} = N_{c_{i+1}}$, яка справджується для лінійно заданої похилої межі у вигляді $g_1(r)$ (2.29) із гострим та тупим кутом нахилу.

Потужності сил тертя на поверхнях контакту заготовки із інструментом приймають вигляд:

$$N_t = \frac{2\mu_s\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} |V_r| dr = \frac{4\pi\mu_s\sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}} \cdot \int_{R_i}^{R_{i+1}} \left| \frac{V_i dr}{k(r-R_i) + h_i} \right| = \frac{4\pi\mu_s\sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}} \cdot \left| \frac{V_i}{k} \ln \left[\frac{h_{i+1}}{h_i} \right] \right|; \quad (2.35)$$

$$N_{t\triangleright} = \left[\begin{aligned} & \frac{2\mu_s\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_{\Delta F} \sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2} dF = \frac{2\mu_s\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} (1+k^2) |V_z| r dr = \\ & = (1+k^2) \cdot \left[\frac{4\pi\mu_s\sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}} \left| \frac{V_i}{k} \ln \frac{h_{i+1}}{h_i} \right| \right] \end{aligned} \right]. \quad (2.36)$$

Маємо виконання функціонального зв'язку потужності сил тертя на прямолінійній похилій межі із потужністю сил тертя на горизонтальній межі контакту заготовки та інструменту у наступному вигляді:

$$N_{t_{\text{накл}}} = (1+k^2) \cdot N_t. \quad (2.37)$$

Як бачимо, інтенсивність швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ має громіздкий вигляд (2.27) як для узагальненого КМПШ, так і для найпростішого варіанту із лінійною функцією межі $g_1(r)$. У якості верхньої оцінки потужності сил деформування запропоновано формулу Коші-Буняковського у вигляді (2.32). Для узагальненого КМПШ знайдено вираз об'єму кінематичного модуля із криволінійною межею у вигляді $g_2(r)$:

$$V = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{g_2(r)} dz = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r g_2(r) dr. \quad (2.38)$$

Зазначимо, що вираз оцінки потужності сил деформування для криволінійної межі можна знайти за умови обрання конкретної кривої, використовуючи запропоновані вище прийоми спрощення.

Однак, якщо у якості похилої межі використовувати чверть кола радіусу R , то функція $z(r)$ та її похідна приймає вигляд:

$$z(r) = h_i + R - \sqrt{R^2 - (r - (R_i + R))^2}, \quad (2.39)$$

$$z'(r) = \frac{r - (R_i + R)}{\sqrt{R^2 - (r - (R_i + R))^2}}. \quad (2.40)$$

Зазначимо, що для умов задавання функції у вигляді (2.39) маємо, що $z'(R_i)$ у вигляді (2.40) не існує, тому подальші розрахунки складових енергетичного рівняння неможливі. Тому із множини функцій, які рекомендовано обирати у якості похилої межі, функцію вигляду (2.39), що визначає чверть кола, виключаємо із подальшого розглядання.

Для довільно завданої функції $g_2(r)$ отримаємо:

$$N_{c_i} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_i \int_0^{h_i} |V_z|_{r=R_i} dz = |g'_2(R_i) \mathcal{V}_i| \cdot \frac{\pi \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}}; \quad (2.41)$$

$$N_{c_{i+1}} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_{i+1} \int_0^{h_{i+1}} |V_z|_{r=R_{i+1}} dz = |g'_2(R_{i+1}) \mathcal{V}_i| \cdot \frac{\pi \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}}. \quad (2.42)$$

Властивість $N_{c_i} = N_{c_{i+1}}$ не справджується для нелінійно заданої похилої межі у загальному вигляді, однак функціональна залежність є:

$$N_{c_{i+1}} = \left| \frac{g'_2(R_{i+1})}{g'_2(R_i)} \right| \cdot N_{c_i}. \quad (2.43)$$

Для потужності сил тертя на поверхні контакту заготовки та інструменту для довільно заданої похилої межі обчислення ускладнюються, в загальному вигляді отримаємо:

$$N_t = \frac{2\mu_s \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} |V_r| dr = \frac{4\pi \mu_s \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}} \cdot \int_{R_i}^{R_{i+1}} \left| \frac{V_i}{g_2(r)} \right| dr; \quad (2.44)$$

$$N_{t\triangleright} = \frac{2\mu_s \sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_{\Delta F} \sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2} dF = \frac{2\mu_s \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} \left(1 + g_2^2(r) \right) \left| \frac{V_i}{g_2(r)} \right| r dr. \quad (2.45)$$

Для узагальненого вигляду похилої криволінійної межі $g_2(r)$ треба розглядати окремі випадки задавання у вигляді конкретних функцій та доопрацьовувати вирази потужності деформування (із отриманням верхньої оцінки за аналогією із найпростішим випадком) та сил зрізу (2.41), (2.42) і тертя (2.44) та (2.45).

Таким чином, для найпростішого варіанту задавання похилої межі у вигляді лінійної функції із урахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування (2.32) та інших складових (2.33) - (2.36) можна отримати

аналітичний вигляд приведенного тиску деформування даного кінематичного модуля у вигляді:

$$\bar{p} = \frac{N_{\partial} + 2N_{ci} + N_{td}(2+k^2)}{2\pi\sigma_s|V_i|R_i h_i}. \quad (2.46)$$

Вираз приведенного тиску деформування (2.46) є цілком інформативним згідно із виокремленими підтипами даного трапецеїдального кінематичного модуля з прямолінійною похилою межею.

З огляду використання у розрахункових схемах процесів холодного видавлювання, маємо наступне. Дане КМПШ охоплює всі можливі варіанти використання кінематичного модуля у якості зовнішнього, а для прямолінійної межі у вигляді I-1 та I-2 відображає наявність фаски на матриці. При цьому, якщо розглядати варіативність кута нахилу фаски, тоді можна ставити питання оптимізації за цим параметром величини приведенного тиску деформування. Це надає можливості говорити про пошук оптимальної конфігурації інструменту. У якості кривих узагальненого КМПШ можна використовувати криві, що задовольняють умову існування $z'(R_i)$. Найпростішим варіантом задавання похилої межі є лінійна функція, для якої виокремлено властивість рівності потужності сил деформування на поверхнях входу та виходу (для криволінійної межі ця властивість не справджується). Необхідним є додаткове дослідження можливості заміни чверті кола у вигляді деякої наближеної кривої, що розширить межі використання кінематичного модуля. Необхідність використання наближених оцінок вимагає порівняння застосування декількох з них та обґрунтування раціональнішої з них.

Найуживанішим трапецеїдальним кінематичним модулем з одним ступенем свободи течії металу є внутрішній осьовий вигляду I-A (табл. 2.2, рис. 2.3) [187].

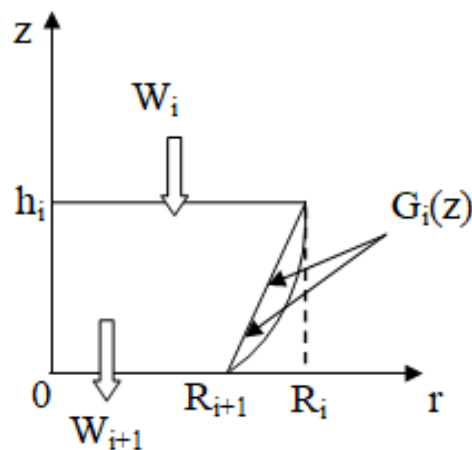


Рис. 2.3 – Осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль

З огляду на використання в загальних розрахункових схемах процесів із наявністю поздовжньої течії металу, виокремимо наступні варіації за напрямком течії металу через об'єм кінематичного модуля та найпростішої форми похилої межі (рис. 2.4), використання у якості похилої межі деяких кривих за аналогією (рис. 2.2) будемо позначати як II-1 та II-2.

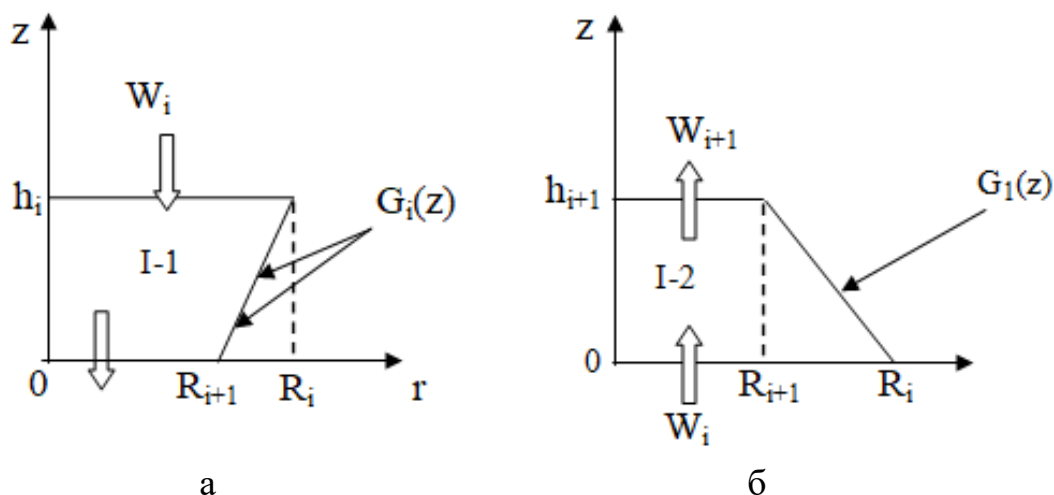


Рис. 2.4. – Варіативність осевого трапецеїдального кінематичного модуля у вигляді I-1 (а) та I-2 (б)

За аналогією із попереднім кінематичним модулем вигляду I-A, можна розглядати дві основні варіації для прямолінійної межі I та криволінійної межі II із урахуванням можливості зміни напрямку течії з прямого на зворотній.

Узагальнене КМПШ має вигляд:

$$\begin{cases} V_z = W_i \frac{R_i^2}{G_i^2(z)}, \\ V_r = W_i \frac{r \cdot R_i^2}{G_i^3(z)} G_i'(z). \end{cases} \quad (2.47)$$

де $G_i(z)$ - довільна крива.

Маємо вирази $\dot{\varepsilon}_z$, $\dot{\varepsilon}_r$, $\dot{\varepsilon}_\theta$, $\dot{\gamma}_{rz}$ та інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ для даного кінематичного модуля із узагальненого КМПШ (2.47):

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\varepsilon}_z = -W_i \frac{2R_i^2}{G_i^3(z)} \cdot G_i'(z), \quad \dot{\varepsilon}_r = W_i \frac{R_i^2}{G_i^3(z)} G_i'(z), \\ \dot{\varepsilon}_\theta = W_i \frac{R_i^2}{G_i^3(z)} G_i'(z), \\ \dot{\gamma}_{rz} = W_i \frac{R_i^2}{G_i^4(z)} \left(G_i''(z) G_i(z) - 3[G_i'(z)]^2 \right) \cdot r, \\ \dot{\varepsilon}_i = |W_i| \frac{R_i^2}{\sqrt{3} \cdot G_i^3(z)} \sqrt{12[G_i'(z)]^2 + r^2 \left((G_i''(z) G_i(z) - 3[G_i'(z)]^2) / G_i(z) \right)^2}. \end{array} \right. \quad (2.48)$$

Для задавання довільної кривої даний вираз інтенсивності швидкостей деформації є громіздким, тому в загальному вигляді подальші розрахунки не проводимо. Для найпростішого варіанту лінійності похилої межі маємо:

$$G_1(z) = k_1 z + R_{i+1}, \quad (2.49)$$

$$\text{де } k_1 = G_1'(z) = \frac{R_i - R_{i+1}}{h_i}.$$

Тоді маємо значне спрощення виразу інтенсивності швидкостей деформації за умови (2.49), де $G_1''(z) = 0$ та $k_1 = G_1'(z) = C - const$:

$$\dot{\varepsilon}_i = |W_i| \frac{R_i^2}{G_i^3(z)} G_i'(z) \sqrt{4 + 3 \left(\frac{k_1 r}{G_i(z)} \right)^2}. \quad (2.50)$$

Таким чином, вдається згідно (2.48) - (2.50) знайти аналітичний вираз потужності сил деформації у вигляді:

$$N_{\partial 1} = \frac{2\pi\sigma_s}{9k_1^2} R_i^2 \left| W_i \ln \frac{R_i}{R_{i+1}} \left[\left(4 + 3k_1^2 \right)^{3/2} - 8 \right] \right|, \quad (2.51)$$

$$N_t = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta v_r]^2 + [\Delta v_z]^2}) dF = \frac{4\pi\mu_s\sigma_s}{\sqrt{3}} (1 + k_1^2) R_i^2 \left| \frac{W_i}{k_1} \ln \frac{R_{i+1}}{R_i} \right|, \quad (2.52)$$

$$N_{ci} = \left(\begin{array}{l} \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2}) dF = \\ = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \int_0^{R_i} \left| \frac{rR_i^2}{G_1^3(z)} G_1'(z) \right|_{z=h_i} \cdot W_i \Big|_{r=r} = \frac{2\pi\sigma_s}{3\sqrt{3}} R_i^2 |k_1 W_i| \end{array} \right), \quad (2.53)$$

$$N_{ci+1} = \left(\begin{aligned} & \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2}) dF = \\ & = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \int_0^{R_{i+1}} \left| \frac{rR_2^2}{G_1^3(z)|_{z=0}} G_1'(z)|_{z=0} \cdot W_i \right| r dr = \frac{2\pi\sigma_s}{3\sqrt{3}} R_i^2 |k_1 W_i| \end{aligned} \right) \quad (2.54)$$

Маємо властивість рівності потужності сил деформування на поверхнях входу (2.53) та виходу (2.54). Таким чином, вдалося отримати складові приведенного тиску деформування в аналітичному вигляді:

$$\bar{p} = \frac{N_{\partial_1} + 2N_{ci} + N_t}{\pi\sigma_s |W_i| R_i^2}. \quad (2.55)$$

Однак для узагальненого КМПШ (2.47) із довільною кривою за аналогією із попереднім кінематичним модулем, потрібно вирішувати питання наближення у вигляді лінеаризації за формулами (2.14) або верхньою оцінкою за Коші-Буняковським (2.15). Зазначимо, що на противагу із попереднім кінематичним модулем для прямолінійної похилої межі застосування наближених обчислень не знадобилося, що свідчить про можливість пошуку «вдалих» кривих, що дозволять отримати вирази потужності сил деформування в аналітичному вигляді. При цьому обмеженням вибору криволінійної межі також є виключення тих кривих, для яких не виконується умова існування $G_i'(z)$ при $z \in [0, h_i]$, особливо на границях цього проміжку. У якості прикладу такої кривої для форми I-1 є чверть кола із центром в точці $(R_i, 0)$ за умови, що $R = R_i - R_{i+1} = h_i$:

$$G_2(z) = R_2 - \sqrt{R^2 - z^2}, \quad (2.56)$$

$$G_2'(z) = \frac{z}{\sqrt{R^2 - z^2}}. \quad (2.57)$$

Визначили, що $G_2'(h_i)$ не визначена (3.32) при $z=h_i$, тобто задану криву у вигляді (2.56) треба виключити із розгляду можливих конфігурацій похилої межі, або ставити питання за пошук наближеної кривої, що незначним чином відрізняється від чверті кола, але при цьому є визначеною при $z=h_i$.

Таким чином, у якості кривих узагальненого КМПШ використовують криві, що задовольняють умову існування $G_i'(z)$ при $z \in [0, h_i]$. Найпростішим варіантом завдання похилої межі є лінійна функція (2.49), для якої виокремлено властивість рівності потужності сил деформування на поверхнях входу та виходу. Даний кінематичний модуль

із поздовжньою течією є значно простішим для наступних обчислень складових приведеного тиску деформування згідно (2.51) - (2.55). Необхідності використання наближених оцінок для лінійної похилої межі немає, це свідчить про переваги використання, а при довільності задавання похилої межі про необхідність пошуку «вдалих» кривих, що не ускладнюватимуть подальших розрахунків. З точки зору розширення можливостей використання модулів даного типу можна будувати нові модулі шляхом додавання вхідних або вихідних швидкостей, тобто в загальному випадку збільшувати ступінь свободи течії всередині кінематичного модуля та ставити питання можливості оптимізації не тільки за геометричними параметрами, а й за кінематичними, якщо це є можливим.

Важливим з точки зору рекомендацій щодо використання та відмінностей у характері побудови КМПШ, властивостей та обмежень, є також наявність (або відсутність) зміни напрямку течії металу всередині кінематичного модуля. Для кінематичного трапецеїдального модуля типу III-A (табл. 2.2) із зміною течії від радіальної до прямої (рис. 2.5), а в загальному випадку поздовжньої течії, узагальнене КМПШ має свої відмінності.

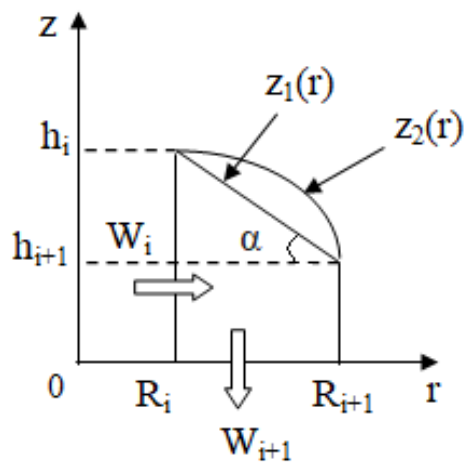


Рис. 2.5 – Кільцевий трапецеїдальний кінематичний модуль із зміною напрямку течії

Узагальнене КМПШ має вигляд:

$$\begin{cases} V_z = \frac{AW_i}{z_i(r)} \cdot \left(1 + \frac{R_{i+1}^2 - r^2}{2 \cdot r \cdot z_i(r)} \cdot z_i'(r) \right) \cdot z - AW_i; \\ V_r = \frac{AW_i}{2rz_i(r)} \cdot (R_{i+1}^2 - r^2) \end{cases} \quad (2.58)$$

де $A = \frac{2R_i h_i}{(R_{i+1}^2 - R_i^2)}$, $z_i(r)$ – довільна крива, що проходить через точки

(R_i, h_i) та (R_{i+1}, h_{i+1}) .

Найпростішим варіантом є прямолінійність похилої межі у вигляді:

$$z_1(r) = z_1'(r)(r - R_i) + R_{i+1}, \quad (2.59)$$

де $z_1'(r) = k_1 = -tg\alpha$.

Вирази $\dot{\varepsilon}_z$, $\dot{\varepsilon}_r$, $\dot{\varepsilon}_\theta$, $\dot{\gamma}_{rz}$ та інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ для даного кінематичного модуля із узагальненого КМПШ (2.58) за умови задавання форми межі (2.59) приймають вигляд:

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\varepsilon}_z = \frac{AW_i}{z_1(r)} \cdot \left(1 + \frac{R_{i+1}^2 - r^2}{2 \cdot r \cdot z_1(r)} \cdot k_1 \right), \\ \dot{\varepsilon}_r = -\frac{AW_i}{z_1(r)} - \frac{(R_{i+1}^2 - r^2)AW_i}{2 \cdot r^2 \cdot z_1(r)} - \frac{k_1(R_{i+1}^2 - r^2)AW_i}{2 \cdot r \cdot z_1^2(r)}, \\ \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{R_{i+1}^2 - r^2}{2 \cdot r^2 z_1(r)} AW_i, \\ \dot{\gamma}_{rz} = -\frac{k_1 AW_i}{z_1^2(r)} \cdot \left(2 + \frac{(R_{i+1}^2 - r^2) \cdot (z_1(r) + 2k_1 r)}{2 \cdot r^2 z_1(r)} \right) \cdot z. \end{array} \right. \quad (2.60)$$

Маємо досить громіздкий вираз інтенсивності швидкостей деформації (2.60), за аналогією із попереднім кінематичним модулем необхідно використання верхньої оцінки у формі:

$$V = \int_0^{2\pi} d\theta \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{z_1(r)} dz = 2\pi \cdot \left(k_1 \frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} - B \cdot \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right), \quad (2.61)$$

де $B = k_1 \cdot R_{i+1} - h_{i+1}$.

Після перетворень згідно (2.60)-(2.61) отримаємо:

$$N_\partial \leq \frac{2\sqrt{2}\sigma_s}{3} AW_i \sqrt{V \cdot \left(\frac{12 + 9 \cdot k_1^2}{8k_1} \cdot (R_i - R_{i+1}) + \frac{3 \cdot k_1^3 \cdot R_{i+1}^4}{8B} \cdot \left(\frac{1}{R_i} - \frac{1}{R_{i+1}} \right) + \frac{R_{i+1}^2 \cdot k_1^2}{B^3} \cdot C_1 + \frac{h_{i+1}^2}{B^3} \cdot C_2 + \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_{i+1}^2} \right) \cdot C_3 + \frac{h_{i+1}^2}{B} \cdot \left(\frac{1}{h_i^2} - \frac{1}{h_{i+1}^2} \right) \cdot C_4 \right)}, \quad (2.62)$$

де $C_1 = \left(-1,5 \cdot k_1 R_i h_i - 0,375 \cdot R_{i+1}^2 k_1^2 - 0,75 h_{i+1}^2 \right) \cdot \ln \left(\frac{R_i}{R_{i+1}} \right)$,

$$C_2 = \left(-1,5 \cdot k_1 R_{i+1} h_{i+1} - 0,375 \cdot h_{i+1}^2 - 1,5 \cdot R_{i+1}^2 k_1^2 \right) \cdot \ln \left(\frac{h_{i+1}}{h_i} \right),$$

$$C_3 = \frac{R_{i+1}^4 \cdot (0,75 + 0,5^4 \cdot k_1^2)}{A},$$

$$C_4 = -\frac{3 \cdot h_{i+1} R_i}{k_1} - R_i h_{i+1} k_1 - R_i^2 k_i^2 - 3 \cdot R_i^2 - 0,25 \cdot h_{i+1}^2 - \frac{0,75 \cdot h_{i+1}^2}{k_1^2}.$$

Для даної задачі визначимо також складові енергетичного балансу:

$$N_{ci} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_i \int_0^{h_i} \left| \frac{AW_i}{h_i} \left(1 + \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2 \cdot R_i h_i} k_1 \right) z - AW_i \right| \cdot dz = \frac{\sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}} \left| AW_i \left(\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2 R_i h_i} k_1 - 2 \right) \right|; \quad (2.63)$$

$$N_t = \frac{2\mu_s \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_{i+1} \int_0^{h_{i+1}} \left| \frac{AW_i}{h_{i+1}} \cdot z - AW_i \right| dz = \frac{2\mu_s \sigma_s \pi R_{i+1} h_{i+1}}{\sqrt{3}} AW_i; \quad (2.64)$$

$$N_{ci+1} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} \left| \frac{AW_i}{2 \cdot r z_1(r)} \cdot (R_{i+1}^2 - r^2) \right| \cdot r dr =$$

$$= -\frac{\sigma_s \cdot \pi AW_i}{\sqrt{3} k_1} \cdot \left| \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} + \left(R_i - \frac{h_i}{k_1} \right) \cdot (R_{i+1} - R_i) + \left(\left(R_i - \frac{h_i}{k_1} \right)^2 - R_{i+1}^2 \right) \cdot \ln \left(1 + \frac{k_1 (R_{i+1} - R_i)}{h_i} \right) \right|; \quad (2.65)$$

$$N_{t\triangleright} = \frac{2\mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} \left| \left(1 + [z_1'(r)]^2 \right) \frac{W}{2r z_1(r)} \cdot (R_{i+1}^2 - r^2) \right| r dr = 2\mu_s (1 + k_1^2) \cdot N_{ci+1}. \quad (2.66)$$

Отримані залежності (2.62)-(2.66) підтверджують ще одну властивість кінематичних модулів, а саме, наявність функціонального зв'язку між потужностями зрізу і тертя на гранях трапецеїдального модуля у вигляді:

$$N_{t\triangleright} = 2\mu_s (1 + k_1^2) \cdot N_{ci+1}. \quad (2.67)$$

Таким чином, за аналогією із попередніми обмеженнями щодо форми похилих меж, враховуємо, що у якості кривих узагальненого КМПШ використовують криві, що задовольняють умову існування $z_1'(r)$ на проміжку $r \in [R_i, R_{i+1}]$. Найпростішим варіантом завдання похилої межі є лінійна функція, для якої властивість рівності потужності сил деформування на поверхнях входу та виходу не справджується, що пов'язане із особливостями задавання КМПШ, що відображає зміну напрямків течії. Виявлено необхідність використання наближених оцінок

для розрахунку потужності сил деформування. Заміна похилої межі на криволінійну довільної форми значно ускладнює подальші розрахунки потужностей сил деформування, зрізу та тертя, що ставить питання доцільності подальших досліджень в цьому напрямку.

2.2.3 Розширення можливостей кінематичних модулів трапецеїдальної форми із декількома ступенями свободи течії

Аналіз проблем та можливостей розширення застосування осьового кінематичного трапецеїдального модуля з двома ступенями свободи течії

Відомий трапецеїдальний кінематичний модуль типу I-B з двома ступенями свободи течії металу, який можна розглядати як узагальнення кінематичного модуля I-A шляхом додавання додаткової похилої межі виходу металу (рис. 2.6). Цей модуль також є осьовим з наявністю зміни напрямку течії металу та може бути використаний у якості внутрішнього кінематичного модуля. Розглянемо один з найуживаніших осьових трапецеїдальних модулів з різним вибором виду похилої межі (рис. 2.6).

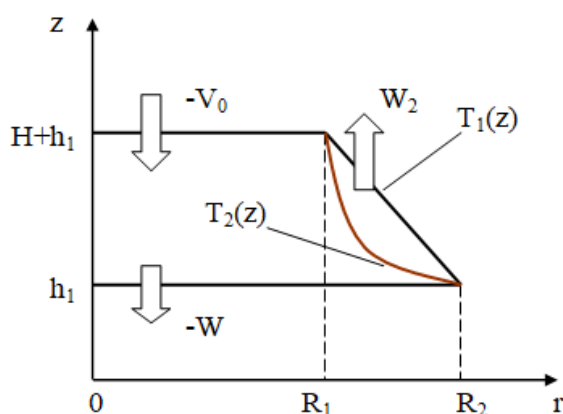


Рис. 2.6 – Осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль

Розглянемо КМПШ в узагальненому вигляді:

$$\begin{cases} V_z = -V_0 \cdot \frac{R_1^2}{T^2(z)} + W_2 \cdot \left(1 - \frac{R_1^2}{T^2(z)}\right), \\ V_r = -\frac{r \cdot R_1^2}{T^3(z)} \cdot T'(z) \cdot (V_0 + W_2). \end{cases} \quad (2.68)$$

Значення $\dot{\varepsilon}_z$, $\dot{\varepsilon}_r$, $\dot{\varepsilon}_\theta$, $\dot{\gamma}_{rz}$ та інтенсивності швидкості деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ для даного кінематичного модуля згідно (2.68) має вигляд :

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\varepsilon}_1 = 2 \frac{C_1}{T^3(z)} \cdot T'(z), \quad \dot{\varepsilon}_{r1} = -\frac{C_1}{T^3(z)} \cdot T'(z), \\ \dot{\varepsilon}_\theta = -\frac{C_1}{T^3(z)} \cdot T'(z), \quad C_1 = (V_0 + W_2)R_1^2, \\ \dot{\gamma}_{rz} = -\frac{C_1}{T^4(z)} \left(T''(z)T(z) - 3[T'(z)]^2 \right) \cdot r, \\ \dot{\varepsilon}_i = \frac{C_1}{\sqrt{3} \cdot T^3(z)} \sqrt{12[T'(z)]^2 + r^2 \left(T''(z)T(z) - 3[T'(z)]^2 \right) / T(z)}^2. \end{array} \right. \quad (2.69)$$

Обмеженням використання даного кінематичного модуля є те, що у якості суміжного до похилої межі можна використовувати тільки жорсткий кінематичний модуль.

Досліджуємо окремі випадки даного осьового кінематичного модуля, вважаючи в отриманих узагальнених КМПШ (2.62) і складових (2.63) різні види функцій похилої межі. Використовуючи в найпростішому випадку прямолінійну похилу межу розподілу течії, отримуємо співвідношення [184, 187]:

$$T_1(z) = k \cdot (z - (H + h_1)) + R_1, \quad k = T_1'(z) = \frac{R_1 - R_2}{H}. \quad (2.70)$$

Інтенсивність швидкості деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ для даного кінематичного модуля згідно (2.69) та (2.70) приймає вигляд:

$$\dot{\varepsilon}_i = (V_0 + W_2) \sqrt{4 \cdot \left[\frac{k \cdot R_1^2}{T^3(z)} \right]^2 + 3 \cdot r^2 \cdot \left[\frac{k^2 \cdot R_1^2}{T^4(z)} \right]^2}. \quad (2.71)$$

Отриманий вираз (2.71) є достатньо громіздким, одним із шляхів його спрощення є використання лінеаризації згідно формул (2.12) – (2.14).

До питання застосування лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації

Для перевірки можливості використання розглянутих вище формул лінеаризації в даному випадку досить вирішити питання порівняльного аналізу функцій в межах даного кінематичного модуля наступних величин:

$$\left\{ \begin{array}{l} M_1 = M_1(r, z) = 2 \cdot \frac{R_1^2}{T^3(z)} \cdot |k|, \\ M_2 = M_2(r, z) = \sqrt{3} \cdot \frac{R_1^2}{T^4(z)} \cdot k^2 \cdot r. \end{array} \right. \quad (2.72)$$

Перейдемо до геометричних параметрів процесу, віднесеним до R_2 , побудуємо поверхні $M_1(r, z)$ та $M_2(r, z)$ (рис. 2.7). Для перевірки можливості використання лінеаризації у вигляді (2.14) досить вирішити питання порівняльного аналізу функцій $\xi(r, z)$ і $\dot{\gamma}_{rz}(r, z)$ в межах модуля, покладаючи $\frac{\sqrt{3}}{2} \xi(r, z) = \dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_z$. Побудуємо поверхні $\xi(r, z)$ та $\gamma(r, z) = \dot{\gamma}_{rz}(r, z)$ (рис. 2.8).

Для даних наборів параметрів процесу умова $|M_1| > |M_2|$ використання розглянутих вище формул лінеаризації (2.72) не виконується в усій області даного кінематичного модуля, визначення складових, які відповідають умові $|\xi| > |\dot{\gamma}_{rz}|$ у всьому обсязі осьового трапецеїдального модуля також викликають складнощі. Отже, даний спосіб спрощення підінтегральних виразів для обчислення потужності сил деформування є неефективним.

При цьому використання інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\epsilon}_i$ для даного кінематичного модуля в первісному вигляді для прямолінійної межі дозволило знайти потужність сил деформування і величину приведенного тиску в аналітичному вигляді \bar{p}_1 [188]:

$$N_{\partial} = \frac{2\pi\sigma_s}{9k^2} R_1^2 (V_0 + W_2) \left((4 + 3k^2)^{3/2} - 8 \right) \ln \frac{R_2}{R_1}, \quad (2.73)$$

$$\text{де } T_1(z) = k(z - (H + h_1)) + R_1, \quad k = T_1'(z) = \frac{R_1 - R_2}{H}.$$

Маємо вирази інших складових енергетичного рівняння:

$$N_{c\triangleright} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta v_r]^2 + [\Delta v_z]^2}) dF = \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \frac{1 + k_1^2}{k_1} R_1^2 (V_0 + W_2) \ln \frac{R_1}{R_2}; \quad (2.74)$$

$$N_{ci} = \left(\begin{aligned} & \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2}) dF = \\ & = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \int_0^{R_1} \left| \frac{rR_1^2}{T_1^3(z)|_{z=H+h_1}} T_1'(z)|_{z=H+h_1} \cdot (V_0 + W_2) \right| r dr = \\ & = -\frac{2\pi\sigma_s}{3\sqrt{3}} R_1^2 (V_0 + W_2) k_1 \end{aligned} \right); \quad (2.75)$$

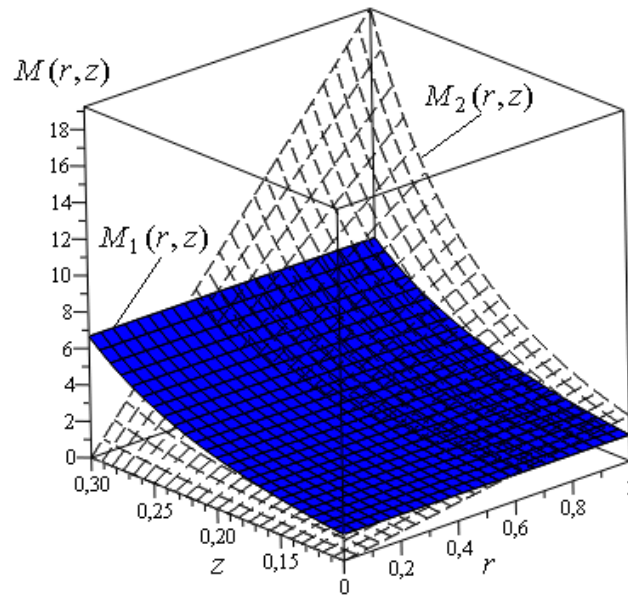


Рис. 2.7 – Порівняльний аналіз складових інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ при $\bar{R}_1 = 0.6$, $\bar{h}_1 = 0.1$, $\bar{H} = 0.2$

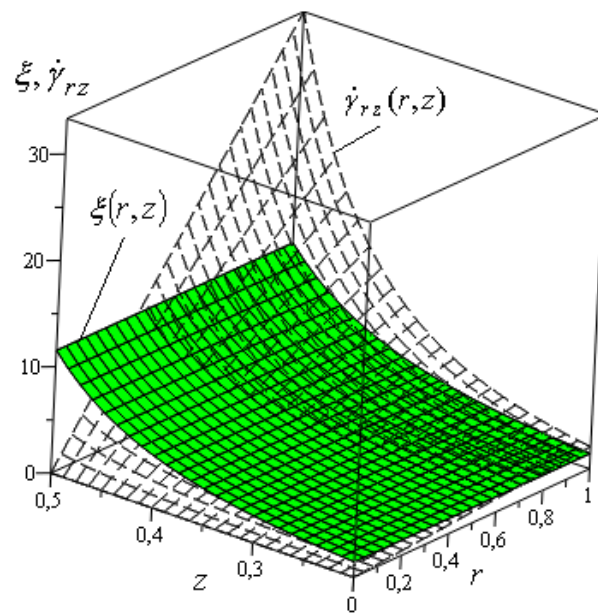


Рис. 2.8 – Порівняльний аналіз складових інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ при $\bar{R}_1 = 0.5$, $\bar{h}_1 = 0.2$, $\bar{H} = 0.3$

$$N_{ci+1} = \left(\begin{array}{l} \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2}) dF = \\ = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \int_0^{R_2} \left| \frac{rR_1^2}{T_1^3(z)} T_1'(z) \right|_{z=h_1} \cdot (V_0 + W_2) \Big|_{r=R_1} r dr = \\ = -\frac{2\pi\sigma_s}{3\sqrt{3}} R_1^2 (V_0 + W_2) k_1 \end{array} \right). \quad (2.76)$$

Якщо одна із горизонтальних меж є межею контакту заготовки із інструментом, тоді розраховані потужності сил зрізу замінюємо на відповідну потужність сил тертя, шляхом додаткового множення на величину $2\mu_s$. Перехід до криволінійної похилої межі кінематичного модуля призводить до ускладнення математичного апарату. Істотно ускладнюється можливість отримання в аналітичному вигляді потужності сил деформування для довільно обраної функції $T=T(z)$, що проходить через точки $(R_1, H+h_1)$ та (R_2, h_1) .

Альтернативні прийоми спрощення інтенсивності швидкості деформації за рахунок пошуку вдалої форми кривої

В якості похилої межі розділу течії металу замість запропонованої раніше прямої можна використовувати однопараметричні функції $T=T(z)$, опуклі вниз (вгору) в межах використання схеми [184, 187, 188]. Однак з усіх можливих сімейств кривих, що задовольняють даним властивостям, бажано вибрати ті, використання яких при розрахунку потужностей сил деформування, зрізу і тертя не призведуть до суттєвого ускладнення математичного апарату (в ідеалі дозволять отримати енергосилові параметри в аналітичному вигляді). Враховуємо такі зміни в позначеннях:

$$G = G(z, M), \quad T(r) = G^{-1}(z, M), \quad G'(z) = \frac{\partial G}{\partial z}, \quad (2.77)$$

де M – параметр, $T(r)$ – обернена відносно $G = G(z, M)$ функція.

Можливість отримання інтенсивності швидкостей деформацій в межах даного модуля в найбільш спрощеному вигляді для подальшого інтегрування забезпечується наступними припущеннями. В якості альтернативи можна запропонувати наступний варіант заміни вираження зсувної деформації на більш «зручну» в плані подальшого використання функцію. Нехай сімейство кривих, що володіють необхідними нам властивостями, буде задовольняти диференціальному рівнянню:

$$G''(z)G(z) - 3[G'(z)]^2 = 2A^* G'(z)G(z). \quad (2.78)$$

За умови $G'(z) = t$, $G''(z) = t't$, та переходимо до диференціального рівняння вигляду:

$$t' - \frac{3t}{G(z)} - 2A^* = 0.$$

Загальний розв'язок (2.78):

$$t = C_1^* \cdot G(z) \left(G^2(z) - \frac{A^*}{C_1^*} \right),$$

де C_1^* - довільна стала.

Остаточно отримали після перетворень та використання граничних умов задавання функції межі:

$$G(z) = \frac{A}{\sqrt{B - Ce^{2A^*(z-h_1)}}}, \quad (2.79)$$

де $A = R_1 R_2 \sqrt{1 - e^{2A^*H}}$, $B = R_2^2 - R_1^2 e^{2A^*H}$, $C = R_2^2 - R_1^2$.

Можна врахувати вплив зсувних деформацій і незначним чином ускладнити обчислення складових рівняння балансу потужностей, отримавши можливість варіювання параметра. Аналогічно попередній схемі отримуємо згідно (2.74) складові для розрахунку енергосилових параметрів процесу (2.80).

$$N_{d1} = \left(\begin{aligned} & \sigma_S 2\pi \int_0^{R_1} r dr \int_{h_1}^{h_1+H} \frac{R_1^2 (V_0 + W_2)}{G^3(z)} \sqrt{12[G'(z)]^2 + r^2 (2A^* G'(z) G(z) / T(z))^2} dz + \\ & + \sigma_S 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_{h_1}^{T(r)} \frac{R_1^2 (V_0 + W_2)}{G^3(z)} \sqrt{12[G'(z)]^2 + r^2 (2A^* G'(z) G(z) / T(z))^2} dz = \\ & = 2\pi \sigma_S R_1^2 (V_0 + W_2) \times \\ & \times \left(\begin{aligned} & \frac{1}{3(A^*)^2} \left(\frac{1}{R_1^2} \left(3 + (A^* R_1)^2 \right)^{3/2} - \right. \\ & \left. - \frac{1}{R_2^2} \left(3 + (A^* R_1)^2 \right)^{3/2} - 3\sqrt{3} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \right) + \\ & \left. + \sqrt{3 + (A^* R_1)^2} - \sqrt{3 + (A^* R_1)^2} + \sqrt{3} \ln \left(\frac{R_2 \left(\sqrt{3 + (A^* R_1)^2} + \sqrt{3} \right)}{R_1 \left(\sqrt{3 + (A^* R_1)^2} + \sqrt{3} \right)} \right) \right) \end{aligned} \right). \end{aligned} \quad (2.80)$$

Таким чином, лінеаризація підінтегральних виразів інтенсивності деформацій найчастіше ускладнюється через неможливість однозначного вибору функцій, які відповідають умові (2.72) всередині всього об'єму, що ним обмежений. Вибір сімейства функцій «зручного» вигляду (2.79) дозволяє отримати величини потужності сил деформування в аналітичному вигляді, при цьому з точки зору можливостей розширення застосування даних кінематичних модулів в якості параметра оптимізації може виступати параметр, що визначає сімейство кривих, що

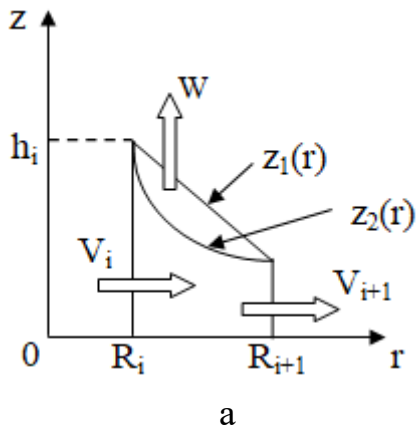
відображають форму похилої межі.

Розширення можливостей використання даного кінематичного модуля досягнуто шляхом введення додаткової вихідної швидкості течії металу у вертикальному напрямку. Кінематичний модуль типу I-A (табл. 2.2) з одним ступенем свободи течії є частинним випадком даного кінематичного модуля із зміною напрямку течії та кута нахилу прямолінійної межі. Складові приведенного тиску деформування отримано в аналітичному вигляді для прямолінійної похилої межі із лінійною залежністю від швидкості витікання металу в вертикальному напрямку (2.73). Виявлена неможливість використання лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації з огляду на неоднозначність (єдиність) функції, що задовольняє умові (2.66) всередині всього об'єму даного кінематичного модуля. З розв'язку диференціального рівняння (2.78) знайдено рівняння «вдалої» кривої (2.), що не призвело до значних ускладнень подальших розрахунків, та описує криву, що моделює похилу межу різного напрямку вгнутості. Таким чином, метод пошуку рівняння похилої межі у вигляді розв'язку диференціального рівняння певного зв'язку складових інтенсивності деформації є дієвою альтернативою застосування верхніх оцінок.

Аналіз проблем та можливостей розширення застосування кільцевого кінематичного трапецеїдального модуля радіальної течії

За аналогією із кільцевим кінематичним модулем (модуль II-A, табл. 2.2) узагальнення можна провести за рахунок додавання додаткової швидкості входу або виходу. При цьому основні характеристики та проблеми застосування, що відповідали базовому кінематичному модулю II-A цілком справджуються і для більш узагальнених. Для цілком визначених швидкостей входу через вертикальну та похилі межі для кінематичного модуля типу II-B (табл. 2.3) маємо тільки одну вихідну швидкість. Якщо змінити напрямок швидкості W на додатній (рис. 2.9) матимемо варіант кінематичного модуля з двома ступенями свободи течії металу. За аналогією із аналізом, проведеним для кінематичного модуля II-B основні проблеми отримання виразу приведенного тиску деформування стосуються перш за все визначення верхньої оцінки потужності сил деформування. З огляду на неможливість застосування лінеаризації для громіздкого виразу інтенсивності деформацій, потрібно оцінити можливості використання верхньої оцінки за Коші-Буняковським [3, 189].

Найпростішим випадком (2.81) є випадок використання лінійної функції похилої межі у формі:



$$\text{КМПШ: } \begin{cases} v_z = \frac{W + z'_i(r) \cdot v_r}{z_i(r)} z, \\ v_r = \frac{M + W(R_i^2 - r^2)}{2r z_i(r)}, \end{cases} \quad (2.81)$$

де $M = 2V_i R_i h_i$.

де $z_i(r)$ - довільна диференційована крива, що проходить через точки (R_i, h_i) та (R_{i+1}, h_{i+1}) .

Рис. 2.9 – Кільцевий трапецеїдальний кінематичний модуль із двома степенями свободи течії (а) та КМПШ (б)

$$z_1(r) = a(r + b), \quad a = \frac{h_i - h_{i+1}}{R_i - R_{i+1}}, \quad b = \frac{h_{i+1}}{a} - R_{i+1}, \quad M = 2V_i R_i h_i. \quad (2.82)$$

Складова приведенного тиску відповідно до потужності сил деформування в загальному вигляді:

$$\bar{p}_{N_{\partial 2}} = \frac{2}{\sqrt{3} R_i^2} \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{z_1(r)} \sqrt{4 \left(\dot{\epsilon}_z^2 + \frac{v_r}{r} \dot{\epsilon}_z + \frac{v_r^2}{r^2} \right) + \left(\left(2\dot{\epsilon}_z + \frac{v_r}{r} \right) \frac{az}{z_1(r)} \right)^2} dz, \quad (2.83)$$

$$\text{де } v_r = \frac{M + W(R_i^2 - r^2)}{2r z_1(r)}, \quad \dot{\epsilon}_z = \frac{W + a v_r}{z_1(r)}.$$

За формулою Коші – Буняковського отримали вираз складових (табл. 2.3) приведенного тиску деформування у вигляді:

$$V = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{z_1(r)} dz = 2\pi a \left(\frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} + b \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right). \quad (2.84)$$

приведеного тиску деформування у аналітичному вигляді:

$$\bar{p}_{N_{\partial 2}} \leq \frac{2\pi\sigma_S}{\sqrt{3}} \sqrt{a \left(\frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} + b \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right) \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) (U_1 + U_2) + \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) U_3 \right)}. \quad (2.88)$$

Потужності сил зрізу та тертя приймають вигляд:

$$N_{ci} = \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}} \iint_{F_i} [\Delta v_{zi}]_{r=R_i} dF_i = \frac{\sigma_S \pi R_i h_i}{\sqrt{3}} |W + a V_i|; \quad (2.89)$$

Таблиця 2.3 – Складові верхньої оцінки (2.83)

$U_1 = \left(\int_{R_i}^{R_{i+1}} \dot{\varepsilon}_z^2 r z_1(r) dr = \left[\begin{aligned} A_1 &= \frac{R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^3}, B_1 = \frac{W^2 b^4 - R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^3}, \\ C_1 &= -\frac{W^2 b^4 - 2R_i^2 b^2 W (W + 2h_i V_i / R_i) + R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^2}, \\ D_1 &= \frac{2R_i^2 b^2 W (W + 2h_i V_i / R_i) + W^2 b^4 - R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b} \end{aligned} \right] = \right. \quad (2.85)$ $= \frac{1}{4a} \left(\begin{aligned} &W^2 (R_{i+1} - R_i) + A_1 \ln \frac{R_{i+1}}{R_i} + B_1 \ln \frac{R_{i+1} + b}{R_i + b} - \frac{C_1}{R_{i+1} + b} + \\ &+ \frac{C_1}{R_i + b} - \frac{D_1}{2(R_{i+1} + b)^2} + \frac{D_1}{2(R_i + b)^2} \end{aligned} \right)$	
$U_2 = \left(\int_{R_i}^{R_{i+1}} v_r \dot{\varepsilon}_z z_1(r) dr = \left[\begin{aligned} A_2 &= \frac{2R_i^2 (b^2 W (W + 2h_i V_i / R_i) - R_i^2 (W + 2h_i V_i / R_i)^2)}{b^3}, \\ B_2 &= \frac{R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^2}, C_2 = -A_2, \\ D_2 &= \frac{b^2 (W^2 b^2 - 2R_i^2 W (W + 2h_i V_i / R_i)) + R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^2} \end{aligned} \right] = \right. \quad (2.86)$ $= \frac{1}{4a} \left(\begin{aligned} &-W^2 (R_{i+1} - R_i) + A_2 \ln \frac{R_{i+1}}{R_i} - A_2 \ln \frac{R_{i+1} + b}{R_i + b} - \\ &-\frac{B_2}{R_{i+1}} + \frac{B_2}{R_i} - \frac{D_2}{R_{i+1} + b} + \frac{D_2}{R_i + b} \end{aligned} \right)$	
$U_3 = \left(\int_{R_i}^{R_{i+1}} \frac{v_r^2}{r} z_1(r) dr = \left[\begin{aligned} A_3 &= \frac{R_i^2 (-b^2 W (W + 2h_i V_i / R_i) + R_i^2 (W + 2h_i V_i / R_i)^2)}{b^3}, \\ B_3 &= -\frac{R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^2}, C_3 = \frac{R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b}, \\ D_3 &= -\frac{b^2 (W^2 b^2 - 2R_i^2 W (W + 2h_i V_i / R_i)) + R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^3} \end{aligned} \right] = \right. \quad (2.87)$ $= \frac{1}{4a} \left(\begin{aligned} &W^2 (R_{i+1} - R_i) + A_3 \ln \frac{R_{i+1}}{R_i} + D_3 \ln \frac{R_{i+1} + b}{R_i + b} - \\ &-\frac{B_3}{R_{i+1}} + \frac{B_3}{R_i} - \frac{C_3}{2R_{i+1}^2} + \frac{C_3}{2R_i^2} \end{aligned} \right)$	

$$N_{ci+1} = \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}} \iint_{F_{i+1}} [\Delta v_z]_{r=R_{i+1}} dF_{i+1} = \frac{\sigma_S \pi R_{i+1} h_{i+1}}{\sqrt{3}} \left| W + a \frac{2V_i R_i h_i + W(R_i^2 - R_{i+1}^2)}{2R_{i+1} h_{i+1}} \right|; \quad (2.90)$$

$$N_{c\triangleright} = \left(\begin{aligned} & \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}} \iint_{F_{\triangleright}} (\sqrt{[\Delta v_r]^2 + [\Delta v_z]^2}) dF_{\triangleright} = \frac{2\pi\sigma_S}{\sqrt{3}} \int_{R_1}^{R_{i+1}} (1 + [z'(r)]^2) [v_r] r dr = \\ & = \frac{\pi\sigma_S(1+a^2)}{\sqrt{3}a} \left[W \left[\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} - b(R_{i+1} - R_i) \right] - \right. \\ & \quad \left. - (2V_i R_i h_i + W(R_i^2 - b^2)) \ln \left(\frac{R_{i+1} + b}{R_i + b} \right) \right] \end{aligned} \right); \quad (2.91)$$

$$N_{i2-0} = \left(\begin{aligned} & \iint_{F_{2-0}} \tau_k [v_{r2}] dF_{2-0} = \frac{2\mu_s \sigma_S}{\sqrt{3}} 2\pi \int_{R_1}^{R_{i+1}} [v_r] r dr = \\ & = \frac{2\mu_s \pi \sigma_S}{\sqrt{3}a} \left[W \left[\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} - b(R_{i+1} - R_i) \right] - \right. \\ & \quad \left. - (2V_i R_i h_i + W(R_i^2 - b^2)) \ln \left(\frac{R_{i+1} + b}{R_i + b} \right) \right] \end{aligned} \right). \quad (2.92)$$

Тоді за формулами (2.83) – (2.87) остаточно отримаємо верхню оцінку.

Додавання додаткової швидкості виходу металу у вертикальному напрямку, а звідси узагальнення кінематичного модуля типу П-А шляхом додавання ступеня свободи течії металу призвело до відмінностей у властивостях, а саме: потужності сил деформування на поверхнях входу та виходу не дорівнюють одна одній (рівність справджується тільки при $W=0$, тобто при виродженні даного кінематичного модуля у форму П-А з одним ступенем свободи течії, обмеженням щодо форми суміжного кінематичного модуля за похилою межею виступає можливість використання жорсткого модуля із $v_z = W, v_r = 0$. Отримання величини приведенного тиску кінематичного модуля у вигляді (2.88) значно спрощує отримання величини повного приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля. Але використання наближеної верхньої оцінки (2.88) силових параметрів процесу з одного боку спрощує розрахунки з похибкою обчислень, що не перевищує 2–5 %, а з іншого боку може призводити до зміщеної оцінки оптимальних кінематичних параметрів конкретного процесу деформування. А це в свою чергу може спричинити похибки при прогнозуванні розмірів деталі, тому необхідним є проведення обов'язкового аналізу впливу використання верхньої оцінки силових параметрів на отримання даних щодо формоутворення, які відповідають дійсності. Проведемо дослідження величин складових

приведеного тиску деформування у загальному вигляді за допомогою чисельних обчислень та з використанням верхньої оцінки у формі (2.88). Порівняльний аналіз залежностей приведенного тиску деформування верхньої оцінки у вигляді кривої (1) та за допомогою чисельних розрахунків (крива (2)) підтверджує подібний характер функцій $\bar{p}_{N_{\partial 2}} = \bar{p}_{N_{\partial 2}}(\bar{W})$ від відносного кінематичного параметру $\bar{W} = W/V_0$ для параметрів процесу: $R_i = 10.5$ мм, $R_{i+1} = 22.5$ мм, $h_i = 7$ мм (рис. 2.10). Подібність кривих, отриманих для величини приведенного тиску деформування та його верхньої оцінки зберігається для різних наборів геометричних параметрів процесу деформування. При цьому маємо наявність точки мінімуму, яка відповідає оптимальному значенню відносного кінематичного параметра, що зменшується при збільшенні висоти фланцю. Відмінність оптимальних значень відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку для обчислення за формулою (1) та наближеного значення у формі (2.88) складає 1 – 1,5 % і може вважатися несуттєвою.

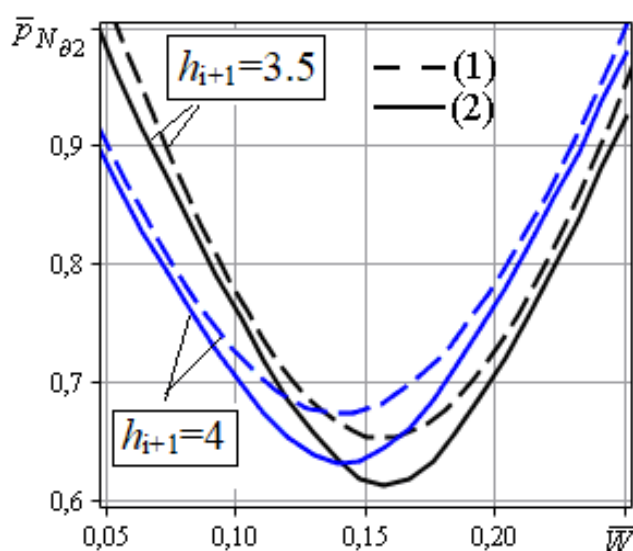


Рис. 2.10 – Порівняльний аналіз верхньої оцінки (1) та загального вигляду (2) приведенного тиску потужності сил деформування

Перевищення величини приведенного тиску деформування може сягати 5–8%, але для величини повного приведенного тиску деформування із урахуванням всіх складових розрахункової схеми значно зменшується і складатиме не більше 1–3%.

Таким чином, для спрощення оцінки потужності сил деформування для кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля з двома степенями свободи течії металу рекомендовано використовувати верхні оцінки за Коші-Буняковським.

До питання використання кінематичного модуля із альтернативним набором швидкостей входу та виходу

У найпростішому випадку для моделювання процесів комбінованого осадження можна запропонувати трапецеїдальний кінематичний модуль у наступному вигляді (рис. 2.11).

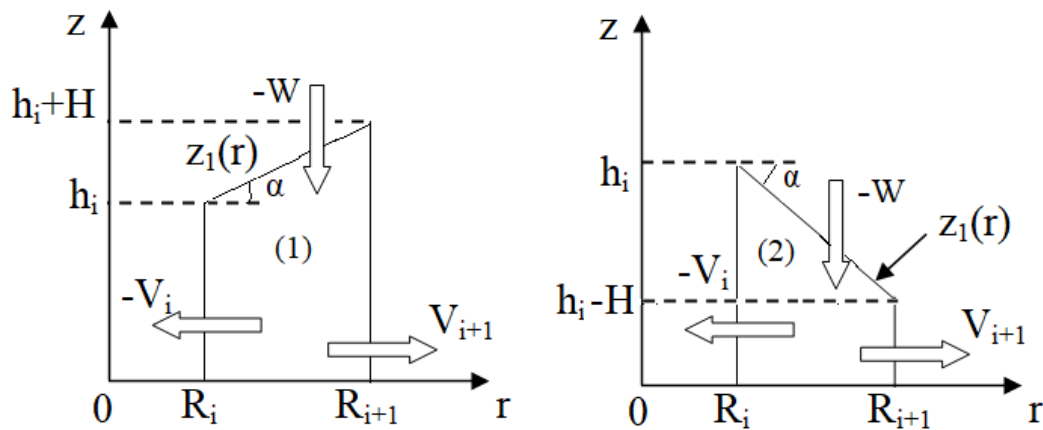


Рис. 2.11 – Кільцевий трапецеїдальний кінематичний модуль із альтернативним набором швидкостей та форми нахилу (1) або (2)

Узагальнене КМПШ приймає вигляд:

$$\begin{cases} v_z = \frac{-W + z_1'(r) \cdot v_r}{z_1(r)}, \\ v_r = \frac{M - W(R_i^2 - r^2)}{2r z_1(r)}, \end{cases} \quad (2.93)$$

де $M = -2V_i R_i h_i$, $z_1(r) = k(r + b)$, $k = z_1'(r) = \pm \tan \alpha$, $b = \frac{h_i}{k} - R_i$.

Характер течії металу через об'єм кінематичного модуля із даним набором швидкостей входу та виходу кардинально змінюється з огляду на наявність геометрично обумовленого розмежування течії у доцентровому або відцентровому напрямках. Покладаючи різні відносні швидкості виходу у доцентровому напрямку від максимально можливої (при відсутності швидкості виходу у відцентровому напрямку), а саме від $\bar{V}_{\max} = -\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2R_i(h_i + H)}$, отримаємо картину змінення межі, яка геометрично обумовлює поділ радіальної складової течії $v_r(r)$ в протилежних напрямках на V_i та V_{i+1} (рис. 2.12). Маємо виродження даного КМПШ у частинні випадки тільки доцентрового видавлювання (рис. 2.12, крива $\bar{V}_i = 0$) або відцентрового (рис. 2.12, крива $\bar{V}_i = \bar{V}_{\max}$). За інших умов кінематичний модуль можна поділити на ці два напрями, наприклад, для випадку $\bar{V}_i = 0.8 \cdot \bar{V}_{\max}$ маємо при

$r \in [1, 1.42]$ маємо частину, що відповідає за доцентрове видавлювання, а при $r \in [1.42, 1.5]$ відповідно за відцентрове. Таким чином, даний кінематичний модуль складається із двох більш простих (рис. 2.13, а), що фактично визначають приєднаний осередок деформації, розмежування якого і визначено рівністю $M - W(R_i^2 - r^2) = 0$. Форма кінематичного модуля за різними похилими межами (рис. 2.13, а) згідно (2.93) та відповідно залежності відносної швидкості витікання $\bar{V}_i = V_i/W$ у доцентровому напрямку від межі розділу течії представлено нижче (рис. 2.11, б).

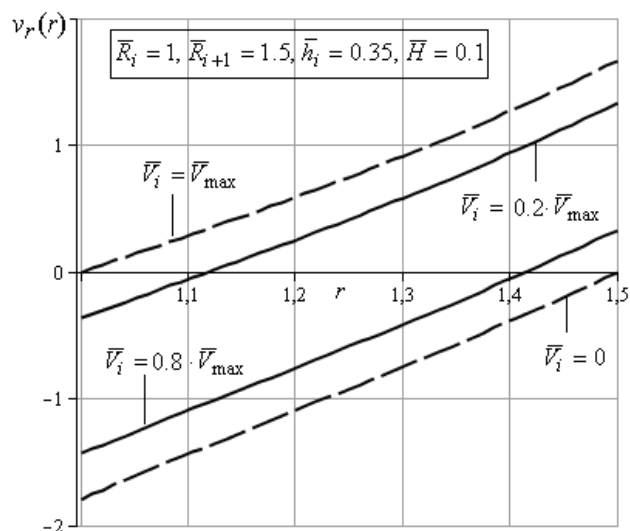


Рис.2.12 – Розподіл компоненти $v_r(r)$ за довжиною кінематичного модуля

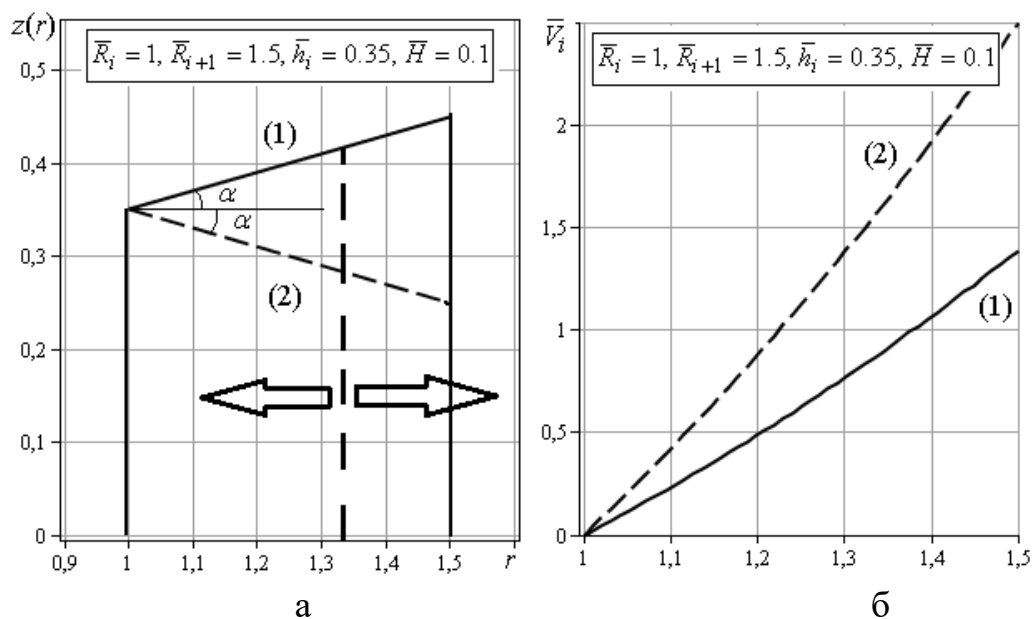


Рис. 2.13 – Форма кінематичного модуля (а) та залежності відносної швидкості витікання $\bar{V}_i = V_i/W$ у доцентровому напрямку від межі розділу течії

Дана залежність відносного кінематичного параметру від геометричного положення границі поєднання двох кінематичних модулів простішої форми є цілком визначеною:

$$\bar{V}_i = \frac{r^2 - R_i^2}{2R_i(h_i + H)}. \quad (2.94)$$

Цей факт у вигляді функціонального зв'язку (2.94) може бути практично застосований у розрахунках складних схем із додаванням суміжних кінематичних модулів різної конфігурації, обмеження стосується тільки похилої межі із суміжною жорсткою зоною або використання її як межі контакту із інструментом. Для отримання КМПШ одного із простих складових даного, наприклад, лівої частини, необхідно застосувати у формулі (2.93) заміну $W = \frac{2R_i h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} V_i$, яка забезпечує відсутність іншої швидкості витікання металу у відцентровому напрямку (перехід до кінематичного модуля із одним ступенем свободи течії металу). Таким чином, заміна напрямків швидкостей у кінематичних модулях з декількома ступенями свободи течії металу виявляє суттєві відмінності у розділу течії всередині модуля та вимагає контролю у кожному новому випадку.

2.2.4 Розширення можливостей використання кінематичних модулів трикутної форми

Прикладами найуживаніших трикутних кінематичних модулів є кінематичні модулі із однією чи двома похилими межами. Слід зазначити, що відмінність у побудові КМПШ та визначення кривих, що описують похилу межу по відношенню із аналізом трапецеїдальних модулів є суттєвою. Для прикладу розглянемо неосьовий внутрішній кінематичний модуль типу IV-B (табл. 2.2), представлений нижче (рис. 2.14).

Узагальнений вигляд КМПШ можна записати за аналогією із прямокутним кінематичним модулем [190–194]:

$$\begin{cases} V_z = -\alpha V_i, \\ V_r = \frac{C}{r}. \end{cases} \quad (2.95)$$

Визначення C можна досягти із рівності потоків входу та виходу для даного кінематичного модуля $\pi(R_i^2 - R_{i+1}^2)V_i = 2\pi R_{i+1}h_i V_{i+1}$, звідки отримаємо:

$$-V_{i+1} = -\frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{2R_{i+1}h_i}V_i = \frac{C}{R_{i+1}}.$$

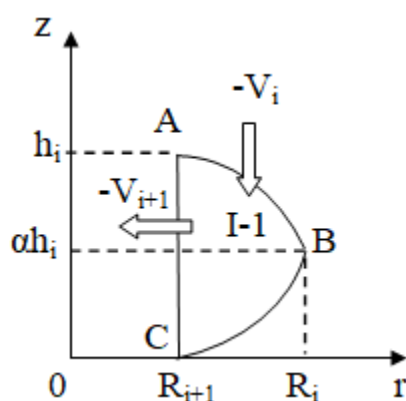


Рис. 2.14 – Трикутний кінематичний модуль з двома криволінійними межами

Остаточно маємо:

$$C = \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2h_i}V_i, \quad (2.96)$$

де для даного випадку $V_i > 0$.

З огляду на вигляд КМПШ (2.95) необхідним залишається визначення форми похилих меж, нижня з яких контактує з мертвою зоною, а верхня із жорстким кінематичним модулем.

Для межування за кривою АВ згідно (2.3) маємо наступне диференціальне рівняння:

$$\begin{aligned} \text{AB:} \quad \frac{[\Delta V_z]}{[\Delta V_r]} &= Z'_{AB}, \\ \frac{(1-\alpha) \cdot 2h_i r}{R_{i+1}^2 - R_i^2} &= Z'_{AB}, \end{aligned}$$

Звідки знаходимо загальний розв'язок:

$$Z_{AB} = \frac{2h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} (1-\alpha) \frac{r^2}{2} + C.$$

З умов належності точок $A(R_{i+1}; h_i)$ та $B(R_i; b)$ даній кривій, визначаємо невідомі:

$$b = \frac{2h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} (1-\alpha) \frac{R_i^2}{2} + C \quad \Rightarrow \quad C = b - \frac{2h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} (1-\alpha) \frac{R_i^2}{2},$$

$$\text{Тоді } z_{AB} = \frac{2h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} (1 - \alpha) \left[\frac{r^2}{2} - \frac{R_2^2}{2} \right] + b.$$

Отримаємо:

$$b = h - \frac{2h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} (1 - \alpha) \left[\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right] = h_i - h_i(1 - \alpha) = \alpha h_i.$$

Остаточно отримали форму межі AB після відповідних перетворень:

$$Z_{AB} = \left(\frac{(1 - \alpha)(r^2 - R_{i+1}^2)}{R_{i+1}^2 - R_i^2} + 1 \right) \cdot h_i. \quad (2.97)$$

Звідси маємо цілком визначене положення точки $B(R_i; \alpha h_i)$.

Аналогічно отримаємо розв'язок диференціального рівняння для визначення межі у формі BC :

$$\text{BC:} \quad \frac{[\Delta V_z]}{[\Delta V_r]} = Z'_{BC},$$

$$\frac{-\alpha V_0 - 0}{\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2h_i r} V_0} = Z'_{BC}, \text{ звідси } Z'_{BC} = -\frac{2h_i r}{R_{i+1}^2 - R_i^2} \alpha.$$

Загальний розв'язок приймає вигляд:

$$Z_{BC} = -\frac{2h_i \cdot \alpha}{R_{i+1}^2 - R_i^2} \cdot \frac{r^2}{2} + C.$$

Використовуючи умови належності кривій точок $B(R_i; \alpha h_i)$ та $C(R_{i+1}; 0)$, визначаємо невідомі:

$$C = \frac{2h_i \cdot \alpha}{R_{i+1}^2 - R_i^2} \cdot \frac{R_{i+1}^2}{2}.$$

Звідси остаточно згідно (2.98):

$$Z_{BC} = \frac{h_i \cdot \alpha}{R_i^2 - R_{i+1}^2} (r^2 - R_{i+1}^2). \quad (2.98)$$

Вираз інтенсивності швидкості деформації згідно (2.96) - (2.98) має вигляд:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R_2^2 - R_1^2}{h \cdot r^2} \cdot V_0. \quad (2.99)$$

Потужність сил деформування згідно (3.74) приймає вигляд:

$$\begin{aligned}
N_{\partial} &= \sigma_s \cdot 2\pi \int_{R_{i+1}}^{R_i} r dr \int_{Z_{BC}}^{Z_{AB}} \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{h_i r^2} V_i dr = \\
&= \frac{2\pi\sigma_s V_i}{\sqrt{3} \cdot h_i} (R_i^2 - R_{i+1}^2) \cdot \int_{R_{i+1}}^{R_i} \frac{Z_{AB} - Z_{BC}}{r} dr = \frac{2\pi\sigma_s V_i}{\sqrt{3}} \left(R_i^2 \ln \frac{R_i}{R_{i+1}} - \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{2} \right). \quad (2.100)
\end{aligned}$$

Потужності сил зрізу на похилих та вертикальній межах приймають вигляд:

$$\begin{aligned}
N_{C_{AB}} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_{i+1}}^{R_i} (1 + Z'_{AB}{}^2) \cdot |V_r| r dr = \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \int_{R_{i+1}}^{R_i} (1 + Z'_{AB}{}^2) \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{2h_i r} V_i r dr = \\
&= \frac{\pi\sigma_s \cdot V_i}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{h_i} \cdot \left((R_i - R_{i+1}) + \frac{4 \cdot (\alpha - 1)^2 h^2}{(R_i^2 - R_{i+1}^2)^2} \cdot \frac{(R_i^3 - R_{i+1}^3)}{3} \right) \quad ; (2.101)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
N_{C_{BC}} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_{i+1}}^{R_i} (1 + Z'_{BC}{}^2) \cdot |V_r| r dr = \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \int_{R_{i+1}}^{R_i} (1 + Z'_{BC}{}^2) \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{2h_i r} V_i r dr = \\
&= \frac{\pi\sigma_s \cdot V_i}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{h_i} \cdot \left((R_i - R_{i+1}) + \frac{4 \cdot \alpha^2 h^2}{(R_i^2 - R_{i+1}^2)^2} \cdot \frac{(R_i^3 - R_{i+1}^3)}{3} \right) \quad ; (2.102)
\end{aligned}$$

$$N_{ci+1} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2}) dF = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi R_{i+1} \int_0^{h_i} |\alpha V_i| dz = \frac{2\pi\sigma_s R_{i+1} h_i}{\sqrt{3}} V. \quad (2.103)$$

Таким чином, всі складові (2.100)-(2.103) приведенного тиску деформування виражені через аналітичні функції. Розв'язав рівняння $\frac{d\Delta\bar{p}}{d\alpha} = 0$, отримаємо оптимальне значення параметру $\alpha \in (0, 1)$ у вигляді:

$$\alpha_{\text{opt}} = \frac{R_i^3 - R_{i+1}^3 + 3R_i^2(R_i - R_{i+1})}{8(R_i^3 - R_{i+1}^3)}. \quad (2.104)$$

Зазначимо, що дане оптимальне значення параметру не залежить від висоти даного кінематичного модуля та дозволяє отримати вираз оптимального приведенного тиску деформування за формулою:

$$\begin{aligned}
\Delta p &= \frac{1}{\sqrt{3}h_i} \cdot \left((R_i - R_{i+1}) + \frac{4 \cdot (2\alpha^2 + 2\alpha + 1)h_i^2}{(R_i^2 - R_{i+1}^2)^2} \cdot \frac{(R_i^3 - R_{i+1}^3)}{3} \right) + \\
&+ \frac{2R_{i+1}h_i}{\sqrt{3}R_i^2 - R_{i+1}^2} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{R_i^2}{R_i^2 - R_{i+1}^2} \ln \frac{R_i}{R_{i+1}} - \frac{1}{2} \right) \quad (2.105)
\end{aligned}$$

На оптимальне значення параметру $\alpha \in (0, 1)$ згідно (3.79) впливає тільки ширина кінематичного модуля (рис. 2.15, а). При цьому із збільшенням відносного параметру \bar{R}_{i+1} (тобто зменшенням ширини модуля) оптимальне значення параметру $\alpha \in (0, 1)$ зменшується, форма кінематичного модуля із відповідними похилими межами представлена за різних значень відносної довжини теж змінюється (рис. 2.15, б), положення точки стику кривих AB та BC знижується за вертикаллю. Таким чином, отримано повне представлення про вплив геометричних параметрів трикутного кінематичного модуля, оптимальне значення параметру (2.104) та приведенного тиску деформування (2.105), що повністю відповідає потребам вбудовуваності в інші розрахункові схеми процесу. Необхідним є тільки додаткове дослідження щодо складової потужності сил зрізу за вертикальною межею із даним та суміжним кінематичним модулем. Переваги використання даного кінематичного модуля наведені вище, однак в якості варіювання похилих меж виступає параметр $\alpha \in (0,1)$, при цьому це єдиний варіант завдання, наприклад, замінити похилі криволінійні межі AB та BC на прямолінійні неможливо, це є обмеженням даного кінематичного модуля. При цьому завдання кривих також не варіює можливості заміни вгнутості або випуклості для кожної із меж, а це не дозволяє проводити подальше розвинення даного кінематичного модуля IV-B в рамках запропонованого КМПШ.

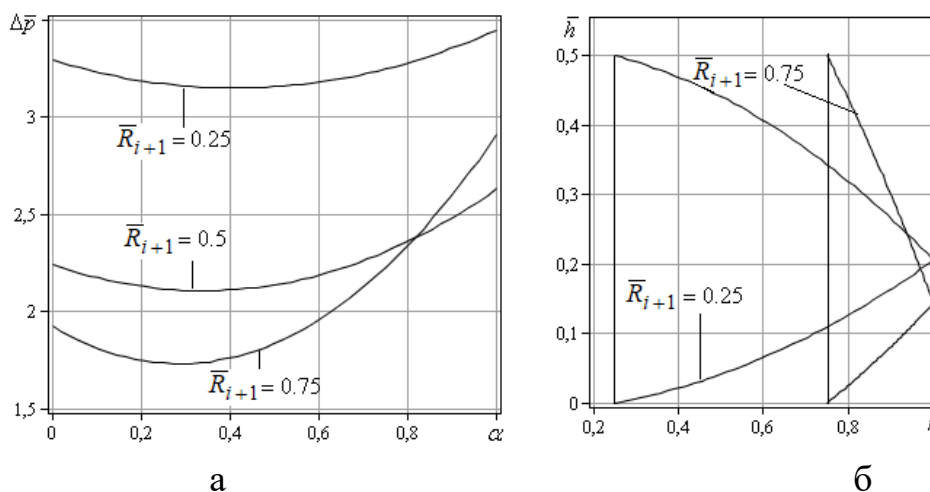


Рис. 2.15 – Залежності приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля від \bar{R}_{i+1} (а) та форма модуля (б)

Для кінематичного модуля форми IV-A метод визначення форми криволінійних меж, всі властивості, характеристики та обмеження є подібними. Однак слід зазначити, що форма кривих, а сама вгнутість та

опуклість для випадку різного розташування кривих меж відносно наявної вертикальної межі теж цілком визначена формою цього модуля. Таким чином, стосовно особливостей кінематичних трикутних модулів типів IV-A, B із двома похилими межами, маємо їх цілком визначений характер, заміна на інші криві в рамках заданого КМПШ не є можливою. КМПШ достатньо просте, що дозволило отримати складові приведенного тиску деформування у аналітичному вигляді від параметра $\alpha \in (0,1)$, що відповідає за положення точки B. Обмеженням для суміжних модулів є (нижній – мертва зона, верхній – жорсткий).

2.2.5 Розширення можливостей застосування кільцевого кінематичного трикутного модуля із прямокутною межею

До процесів, у розрахункових схемах яких є необхідність використання кінематичних модулів трикутної форми можна віднести процеси радіально-поздовжнього комбінованого видавлювання з обтисненням чи роздаванням (рис. 2.16) [192].

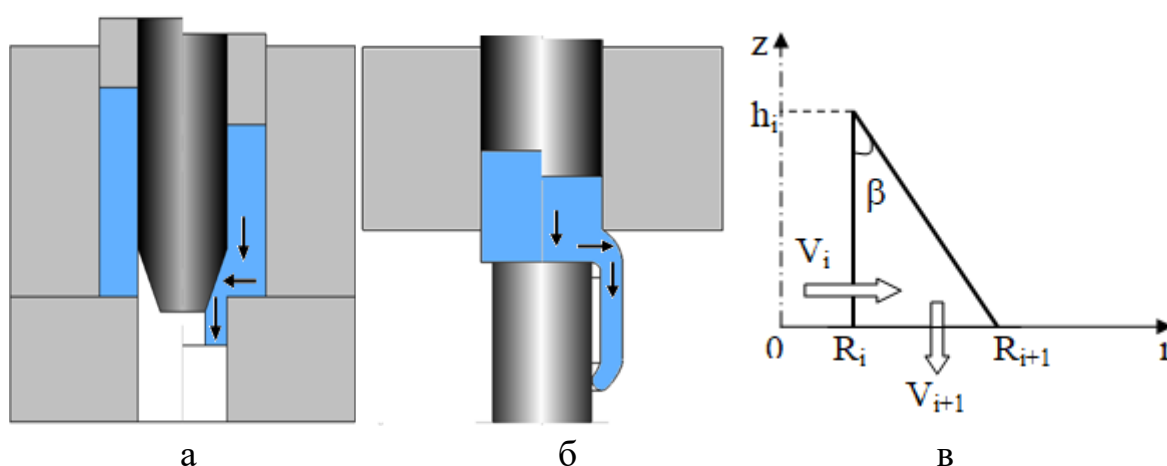


Рис. 2.16 – Схеми послідовного радіально-прямого видавлювання з обтисненням (а) та роздаванням (б) та кінематичного модуля (в)

Для кінематичного трикутного модуля з прямолінійною похилою межею (рис. 2.16, в) форми III-B (табл. 2.2) характерні наступні відмінності по відношенню із кінематичним трикутним модулем IV-B із двома криволінійними межами. Даний модуль можна розглядати у якості частинного випадку кінематичного модуля трапецеїдальної форми (рис. 2.5), шляхом покладання $h_2 = 0$. При цьому узагальнення обох може бути за рахунок заміни похилої межі на довільну криволінійну функцію $g_2(r)$ за умови існування $g_2'(r)$ в межах $[R_1, R_2]$. КМПШ даного

кінематичного модуля знайдемо, як частинний випадок кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля (рис. 2.5), покладаючи рівняння похилої прямолінійної межі у вигляді: $z(r) = -\frac{1}{\operatorname{tg}\beta}(r - R_2)$. Після такої заміни, отримаємо:

$$\begin{cases} V_z = -\frac{R_i}{(R_i + R_{i+1})\operatorname{tg}\beta} \left(2 + \frac{\operatorname{tg}\beta}{r} z\right) V_i; \\ V_r = \frac{R_i}{R_i + R_{i+1}} \left(1 + \frac{R_i}{r}\right) V_i. \end{cases} \quad (2.106)$$

Інтенсивність швидкостей деформування всередині кінематичного модуля згідно (2.106) приймає вигляд:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{R_i V_i}{\sqrt{3}(R_i + R_{i+1})r^2} \sqrt{4(r^2 + R_{i+1}r + R_{i+1}^2) + z^2}. \quad (2.107)$$

Отримаємо верхню оцінку згідно (2.107) за Коші-Буняковським у вигляді:

$$N_d \leq \frac{\pi\sigma_S V_i R_i (R_{i+1} - R_i)}{3(R_i + R_{i+1})\operatorname{tg}\beta} \sqrt{A \left[B + \frac{C}{\operatorname{tg}^2 \beta} \right]}, \quad (2.108)$$

де $A = 2R_{i+1} + 4R_i$, $B = 2\frac{R_{i+1}^3}{R_i^2} + 4R_i - 6R_{i+1}$,

$$C = \frac{R_i - R_{i+1}}{3} + R_{i+1} \left(\frac{R_i - R_{i+1}}{R_i} + \ln \left[\frac{R_{i+1}}{R_i} \right] \right) + \frac{R_{i+1}(R_{i+1}^2 - R_i^2)}{6R_i^2}.$$

Потужності сил зрізу на поверхнях входу та виходу приймають вигляд:

$$N_{c \rightarrow}^+ = \frac{\pi\sigma_S V_i R_i (R_{i+1} - R_i)(R_i + 3R_{i+1})}{\sqrt{3}(R_i + R_{i+1})}; \quad (2.109)$$

$$N_{c \downarrow}^- = \frac{\pi\sigma_S V_i R_i^2 h_i}{\sqrt{3}(R_i + R_{i+1})\operatorname{tg}\beta} \left(4 + \frac{h_i}{R_i} \operatorname{tg}\beta \right). \quad (2.110)$$

Потужність сил тертя на похилій межі між напівфабрикату та інструментом приймає вигляд:

$$N_t = \frac{\pi\sigma_S V_i R_i (R_{i+1} - R_i)(R_i + 3R_{i+1})}{\sqrt{3}(R_i + R_{i+1})} \left(1 + \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \beta} \right), \quad (2.111)$$

де μ_S – коефіцієнт тертя ($0 \leq \mu_S \leq 0,5$).

Властивість за аналогією із трапецеїдальним модулем для (2.109) та

(2.110) справджується, бо маємо рівність $N_t = (1 + k^2) \cdot N_{c \rightarrow}^+$, де $k = -\frac{1}{\operatorname{tg} \beta}$.

Загальний вираз повної величини приведенного тиску деформування із урахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування (2.108) та складових (2.109) - (2.111) набуває вигляду:

$$\bar{p} = \frac{N_d + N_{c \rightarrow}^+ + N_{c \downarrow}^- + N_t}{2\pi\sigma_s V_i R_i h_i}. \quad (2.112)$$

Відхилення величини приведенного тиску деформування \bar{p}_d^* всередині кінематичного модуля, що обчислюється чисельно, від її верхньої оцінки $\bar{p}_d = Nd / 2\pi\sigma_s V_i R_i$ досліджено нижче (рис. 2.17). У розрахунках переходимо до безрозмірних величин, віднесених до R_i , тобто $\bar{h} = h / R_i$, $\bar{R}_{i+1} = R_{i+1} / R_i$. Характер отриманих кривих (верхньої оцінки – суцільні лінії) та величини приведенного тиску деформування (пунктирні лінії) однотипні для різних співвідношень геометричних параметрів (рис. 2.17, а). Відхилення верхньої оцінки за Коші-Буняковським складає не більше 3–7%, але для величини повного приведенного тиску деформування кінематичного модуля значно зменшується і зазвичай складає не більше 1–3% [192].

Таким чином, у наступних дослідженнях будемо використовувати верхню оцінку приведенного тиску деформування трикутного кінематичного модуля у вигляді $\bar{p}_d = Nd / 2\pi\sigma_s V_i R_i$. Вплив умов тертя на повну величину приведенного тиску деформування із урахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування у вигляді \bar{p} представлено нижче (рис. 2.17, б). Характер кривих за різних умов тертя, характерних для процесів холодного видавлювання ідентичний із наявністю точки мінімуму, яка відповідає оптимальному значенню висоти кінематичного модуля у відносних розмірах. При цьому погіршення умов тертя призводить до зміщення оптимального значення \bar{h} в сторону збільшення.

Вплив ширини кінематичного модуля у вигляді величини $\bar{S} = \bar{R}_{i+1} - 1$ дослідимо нижче за умов $\mu_s = 0.08$ (рис. 2.18, а). Наявність точки мінімуму є за всіх співвідношень $\bar{S} = \bar{R}_{i+1} - 1$, однак оптимальне значення \bar{h} , яке визначає фактично кут нахилу β похилої межі, зміщується в сторону зростання із збільшенням ширини кінематичного модуля.

Вплив складових зрізу на поверхнях входу та виходу із кінематичного модуля на повну величину приведенного тиску деформування дослідимо для співвідношень наступного вигляду:

$$\bar{N}_{c \rightarrow}^+ = \frac{N_{c \rightarrow}^+}{2\pi\sigma_s V_i R_i h_i}; \quad \bar{N}_{c \downarrow}^- = \frac{N_{c \downarrow}^-}{2\pi\sigma_s V_i R_i h_i}. \quad (2.113)$$

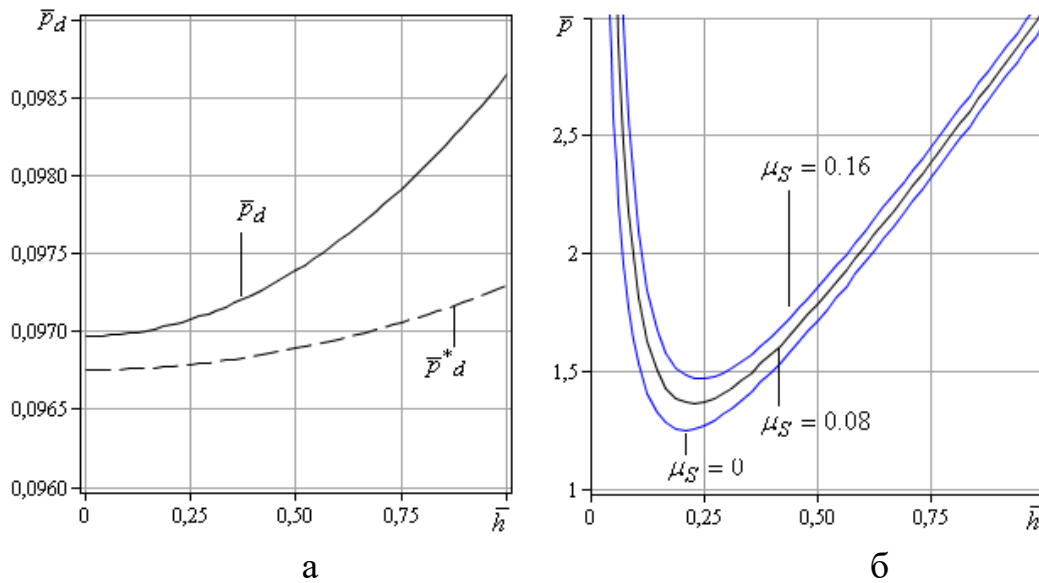


Рис. 2.17 – Порівняльний аналіз при $\bar{h} = 0.5$, $\bar{R}_{i+1} = 1.2$ величин \bar{p}_d^* та її верхньої оцінки \bar{p}_{d2} (а) та величини повного приведенного тиску деформування \bar{p} за різних умов тертя (б)

Для точки мінімуму приведенного тиску деформування \bar{p} маємо значний внесок сумарної величини потужностей сил зрізу у відносних величинах (рис. 2.18, б), їх рівність фактично відповідає отриманій точці мінімуму. Перевіримо цю властивість для інших співвідношень за умов тертя $\mu_s = 0.08$ (рис. 2.19). Маємо дану властивість для різних значень ширини кінематичного модуля, однак із збільшенням величини \bar{S} проходить і збільшення оптимального значення відносної висоти кінематичного модуля.

Зазначимо, що таким чином, можна ставити питання про оптимізацію за кутом нахилу β похилої межі, який визначає оптимальне значення \bar{h} при фіксованому значенні \bar{S} у загальних розрахункових схемах процесів із наявністю фаски, що відображає розроблений кінематичний модуль.

Отже, для кінематичного модуля трикутної форми (рис. 2.16, в) одержано величину приведенного тиску в аналітичному вигляді $\Delta\bar{p}$ (2.112) із врахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування (2.108), сил тертя на поверхні інструменту та напівфабрикату та зрізу на межі суміжних кінематичних модулів у вигляді (2.109)-(2.111). Умови тертя та відносна величина \bar{S} товщини стінки, що видавлюється, суттєво впливають на оптимальне значення висоти кінематичного модуля, що обумовлює кут нахилу похилої межі.

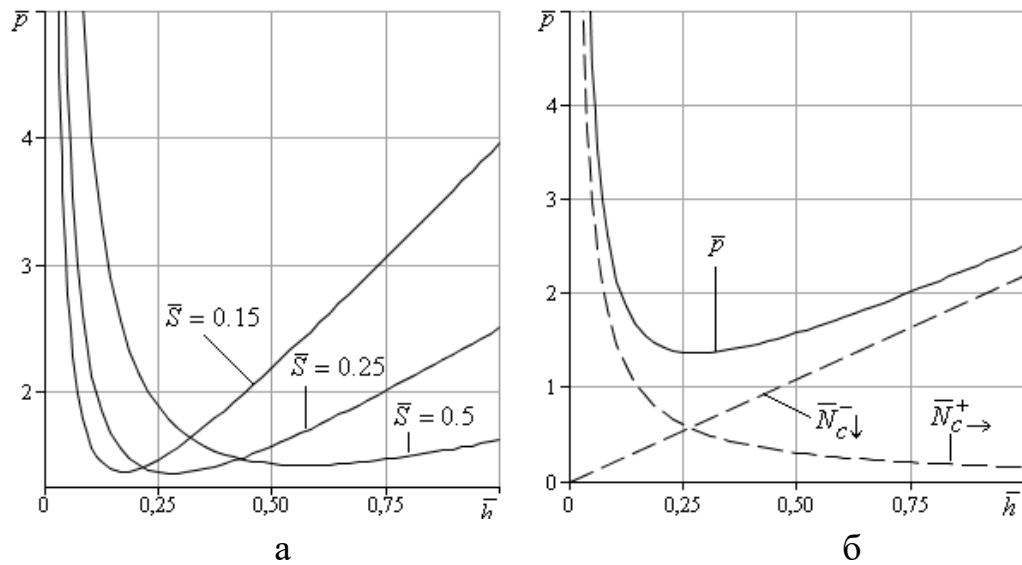


Рис. 2.18 – Залежність від \bar{h} приведенного тиску деформування (а) при різних \bar{S} та порівняльний аналіз із складовими потужностей зрізу $\bar{N}_{c\rightarrow}^+$ та $\bar{N}_{c\downarrow}^-$ при $\mu_s = 0.08$ та $\bar{S} = 0.25$ (б)

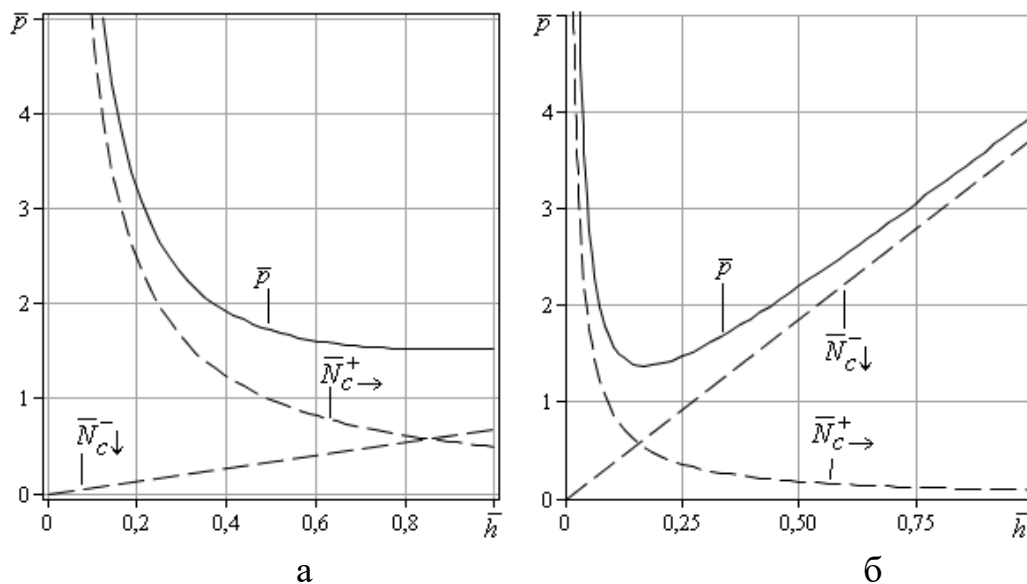


Рис. 2.19 – Залежність від \bar{h} та порівняльний аналіз із складовими потужностей зрізу $\bar{N}_{c\rightarrow}^+$ та $\bar{N}_{c\downarrow}^-$ при $\mu_s = 0.08$ та $\bar{S} = 0.75$ (а) $\bar{S} = 0.15$ (б)

Оптимальне значення \bar{h} за різних співвідношень ширини кінематичного модуля \bar{S} , знайдене із рівності потужностей сил зрізу при $\mu_s = 0.08$ фактично відображає положення точки мінімуму приведенного тиску деформування. Отримані залежності потужностей деформування, тертя та зрізу (2.110)–(2.112) та повна величина приведенного тиску (2.113) можуть використовуватися у загальних розрахункових схемах моделювання процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання.

Альтернативний кінематичний трикутний модуль з прямолінійною похилою межею

За аналогією із розробленим вище трикутним кінематичним модулем, що дозволяє моделювати процеси послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням (рис.2.16, в), розробки вимагає і трикутний кінематичний модуль вигляду 2 (рис. 2.20), який може бути використаним для моделювання конфігурації інструменту при видавлюванні із трубних заготовок або за наявності нижньої «мертвої» зони.

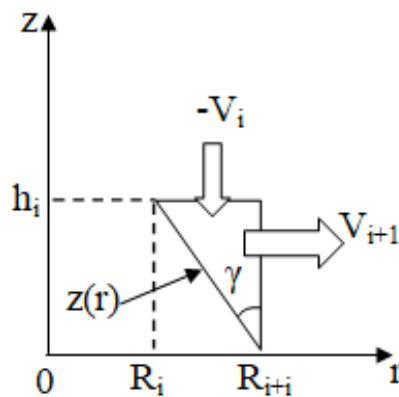


Рис. 2.20 – Альтернативний кінематичний трикутний модуль

КМПШ даного кінематичного модуля із урахуванням заміни швидкості входу через горизонтальну межу (а не вертикальну, як у випадку вище) після перетворень приймає вигляд:

$$\begin{cases} V_z = -\frac{1}{2} \left(2 + \frac{tg\gamma}{r} (z - h_i) \right) V_i; \\ V_r = \frac{R_{i+1} - R_i}{2h_i} \left(1 + \frac{R_i}{r} \right) V_i. \end{cases} \quad (2.114)$$

При цьому прямолінійна похила межа для КМПШ (2.114) приймає вигляд:

$$z(r) = -\frac{1}{tg\gamma} (r - R_{i+1}), \quad tg\gamma = \frac{R_{i+1} - R_i}{h_i} \quad (2.115)$$

Інтенсивність швидкостей деформування всередині кінематичного модуля згідно (2.115) приймає вигляд:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{V_i tg\gamma}{2\sqrt{3} r^2} \sqrt{4(r^2 + R_i r + R_i^2) + (z - h_i)^2}. \quad (2.116)$$

Необхідним є визначення складових для верхньої оцінки за Коші-Буняковським потужності сил деформування:

$$V = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_{z(r)}^{h_i} dz = 2\pi \left[\frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3tg\gamma} + \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \left[h_i - \frac{R_{i+1}}{tg\gamma} \right] \right]; \quad (2.117)$$

$$\iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 = 2\pi \left(\frac{V_i tg\gamma}{2\sqrt{3}} \right)^2 \left[\frac{4}{tg\gamma} \left[(R_{i+1} - R_i) + \frac{R_i^3}{2} \left[\frac{1}{R_{i+1}^2} - \frac{1}{R_i^2} \right] + \frac{1}{3tg^3\gamma} A \right] \right], \quad (2.118)$$

$$\text{де } A = R_{i+1} - R_i - 3R_i \ln \frac{R_{i+1}}{R_i} - 3R_i^2 \left(\frac{1}{R_{i+1}} - \frac{1}{R_i} \right) + \frac{R_i^3}{2} \left(\frac{1}{R_{i+1}^2} - \frac{1}{R_i^2} \right).$$

Остаточно згідно (2.117) та (2.118) отримаємо:

$$N_d \leq \frac{\pi\sigma_s V_i tg\gamma}{\sqrt{3}} \sqrt{\left[\frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3tg\gamma} + \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \left[h_i - \frac{R_{i+1}}{tg\gamma} \right] \right] \times \left[\frac{4}{tg\gamma} \left[(R_{i+1} - R_i) + \frac{R_i^3}{2} \left[\frac{1}{R_{i+1}^2} - \frac{1}{R_i^2} \right] + \frac{1}{3tg^3\gamma} A \right] \right]}, \quad (2.119)$$

Потужності сил зрізу на поверхнях входу та виходу приймають вигляд:

$$N_{c \rightarrow}^+ = \frac{\pi\sigma_s V_i tg\gamma (R_{i+1} - R_i)(R_{i+1} + 3R_i)}{2\sqrt{3}}; \quad (2.120)$$

$$N_{c \downarrow}^- = \frac{\pi\sigma_s V_i R_{i+1} h_i}{2\sqrt{3}} \left(4 - \frac{h_i}{R_{i+1}} tg\gamma \right). \quad (2.121)$$

Потужність сил тертя на похилій межі між напівфабрикату та інструментом приймає вигляд з аналогією властивості зв'язку між потужностями сил тертя та зрізу на поверхні входу згідно (2.120) має вигляд:

$$N_t = (1 + k^2) \cdot N_{c \rightarrow}^+, \quad (2.122)$$

де μ_s – коефіцієнт тертя ($0 \leq \mu_s \leq 0,5$) та $k = -\frac{1}{tg\gamma}$.

Загальний вираз повної величини приведенного тиску деформування із урахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування (2.119) та складових (2.120) і (2.121) набуває вигляду:

$$\bar{p} = \frac{N_d + N_{c \rightarrow}^+ + N_{c \downarrow}^- + N_t}{\pi\sigma_s V_i R_i^2}. \quad (2.123)$$

За потреби у наступних дослідженнях рекомендується використовувати верхню оцінку приведенного тиску деформування трикутного кінематичного модуля у вигляді $\bar{p}_d = Nd / 2\pi\sigma_s V_i R_i$. Зазначимо, що з огляду на те, що даний

трикутний кінематичний модуль у різних типах є частинним випадком трапецеїдального кінематичного модуля (рис. 2.5), властивості зберігаються. Найпростішим варіантом завдання похилої межі є лінійна функція, у якості кривих узагальненого КМПШ виступають криві, що задовольняють умову існування $g'_2(r)$ в межах $[R_1, R_2]$. Рівності потужності сил деформування на поверхнях входу та виходу немає. Основні проблеми у обчисленнях складових приведенного тиску деформування стосуються необхідності використання наближених оцінок за Коші-Буняковським або кубатурними формулами.

2.3 Систематизація напрямків розширення можливостей кінематичних модулів складної конфігурації

Згідно із проведеним аналізом найуживаніших кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми та виявлених особливостей, властивостей та обмежень, розширено комплекс їх характеристик [192–196]. Для подальшої зручності у дослідженнях запропонуємо для узагальненої розрахункової схеми процесів послідовного та суміщеного видавлювання (рис. 2.21) класифікацію та позначення. Попередній поділ кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми можна також проводити з огляду на суттєві відмінності при використанні у МКМ відбувається за ступенем свободи течії металу.

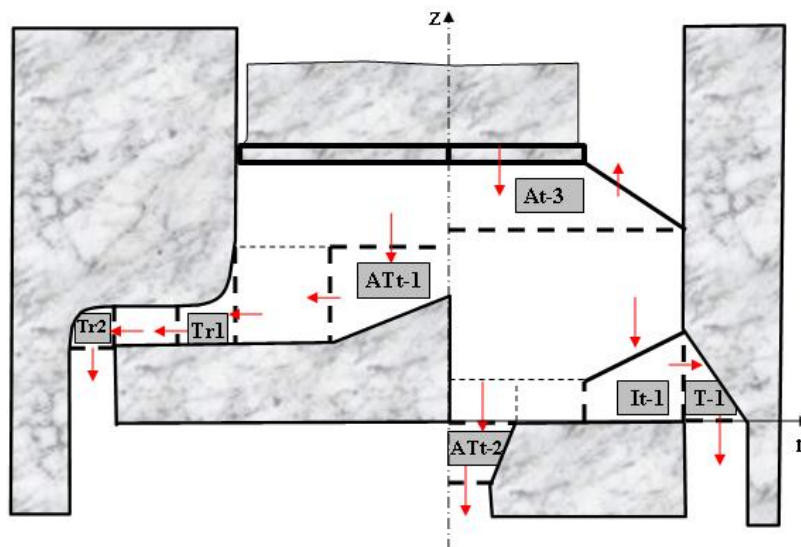


Рис. 2.21 – Узагальнена схема комбінованого видавлювання з поділом за основними ознаками

Класифікацію кінематичних модулів запропоновано проводити за наступними ознаками:

1) форми кінематичного модуля (прямокутна (найпростіша), трапецеїдальна або трикутна із подальшим поділом згідно наявності

прямолінійної або криволінійної межі (або меж) та кількості похилих (криволінійних) меж);

2) розташування кінематичного модуля (осьовий (А) або неосьовий (кільцевий), внутрішній (повністю належить заготовці на початку процесу деформування (І)) або зовнішній (заповнюється металом із плином процесу деформування та зазвичай враховує особливості конфігурації інструменту) та кількістю меж із суміжними кінематичними модулями та меж контакту заготовки та інструменту;

3) кількістю швидкостей на вході та виході із кінематичного модуля, що обумовлює і ступінь свободи течії металу через об'єм модуля (один чи більше);

4) наявність (або відсутність) швидкостей входу чи виходу через похилі (криволінійні) межі кінематичного модуля, що обумовлює наявність зміни характеру течії металу від поздовжнього (прямого або зворотного) до радіального (доцентрового або відцентрового);

5) наявність (або відсутність) обмежень щодо форми кривої, що описує похилу межу з точки зору можливості розгляду її як сімейства функцій деякого параметру варіювання або відсутність такої можливості;

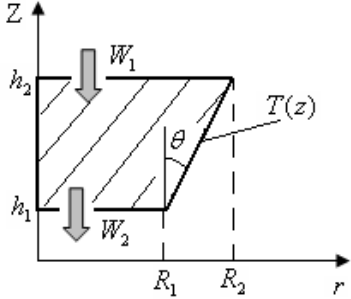
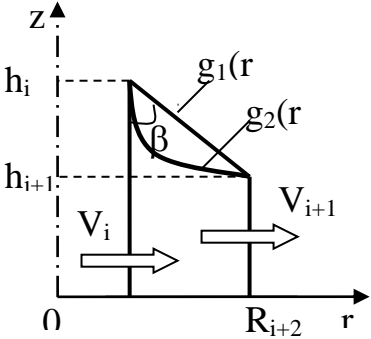
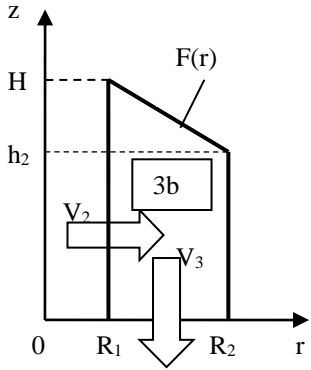
6) наявність (або відсутність) обмежень щодо варіації конфігурації суміжних модулів, що може накладати обмеження у використанні даного кінематичного модуля;

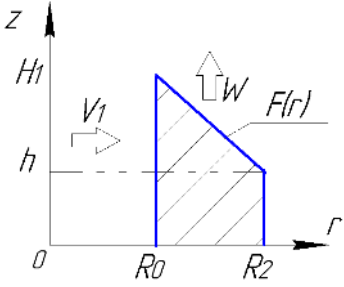
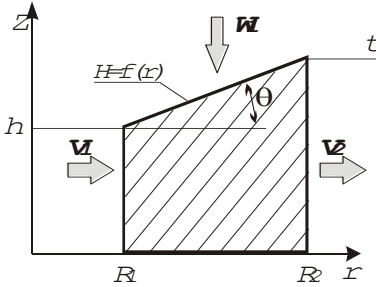
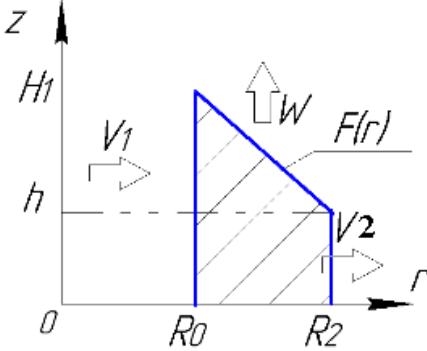
7) наявність можливості випадків виродження даного кінематичного модуля у іншу форму або частинні випадки з меншим ступенем свободи течії металу.

Систематизація кінематичних модулів складної конфігурації за наведеними вище ознаками із виокремленням частинних випадків, різних підтипів та особливостей дозволяє врахувати межі використання даних модулів та виробити відповідні рекомендації щодо доцільності (або ні) та особливостей їх вбудовування в загальні розрахункові схеми нових процесів комбінованого видавлювання. При цьому при дослідженнях кінематичних модулів слід враховувати і можливості їх використання в схемах процесів із подільністю за осередками деформації (табл. 2.1). Для кінематичних модулів із декількома ступенями свободи течії металу слід в подальшому досліджувати окремо питання можливості оптимізації величини приведенного тиску деформування за кінематичними параметрами.

При розмежуванні типів кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми у табл. 2.4 представлений один із можливих варіантів кінематичного модуля із урахуванням форми, розташування та наявних швидкостей входу (виходу), підтипи із зміною кута нахилу прямолінійної межі та інверсійної зміни напрямку швидкостей не враховувалися. Таким чином, один кінематичний модуль можна представити у вигляді декількох однотипних кінематичних модулів із зберіганням основних властивостей, відмінність яких полягає тільки у зміні напрямків швидкостей входу (виходу) у випадку, коли похилі межі не є варіативними, а цілком визначені для даного КМПШ.

Таблиця 2.4 – Систематизація кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми

1	Трапецеїдальні		
			
2	<p>Осьовий зовнішній (або внутрішній) 1 похила межа контакту з інструментом (або з мертвою зоною) 2 горизонтальні межі із суміжними модулями</p>	<p>Неосьовий (кільцевий) зовнішній 1 похила та 1 горизонтальна межі контакту з інструментом 2 вертикальні межі із суміжними модулями</p>	<p>Неосьовий (кільцевий) зовнішній 1 похила та 1 вертикальна межі контакту з інструментом 1 вертикальна та 1 горизонтальна межі із суміжними модулями</p>
3	<p>Один ступінь свободи течії: 1 вхідна швидкість 1 вихідна швидкість</p>	<p>Один ступінь свободи течії: 1 вхідна швидкість 1 вихідна швидкість</p>	<p>Один ступінь свободи течії: 1 вхідна швидкість 1 вихідна швидкість</p>
4	<p>Швидкостей входу (виходу) через похилу межу немає Зміни напрямку течії немає</p>	<p>Швидкостей входу (виходу) через похилу межу немає Зміни напрямку течії немає</p>	<p>Швидкостей входу (виходу) через похилу межу немає Зміна напрямку течії є</p>
5	<p>Варіативність форми кривої є Обмеження на криву є Найпростіший випадок похилої межі – пряма</p>	<p>Варіативність форми кривої є Обмеження на криву є Найпростіший випадок похилої межі - пряма</p>	<p>Варіативність форми кривої є Обмеження на криву є Найпростіший випадок похилої межі - пряма</p>
6	<p>Обмежень щодо суміжних кінематичних модулів немає</p>	<p>Обмежень щодо суміжних кінематичних модулів немає</p>	<p>Обмежень щодо суміжних кінематичних модулів немає</p>
7	-	-	Виродження у трикутний при $h_2=0$

1	Трапецеїдальні		
			
2	<p>Неосьовий (кільцевий) внутрішній</p> <p>1 горизонтальна (або мертвою зоною) та 1 вертикальна межі контакту з інструментом</p> <p>1 вертикальна та 1 похила межі із суміжними модулями</p>	<p>Неосьовий (кільцевий) внутрішній</p> <p>1 похила межа із суміжним модулем</p> <p>2 вертикальні межі із суміжними модулями</p> <p>1 горизонтальна межа контакту із інструментом (або мертвою зоною)</p>	<p>Неосьовий (кільцевий) внутрішній</p> <p>1 похила межа із суміжним модулем</p> <p>2 вертикальні межі із суміжними модулями</p> <p>1 горизонтальна межа контакту із інструментом (або мертвою зоною)</p>
3	<p>Один ступінь свободи течії:</p> <p>1 вхідна швидкість</p> <p>1 вихідна швидкість</p>	<p>Один ступінь свободи течії на виході:</p> <p>2 вхідна швидкості</p> <p>1 вихідна швидкість</p>	<p>Два ступеня свободи течії на виході:</p> <p>1 вхідна швидкості</p> <p>2 вихідні швидкості</p>
4	Швидкість входу (виходу) через похилу межу ϵ ; зміна напрямку течії ϵ		
5	Варіативність форми кривої ϵ ; обмеження на криву ϵ Найпростіший випадок похилої межі - пряма		
6	Обмеження ϵ (з похилою межею контактує тільки жорсткий суміжний модуль)	Обмеження щодо суміжного кінематичного модуля ϵ (з похилою межею контактує тільки жорсткий суміжний модуль)	Обмеження щодо суміжного кінематичного модуля ϵ (з похилою межею контактує тільки жорсткий суміжний модуль)
7	Питання щодо виродження в трикутний при $h=0$	Виродження в трапецеїдальні за умови відсутності однієї з швидкостей входу	Виродження в трапецеїдальні за умови відсутності однієї з швидкостей виходу

Продовження таблиці 2.4

1	Трапецеїдальні	Трикутні	
			
2	<p>Осьовий внутрішній</p> <p>1 похила межа із суміжним модулем</p> <p>2 горизонтальні межі із суміжними модулями (або верхня межа контакту із інструментом)</p>	<p>Неосьовий внутрішній</p> <p>1 вертикальна та</p> <p>2 похилі межі із суміжними модулями</p>	<p>Неосьовий внутрішній</p> <p>1 вертикальна та 1 горизонтальна межі із суміжними модулями</p> <p>1 похила межа контакту з інструментом</p>
3	<p>Два ступені свободи течії на виході:</p> <p>1 вхідна швидкість</p> <p>2 вихідна швидкість</p>	<p>Один ступінь свободи течії:</p> <p>1 вхідна швидкість</p> <p>1 вихідна швидкість</p>	<p>Один ступінь свободи течії:</p> <p>1 вхідна швидкість</p> <p>1 вихідна швидкість</p>
4	<p>Швидкість виходу через похилу межу є</p> <p>Зміна напрямку течії є</p>	<p>Швидкість входу через похилу межу є</p> <p>Зміна напрямку течії є</p>	<p>Швидкостей входу (виходу) через похилу межу немає.</p> <p>Зміна напрямку течії є</p>
5	<p>Варіативність форми кривої є</p> <p>Обмеження на криву є</p> <p>Найпростіший випадок похилої межі - пряма</p>	<p>Варіативності форми немає</p> <p>Криві, що описують похилі межі, однозначно визначені</p>	<p>Варіативність форми кривої під питанням. Найпростіший випадок похилої межі - пряма</p>
6	<p>Обмеження щодо суміжного кінематичного модуля є (з похилою межею контактує тільки жорсткий суміжний модуль)</p>	<p>Обмеження: жорсткий верхній модуль та мертва зона знизу</p>	<p>Обмежень щодо суміжних кінематичних модулів немає</p>
7	<p>Виродження в трапецеїдальний за умови відсутності швидкостей виходу через похилу межу</p>	<p>-</p>	<p>Частинний випадок трапецеїдального кільцевого кінематичного модуля із зміною напрямку течії</p>

3. РОЗРОБКА КІНЕМАТИЧНИХ МОДУЛІВ СКЛАДНОЇ КОНФІГУРАЦІЇ

3.1 Розробка осевого кінематичного модуля трапецеїдальної форми з похилою межею

Розглянемо осевий трапецеїдальний модуль типу АТt-1 з похилою межею прямолінійної або криволінійної форми, що може бути використаний як внутрішній з наявністю «мертвої» зони в нижній частині заготовки або як модуль з похилою межею заготовки та інструменту (рис. 3.1).

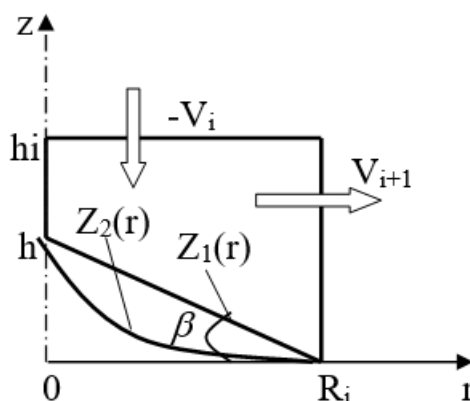


Рис. 3.1 – Загальна схема осевого трапецеїдального модуля

Загальний вигляд КМПШ модуля з нижньою похилою межею $z = z_i(r)$ має вигляд [197, 198]:

$$\begin{cases} V_z = -V_i + \frac{V_i(z_i - h_i)}{z_i(r) - h_i} \cdot \left(1 + \frac{z_i'(r)r}{2(h_i - z_i(r))}\right); \\ V_r = \frac{V_i r}{2(h_i - z_i(r))}. \end{cases} \quad (3.1)$$

де $z_i(r)$ – довільна крива, що описує похилу межу та проходить через точки $(0, h)$ та $(R_i, 0)$.

Розглянемо окремі випадки даного осевого кінематичного модуля, покладаючи в отриманих узагальнених КМПШ (3.1) і складових різні види функцій похилої межі. Використовуючи в найпростішому випадку прямолінійну похилу межу розділу течії, отримуємо співвідношення:

$$z_1(r) = k_1(r - R_i), \quad k_1 = z_1'(r) = -\frac{h}{R_i}. \quad (3.2)$$

Вираз інтенсивності швидкостей деформації $\dot{\varepsilon}_i$ для даного кінематичного модуля з урахуванням (3.1) та (3.2) приймає вигляд:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{rV_i}{2\sqrt{3}(h_i - z_1(r))^2} \sqrt{(3(h_i - h) - 2k_1r)^2 + 3(h_i - h)^2 + \left(\frac{k_1(3(h_i - h) - k_1r)}{z_1(r) - h_i}\right)^2} (z - h_i)^2. \quad (3.3)$$

Отриманий вираз (3.3) є досить громіздким. Для перевірки можливості використання формул лінеаризації в цьому випадку досить вирішити питання порівняльного аналізу функцій в межах даного кінематичного модуля за умови $h < 2R_i/\sqrt{3}$:

$$\sqrt{3}\dot{\varepsilon}_i = \begin{cases} |\xi| + 0,4 \cdot |\dot{\gamma}_{rz}|, & |\xi| > |\dot{\gamma}_{rz}|, \\ |\xi|, & |\xi| < |\dot{\gamma}_{rz}|, \end{cases} \quad (3.4)$$

$$\text{де } \sqrt{3}\xi = -\frac{V_i}{2(z_1(r) - h_i)^3} \left(3(h_i - h) + \frac{2h}{R_i}r \right) \text{ за умови } (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta) \cdot (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z) < 0.$$

Отримаємо верхню оцінку потужності сил деформування на основі лінеаризації (3.4):

$$N_{d1} = \frac{2\pi\sigma_S V_i}{3} (2 - 0,1\sqrt{3}k_1) \left[\frac{R_i(3R_i k_1 + 2h_i)}{2k_1} + AR + \left(A \left(R_i + \frac{h_i}{k_1} \right) + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1} \right)^2 \right) \ln \left(\frac{h_i}{h_i - h} \right) \right] \quad (3.5)$$

$$\text{де } A = \frac{(3 - 0,3\sqrt{3}k_1)(h_i - h)}{(0,1\sqrt{3}k_1 - 2)k_1}.$$

Для отримання величини приведенного тиску $\Delta\bar{p}$ в аналітичному вигляді також можна виконати верхню оцінку потужності сил деформування у вигляді:

$$\iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 dV = -\frac{\pi V_i^2}{18k_1} (12 + k_1^2) \left[\begin{aligned} & R_i + (3C - A) \ln \left(\frac{h_i}{h_i - h} \right) - \left(\frac{1}{C} - \frac{k_1}{h_i} \right) (3C^2 - 2AC + B) - \\ & - \frac{1}{2} \left(\frac{k_1^2}{h_i^2} - \frac{1}{C^2} \right) (C^3 - AC^2 + BC) \end{aligned} \right], \quad (3.6)$$

$$\text{де } A = \frac{6(h_i - h)(6 + k_1^2)}{(12 + k_1^2)k_1}, \quad B = \frac{9(h_i - h)^2(4 + k_1^2)}{(12 + k_1^2)k_1^2}, \quad C = R + \frac{h_i}{k_1};$$

$$N_{d2} = \sigma_S \sqrt{V \cdot \iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 dV}, \quad (3.7)$$

$$\text{де } V = 2\pi \int_0^{R_i} r dr \int_{z_1(r)}^{h_i} dz = \frac{(3(h_i + R_i k_1) - 2R_i k_1)R_i^2}{3} \pi - \text{об'єм області модуля.}$$

Потужності сил зрізу на поверхні входу $N_{c \rightarrow}$ та виходу $N_{c \downarrow}$ для даного кінематичного модуля із урахуванням знаку відповідної складової КМПШ на поверхні зрізу мають вигляд:

$$N_{c \rightarrow}^+ = -\frac{\pi \sigma_S V_i}{\sqrt{3} \cdot k_1} \left[\frac{R_i^2}{2} + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1} \right) R_i + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1} \right)^2 \ln \left(\frac{h_i}{h_i - h} \right) \right]; \quad (3.8)$$

$$N_{c \downarrow}^- = \frac{\pi \sigma_S V_i}{\sqrt{3}} \left(1 - \frac{R_i}{2h_i} k_1 \right) R_i h_i. \quad (3.9)$$

Якщо даний кінематичний модуль розглядаємо як модуль, що межує з інструментом на похилій межі $z_1(r)$, то потужність сил тертя N_t набуває вигляду:

$$N_t = 2\mu_s \cdot (1 + k_1^2) \cdot N_{c \rightarrow}^+, \quad (3.10)$$

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

Таким чином, отримали приведений тиск кінематичного модуля з урахуванням чисельних розрахунків в загальному випадку і запропонованих вище верхніх оцінок (3.5) та (3.6) потужності сил деформування та сил зрізу і тертя (3.8)–(3.10):

$$\Delta \bar{p} = \frac{N_d + N_{c \rightarrow}^+ + N_{c \downarrow}^- + N_t}{\pi \sigma_s V_i R_i^2}; \quad (3.11)$$

$$\Delta \bar{p}_1 = \frac{N_{d1} + N_{c \rightarrow}^+ + N_{c \downarrow}^- + N_t}{\pi \sigma_s V_i R_i^2}; \quad (3.12)$$

$$\Delta \bar{p}_2 = \frac{N_{d2} + N_{c \rightarrow}^+ + N_{c \downarrow}^- + N_t}{\pi \sigma_s V_i R_i^2}. \quad (3.13)$$

Проведено порівняльний аналіз величин $\bar{N}_d = N_d / \pi \sigma_s V_i R_i^2$, отриманої чисельно, і верхніх оцінок (3.5) у вигляді лінеаризації $\bar{N}_{d1} = N_{d1} / \pi \sigma_s V_i R_i^2$ і (3.7) у вигляді $\bar{N}_{d2} = N_{d2} / \pi \sigma_s V_i R_i^2$ відповідно. Дані функції монотонно спадають за всіх $\bar{h} = h / R_i \in (0, \bar{h}_i)$, характер зміни не змінюється при співвідношеннях $h_i / R_i < 1$ (рис. 3.2, а) і $h_i / R_i > 1$ (рис. 3.2, б). Відхилення величини \bar{N}_{d1} (з використанням лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації) від \bar{N}_d більш істотно, як в чисельному вигляді, так і в характері зміни кривих. Тому необхідно рекомендувати використання верхньої оцінки у вигляді (3.7), при цьому найменше відхилення від \bar{N}_d

характерно для значень $\bar{h} \in (0, \bar{H}/2)$ та не перевищує 1–3%. Для загального аналізу можливостей використання спрощених оцінок приведенного тиску деформування для кінематичного модуля розглянемо сумарну величину, що враховує потужності сил деформування, тертя і зрізів у вигляді $\Delta\bar{p}$ і верхніх оцінок $\Delta\bar{p}_1$ і $\Delta\bar{p}_2$ згідно (3.11)–(3.13) (рис. 3.3).

Аналіз залежностей приведенного тиску і його верхніх оцінок також свідчить про раціональність застосування $\Delta\bar{p}_2$. При цьому врахування потужностей сил зрізу на поверхнях входу і виходу при відсутності тертя ($\mu_s = 0$) показує кардинальну відмінність в характері зміни досліджуваних величин (рис. 3.3, а), при максимально жорстких умовах тертя ($\mu_s = 0.5$) оптимізація приведених тисків за параметром \bar{h} неможлива, дані функції монотонно зростають (точка мінімуму відсутня) (рис. 3.3, б). Для умов тертя, найбільш характерних для процесів холодного видавлювання $\mu_s = 0.08 \div 0.16$ для величин $\Delta\bar{p}$ і $\Delta\bar{p}_2$ оптимізація за параметром \bar{h} є можливою із наявністю точки мінімуму для досліджуваних величин, крім $\Delta\bar{p}_1$, що свідчить значні зміни в поведінці функції верхньої оцінки із використанням лінеаризації (рис. 3.3, в, г). Заміна величини $\Delta\bar{p}$ верхньої оцінкою $\Delta\bar{p}_2$ призводить до відхилення в меншу сторону відповідної наявної точки мінімуму, але забезпечує можливість оптимізації величини приведенного тиску деформування за параметром \bar{h} .

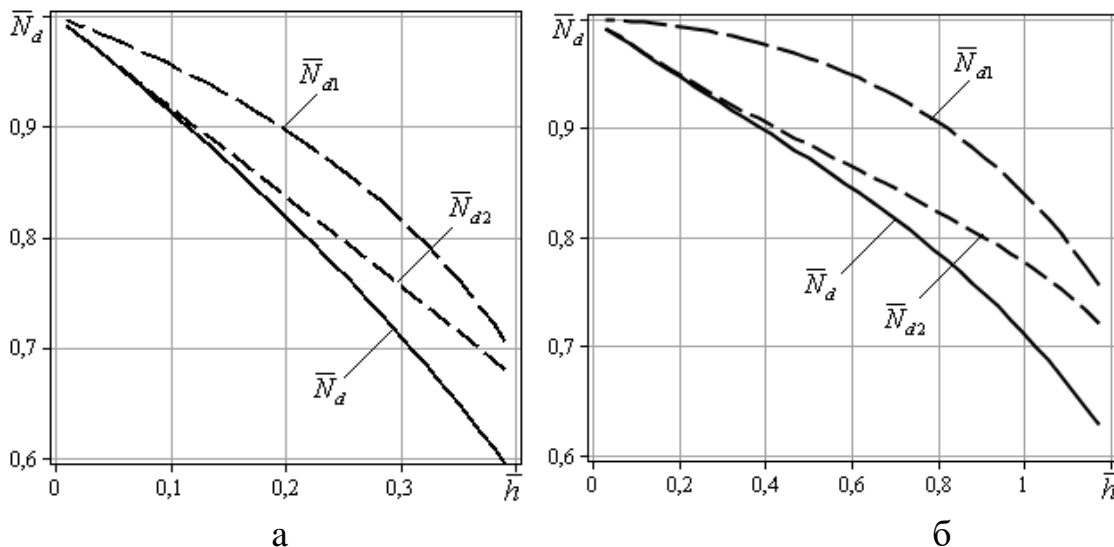


Рис. 3.2 – Залежності оцінок потужності сил деформування вигляду $\bar{N}_d = N_d / \pi \sigma_s V_i R_i^2$ при $\bar{h}_i = 0.4$ (а) та $\bar{h}_i = 1.2$ (б)

Використання в якості суміжного верхнього модуля жорсткого кінематичного модуля з $V_r = 0$ (або поверхні інструменту) і в якості

правого суміжного модуля з $V_z = 0$ дозволяє використовувати залежності (3.11) і (3.12) повною мірою. Якщо в якості суміжних необхідне використання модулів іншої конфігурації, коригування залежностей стосуються тільки складових потужностей сил зрізу $N_{c \rightarrow}^+$ і $N_{c \downarrow}^-$.

Якщо розглядати випадок використання розробленого кінематичного модуля як такого, що межує із застійною («мертвою») зоною в нижній частині заготовки, то необхідна заміна потужності сил тертя на відповідну потужність сил зрізу у вигляді:

$$N_{c \triangleright} = N_t \Big|_{\mu_s=0.5} = (1 + k_1^2) \cdot N_{c \rightarrow}^+, \quad (3.14)$$

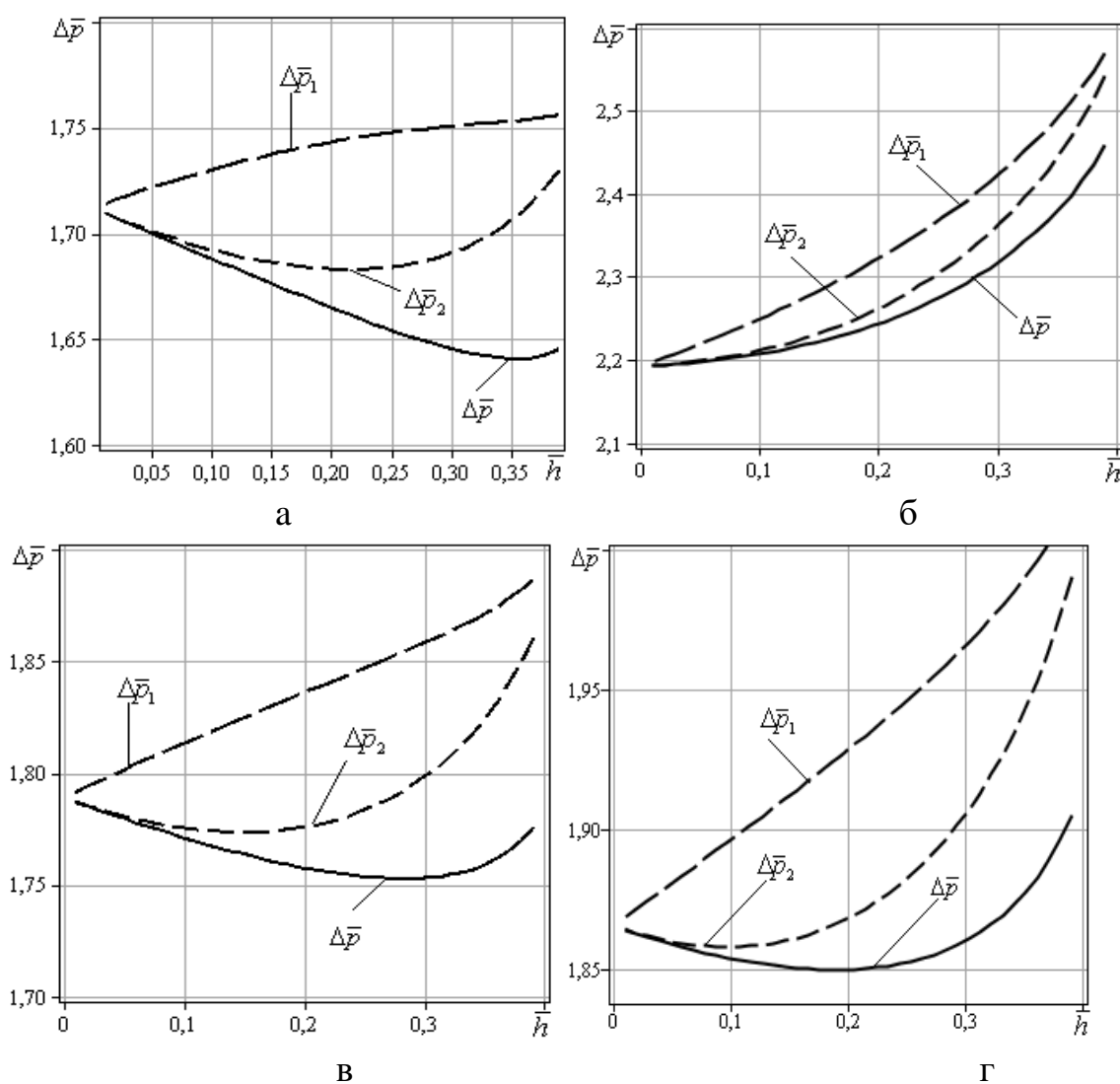


Рис. 3.3 – Залежності приведенного тиску $\Delta \bar{p}$ і верхніх оцінок $\Delta \bar{p}_1$ і $\Delta \bar{p}_2$ при $\bar{h}_i = 0.4$ за різних умов тертя $\mu_s = 0$ (а), $\mu_s = 0.5$ (б), $\mu_s = 0.08$ (в) та $\mu_s = 0.16$ (г)

Таким чином, отримаємо відповідні величини приведенного тиску деформування згідно (3.14) у вигляді:

$$\Delta\bar{p} \triangleright = \frac{N_d + (2 + k_1^2)N_{c\rightarrow}^+ + N_{c\downarrow}^-}{\pi\sigma_s V_i R_i^2}; \quad (3.15)$$

$$\Delta\bar{p}_1 \triangleright = \frac{N_{d_1} + (2 + k_1^2)N_{c\rightarrow}^+ + N_{c\downarrow}^-}{\pi\sigma_s V_i R_i^2}; \quad (3.16)$$

$$\Delta\bar{p}_2 \triangleright = \frac{N_{d_2} + (2 + k_1^2)N_{c\rightarrow}^+ + N_{c\downarrow}^-}{\pi\sigma_s V_i R_i^2}. \quad (3.17)$$

Проведемо дослідження впливу на раціональність використання лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації у вигляді (3.16) та верхньої оцінки у вигляді (3.17) у порівнянні із чисельними розрахунками (3.15). Проаналізуємо докладно вплив на характер змінення відповідних залежностей вигляду (3.15)–(3.17) за різних співвідношень геометричних розмірів кінематичного модуля. Використовуємо вертикальні розміри модуля h_i , отримані відносно довжини R_i . За всього спектру співвідношень $0.25 < h_i / R_i < 1.5$ характер зміни кривих ідентичний. Найбільш наближеною до величини $\Delta\bar{p} \triangleright$ є верхня оцінка (без використання інтенсивності швидкостей деформації) у вигляді $\Delta\bar{p}_2 \triangleright$. При цьому із збільшенням кута нахилу β (збільшенням величини \bar{h}) приведений тиск деформування всередині кінематичного модуля монотонно зростає, зростає і відмінність у результатах, отриманих чисельно та запропонованих верхніх оцінок. Наявності можливості оптимізації за величиною \bar{h} , що визначає кут нахилу похилої межі без урахування складових суміжних модулів немає (рис. 3.4).

Дослідимо окремо внесок у загальну величину приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля та характер зміни потужностей сил зрізу за різних співвідношень кута нахилу β , що визначається відповідно до величини \bar{h} (рис. 3.5). Характер зміни потужності сил зрізу у вигляді $\bar{N}_{c\rightarrow} = N_{c\rightarrow}^+ / \pi\sigma_s V_i R_i^2$ та $\bar{N}_{c\downarrow} = N_{c\downarrow}^- / \pi\sigma_s V_i R_i^2$ від \bar{h} не змінюється та є монотонно зростаючими без наявності точки мінімуму. Однак якщо для $\bar{h} = 0.25$ потужність сил на межі виходу $\bar{N}_{c\downarrow}$ є набагато меншою за потужність сил зрізу на поверхні входу $\bar{N}_{c\rightarrow}$, то для $\bar{h} = 0.75$ ця властивість не справджується, бо навпаки найбільший внесок в величину приведенного тиску деформування привносить саме величина

$\bar{N}_{c\downarrow}$. Для відношення характерного $\bar{h} = 0.5$ відмінність між потужностями сил зрізу невелика. По відношенню до всієї величини приведенного тиску деформування найбільша із потужностей зрізу може сягати 30–35%, що є досить суттєвим фактором.

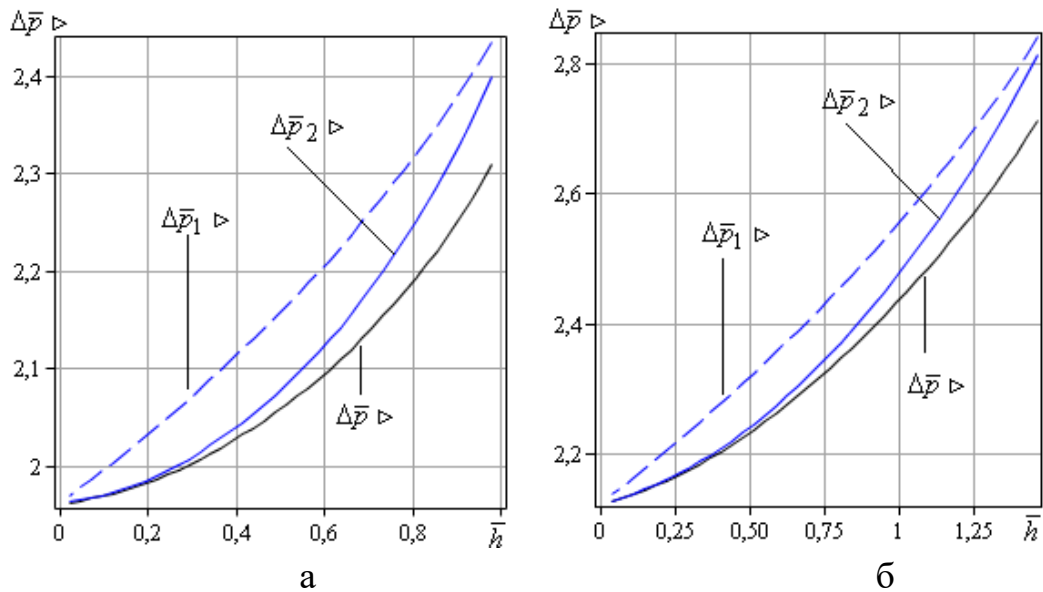


Рис. 3.4 – Залежності приведенного тиску $\Delta\bar{p}$ і його верхніх оцінок $\Delta\bar{p}_1$ і $\Delta\bar{p}_2$ від \bar{h} для $\bar{h}_i = 1$ (а) та $\bar{h}_i = 1.5$ (б)

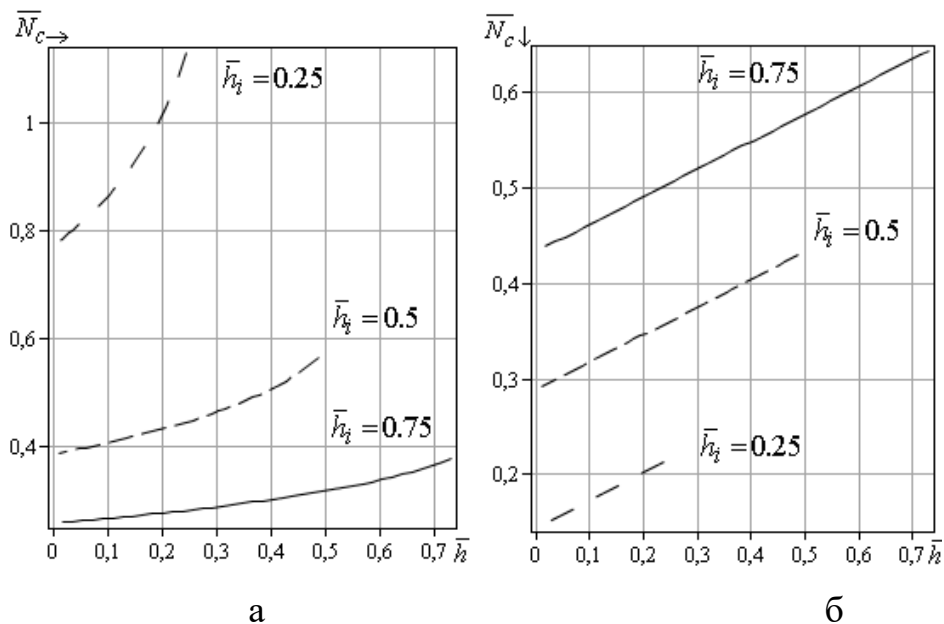


Рис. 3.5 – Залежності потужностей зрізу у вигляді $\bar{N}_{c\rightarrow} = N_{c\rightarrow}^+ / \pi\sigma_s V_i R_i^2$ (а) та $\bar{N}_{c\downarrow} = N_{c\downarrow}^- / \pi\sigma_s V_i R_i^2$ (б) від \bar{h}

Тому, враховуючи, що в розрахунковій схемі всього процесу повна потужність сил зрізу враховує складову іншого суміжного модуля (як

потенціуючи, так і зменшуючи остаточно цю величину), то саме конфігурація суміжних модулів із відповідними КМПШ буде по-різному впливати на можливість подальшої оптимізації процесу деформування від кута нахилу похилої межі.

Розроблений осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль з нижньою похилою межею заготовки та інструменту вигляду $z = z_1(r)$ розширює базу уніфікованих кінематичних модулів. Досліджено можливість спрощення потужності сил деформування всередині даного модуля із застосуванням лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації (3.5) і верхньої оцінки виду (3.7), знайдено потужності сил зрізу та тертя на поверхнях входу і виходу. Це дозволило отримати величину приведенного тиску у вигляді (3.11), що вимагає чисельних розрахунків і більш спрощених верхніх оцінок (3.12) і (3.13). Проаналізовано вплив кожної зі складових величини приведенного тиску та різних умов тертя для заміни потужності сил деформування на її верхні оцінки. Виявлено значні відхилення в характері зміни величини приведенного тиску при заміні на $\Delta \bar{p}_1$ для умов тертя $\mu_s = 0.08 \div 0.16$, характерних для процесів холодного видавлювання. При цьому для всіх умов раціональною є заміна величини приведенного тиску її верхньою оцінкою $\Delta \bar{p}_2$ у вигляді (3.13). Підтверджено можливість оптимізації величини приведенного тиску за параметром \bar{h} . Використання найпоширеніших модулів в якості суміжного верхнього – жорсткого кінематичного модуля з $V_r = 0$ (або поверхні інструменту) і в якості правого суміжного – модуля з $V_z = 0$ дозволяє використовувати залежності (3.11) і (3.13) повною мірою. Якщо в якості суміжних необхідним є використання модулів, відмінних від даних, тоді коригування залежностей (3.11) і (3.13) стосується тільки складових потужностей сил зрізу.

Дослідження даного кінематичного модуля з похилою прямолінійною межею як внутрішнього з наявністю «мертвої» зони в нижній частині заготовки підтвердило раціональність використання верхньої оцінки потужності сил деформування без застосування лінеаризації виразу інтенсивності швидкостей деформації. Виявлено суттєвий вплив на величину приведенного тиску деформування всередині розробленого кінематичного модуля складових потужностей зрізу на поверхнях входу та виходу. При цьому за менших значень \bar{h} найбільший вплив несе потужність сил зрізу на поверхні входу, а при збільшенні \bar{h} поступово зростає внесок потужності сил зрізу на поверхні виходу. Це сприятиме розширенню можливостей енергетичного методу для розрахунків процесів холодного видавлювання, в тому числі комбінованого з декількома ступенями свободи течії металу.

3.2 Розробка кінематичного трапецеїдального модуля

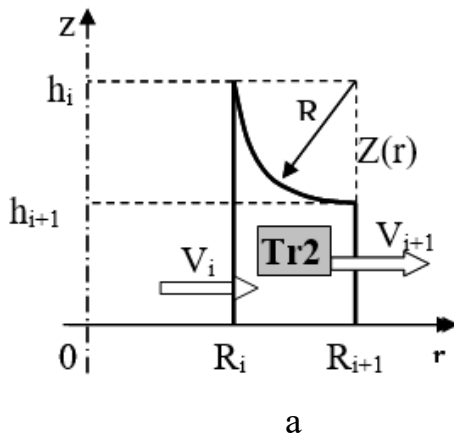
Варіювання форми інструменту (пуансона та матриці) із введенням таких конструктивних особливостей, як наявність фасок різного кута нахилу та заокруглень різного радіусу, розширюють можливості процесів комбінованого видавлювання. Для процесів з одним ступенем свободи течії металу це сприяє зниженню силових параметрів режиму деформування та більш сприятливим умовам напружено-деформованого стану у зоні контакту інструменту та заготовки [78, 108, 113, 152, 157]. 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 та утягнення. Це, в свою чергу, є вагомим фактором розширення області застосування саме процесів комбінованого видавлювання із двома та більше ступенями свободи течії металу. Наявність широкого застосування процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання (послідовного – рис. 3.6, а) та з декількома ступенями свободи течії при виготовленні деталей із фланцем (рис. 3.6, б) вимагає аналізу впливу такого фактору як наявність заокруглення матриці в зоні переходу до радіальної течії.



Рис. 3.6 – Отримані деталі з наявністю заокруглень при послідовному радіально-прямому видавлюванні з роздаванням (а) та комбінованому радіально-поздовжньому видавлюванні з декількома ступенями свободи течії (б)

Вплив наявності заокруглення на матриці для процесів з одним ступенем свободи течії металу стосується перш за все можливості зниження силових параметрів процесу та формування більш сприятливого напружено-деформованого стану в зоні контакту заготовки та інструменту. Для процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу, крім зазначених вище переваг, радіус заокруглення можна розглядати у якості

керуючого формоутворенням деталі фактора. 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 (рис. 3.7). Узагальненням трапецеїдального кінематичного модуля (табл. 2.2) можна вважати модуль П-А із варіюванням форми кривої, що визначає верхню похилу межу [199].



$$\text{КМПШ: } \begin{cases} V_z = \frac{R_i h_i V_i}{r z^2(r)} z'(r) \cdot z, \\ V_r = \frac{R_i h_i V_i}{r z(r)}, \end{cases}$$

де $z_i(r)$ – будь-яка крива, що проходить через точки (R_i, h_i) та (R_{i+1}, h_{i+1}) .

Рис. 3.7 – Узагальнений трапецеїдальний кінематичний модуль (а) та КМПШ (б)

Як було зазначено в розділі 3, якщо у якості похилої межі використовувати чверть кола радіусу R , то функція $z(r)$ приймає вигляд $z(r) = h_i + R - \sqrt{R^2 - (r - (R_i + R))^2}$, для якої її похідна при $r = R_i$ не існує, що виключає можливість її розглядання для заданого КМПШ. Подолати цю проблему можна шляхом заміни кривої, що відображає чверть кола на наближену до неї. Розглянемо криві, які наближені за формою до чверті кола [199]:

$$z_1(r) = \frac{A}{r - R_i \left(1 - \frac{R}{2\pi}\right)} + B, \quad (3.18)$$

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

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

Продемонструємо відмінність даних кривих від чверті кола (рис. 3.8), 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 криволінійної трапеції від чверті кола є меншим по відношенню використання наближення у вигляді $z_2(r)$.

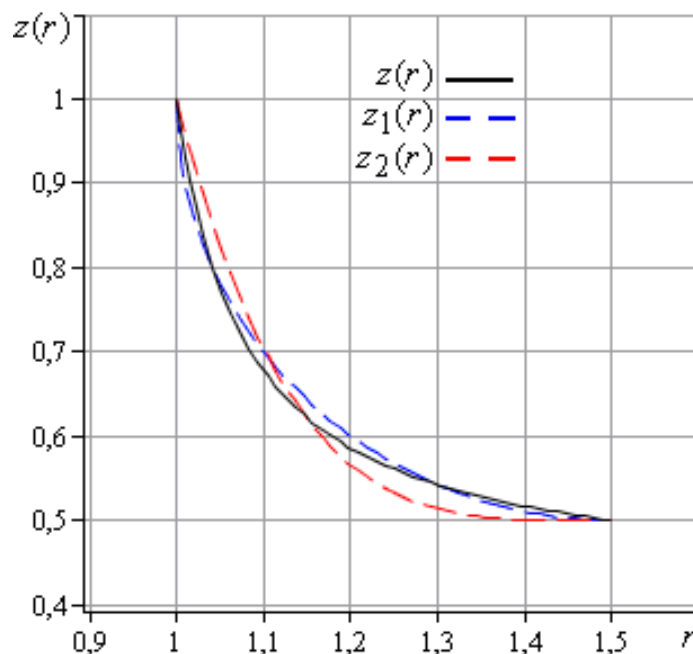


Рис. 3.8 –Порівняльний аналіз поведінки кривих

Особливість використання форми наближення у вигляді $z_1(r)$: відхилення за довжиною дуги (перевищення l_1 за кривою $z_1(r)$ відносно довжини l чверті кола) не перевищує 0,8 %, а за площею криволінійної трапеції, обмеженої даними кривими, становить ще менше. 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 (рис. 3.7), де на відміну від чверті кола виконується умова існування похідної від вказаної функції всюди в межах кінематичного модуля, що надає можливість проводити необхідні розрахунки. Запишемо складові приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля Tr_2 із урахуванням 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 [199]:

$$N_{ti} = \frac{4\pi\sigma_S\mu_S V_i R_i h_i}{\sqrt{3}} \left[\begin{array}{l} \frac{2}{B} \left[R - \frac{A}{B} \ln \left| \frac{BC+A}{\frac{R_i R}{B} + A} \right| \right] + \\ \frac{B^2}{A^2} \ln \left| \frac{(BR_i R + 2\pi A)C}{R_i R(BC+A)} \right| + \\ + A \left[\frac{B}{A} \left(\frac{1}{C} - \frac{2\pi}{R_i R} \right) - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{C^2} - \frac{4\pi^2}{R_i^2 R^2} \right) \right] \end{array} \right], \quad (3.19)$$

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

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

Однак лінеаризація інтенсивності швидкості деформації є невизначеною однозначно для всього об'єму кінематичного модуля, тому за рекомендацією використовуємо потужність сил деформування у вигляді верхньої оцінки (2.15):

$$N_d \leq \sigma_S \sqrt{M \cdot W}, \quad (3.20)$$

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

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

Потужності сил зрізу приймають вигляд:

$$N_{ci}^- = \frac{4\pi^3 \sigma_S A V_i h_i}{\sqrt{3} R_i R^2}; \quad (3.21)$$

$$\bar{N}_{ci}^- = \frac{N_{ci}^-}{2\pi\sigma_S V_i R_i h_i} = \frac{2\pi + R_i}{2\sqrt{3} R_i}; \quad (3.22)$$

$$N_{ci+1}^- = \frac{\pi\sigma_S R_i h_i A}{\sqrt{3} C^2}; \quad (3.23)$$

$$\bar{N}_{ci+1}^- = \frac{N_{ci+1}^-}{2\pi\sigma_S V_i R_i h_i} = \frac{R_i}{2\sqrt{3}(2\pi + R_i)}. \quad (3.24)$$

Величина приведенного тиску деформування кінематичного модуля Tr_2 із урахуванням (3.19) – (3.23) приймає вигляд:

$$\bar{p}_r \frac{N_{di} + N_{ci}^- + N_{ci+1}^- + N_{ti}}{2\pi\sigma_S V_i R_i h_i}. \quad (3.25)$$

Питання використання у якості варіюємого параметра радіусу заокруглення R можна розглядати для величини приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля згідно (3.25). Для наочності не переходимо до безрозмірних величин. За будь-яких умов тертя, характерних для холодного видавлювання криві приведенного тиску деформування мають точку мінімуму, що вказує на можливість оптимізації форми кінематичного модуля за радіусом заокруглення. При цьому більш сприятливим умовам тертя відповідає більше значення оптимального радіусу заготовки, що є зрозумілим з точки зору відсутності (нульового значення) потужності сил тертя на поверхні заокруглення (рис. 3.9). Однак із збільшенням радіусу заокруглення відбувається збільшення об'єму самого кінематичного модуля та відповідно зміна потужності сил деформування всередині нього та потужностей зрізу на поверхнях входу та виходу. Цікавим є розглядання впливу (внеску) потужностей сил зрізу на поверхнях входу та виходу у повну величину приведенного тиску деформування.

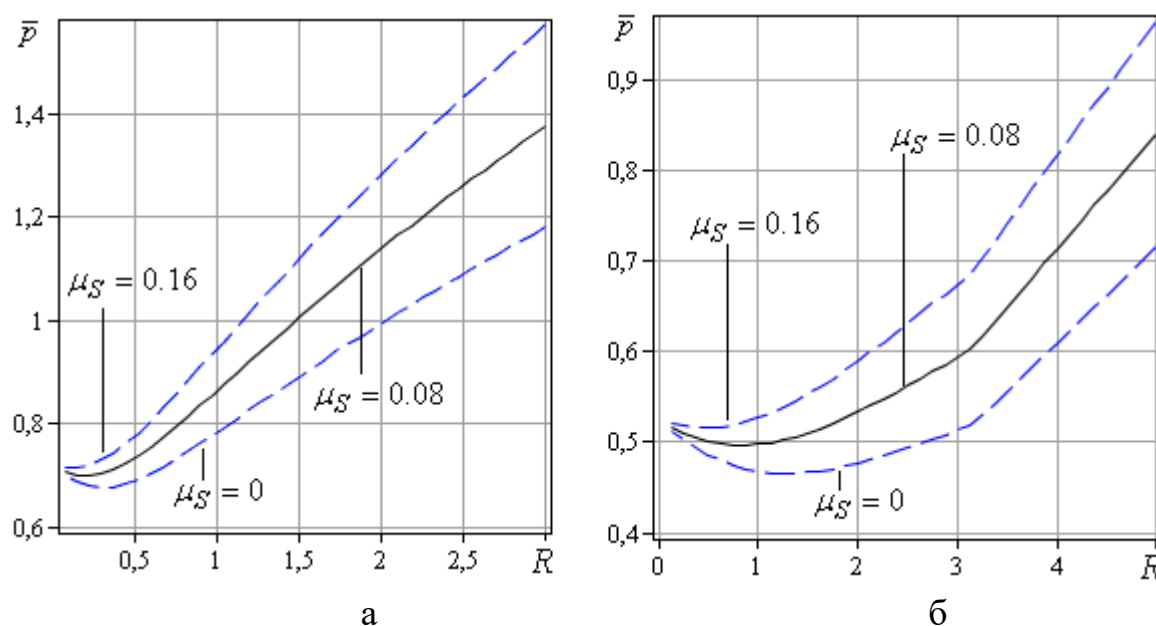


Рис. 3.9 – Залежності від радіусу заокруглення приведенного тиску деформування при $h_{i+1} = 3$, $R_i = 18$ (а) та $h_{i+1} = 9$ (б)

Якщо розглядати порівняння величини приведенного тиску деформування та складових потужностей сил зрізу на поверхнях входу та виходу, отримаємо безрозмірні величини у вигляді:

$$\bar{N}_{ci} = \frac{N_{ci}^-}{2\pi\sigma_s V_i R_i h_i} = \frac{2\pi + R_i}{2\sqrt{3}R_i}; \quad (3.26)$$

$$\bar{N}_{ci+1} = \frac{N_{ci+1}^-}{2\pi\sigma_s V_i R_i h_i} = \frac{R_i}{2\sqrt{3}(2\pi + R_i)}. \quad (3.27)$$

Слід зазначити, що (3.26) та (3.27) є сталими відносно радіусу заокруглення і не змінюються за різних співвідношень h_{i+1} , а залежать тільки від відстані R_i розташування кінематичного модуля від вісі симетрії OZ. Вплив даних складових потужностей сил зрізу на повну величину приведенного тиску деформування є більш значним для більшої товщини фланцевої зони на виході із кінематичного модуля h_{i+1} , для якої величина приведенного тиску деформування \bar{p} (рис. 3.10,а) є меншою по відношенню до $h_{i+1} = 5$ (рис. 3.10, б). Характер зміни приведенного тиску деформування для різних співвідношень кінематичного модуля є подібним. Наявність точки мінімуму за умов тертя, характерних для процесів холодного видавлювання ($\mu_s = 0.08$), свідчить про значний вплив радіусу заокруглення на властивості функції приведенного тиску деформування та можливості оптимізації за цим параметром. При чому збільшення висоти фланцевої зони h_{i+1} на виході із кінематичного модуля тягне за собою зміщення оптимальної величини радіусу заокруглення в сторону зростання.

Однак розглядання приведенного тиску деформування для кінематичного модуля Tr3 слід в контексті повної величини всієї розрахункової схеми вказує, що може потягти за собою відмінності у оптимальному значенні радіусу заокруглення.

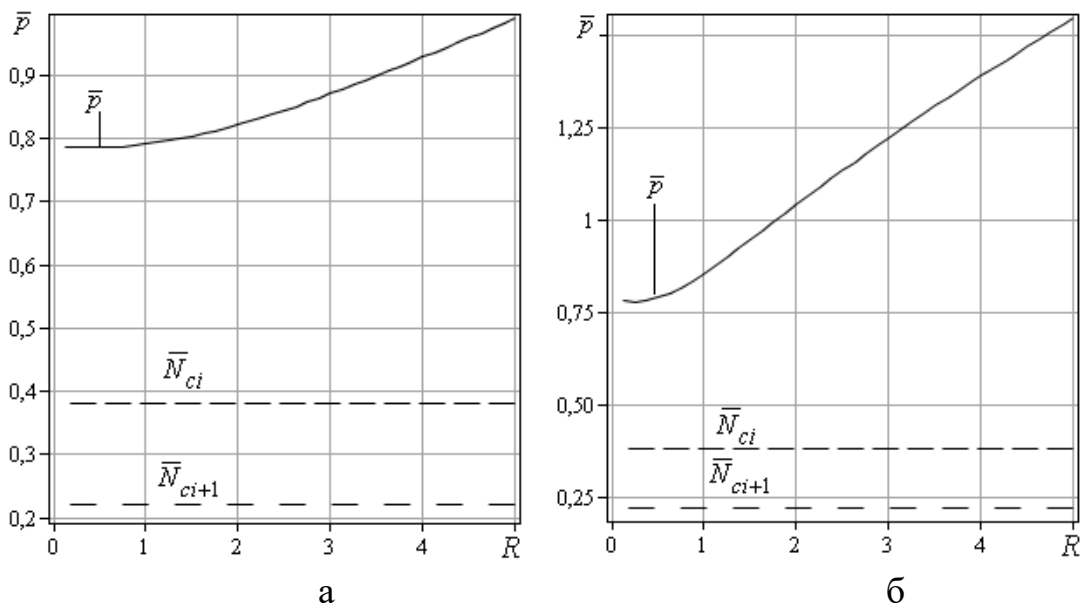


Рис. 3.10 – Залежності від радіусу заокруглення приведенного тиску деформування \bar{p} та \bar{N}_{ci} і \bar{N}_{ci+1} при $R_i = 20$, $\mu_s = 0.08$ та $h_{i+1} = 15$ (а) та $h_{i+1} = 5$ (б)

Таким чином, для кінематичного трапецеїдального модуля було запропоновано використання наближених до чверті кола кривих двох типів $z_1(r)$ та $z_2(r)$. Рекомендовано використовувати наближення у вигляді кривої $z_1(r)$ за формулою (3.18) із відхиленням за довжиною дуги та за площею криволінійної трапеції, що не перевищує 0,8 % для всіх геометричних співвідношень. Використовуючи верхню оцінку потужності сил деформування, вдалося знайти приведений тиск деформування в аналітичному вигляді (3.25). Погіршення умов тертя за будь-яких співвідношень геометричних параметрів процесу призводить до зменшення оптимального значення радіусу заокруглення та збільшення величини приведенного тиску деформування. Це пов'язано із збільшенням площі контакту заготовки та інструменту та, відповідно, збільшенням складової потужності сил тертя та її вагомим вкладом у величину \bar{p} . При цьому складові потужностей сил зрізу у відносних величинах не залежать від радіусу заокруглення, їх вплив на повну величину приведенного тиску деформування є більш значним для більшої товщини фланцевої зони на виході із кінематичного модуля h_{i+1} . Характер зміни величини приведенного тиску деформування для різних геометричних співвідношень розробленого кінематичного модуля є подібним із наявністю точки мінімуму за $\mu_s = 0.08$. Таким чином, потрібно додаткове розглядання можливостей оптимізації за радіусом заокруглення в рамках всієї розрахункової схеми процесу.

3.3 Розробка криволінійних кінематичних модулів

Як було зазначено раніше, актуальною задачею залишається дослідження процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання, в тому числі аналіз використання способів видавлювання з роздаванням при виготовленні порожнистих виробів із суцільної заготовки. Найуживанішим кінематичним модулем в осьовій зоні розвороту течії металу є кінематичний модуль 2а прямокутної форми. Однак його використання обмежує можливості енергетичного методу у питанні оптимізації даної розрахункової схеми за геометричними параметрами форми осередків деформації. З іншого боку, згідно висновків розділу 3, є необхідність у розробці трикутних криволінійних модулів із зміною течії металу від поздовжнього до радіального чи навпаки. При цьому слід розробляти кінематичні модулі, межі яких є функціями одного чи більше параметрів. Це дозволить повною мірою використовувати

можливості ЕМВО оптимізації величини приведенного тиску деформування за наявним параметром оптимізації.

У якості альтернативного до прямокутного осьового модуля можна запропонувати трикутний 2b з похилою межею (рис. 3.11). Форма кривої дозволяє реалізувати можливості оптимізації приведенного тиску деформування за параметром $\alpha \in (0, 1)$ [191].

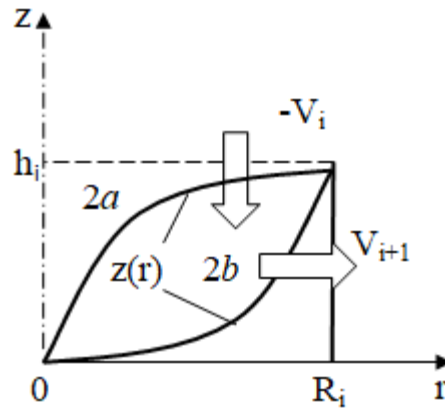


Рисунок 3.11 – Трикутний кінематичний модуль 2b із криволінійною межею та прямокутний кінематичний модуль 2a

Наведемо КМПШ трикутного кінематичного модуля 2b [191, 203]:

$$\begin{cases} V_z = -\frac{\alpha V_i}{h_i} z, \\ V_r = \frac{V_i}{2h_i} \cdot \frac{R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2}{r}. \end{cases} \quad (3.28)$$

Вигляд кривої необхідно знайти із урахуванням неперервності нормальних складових на межі зрізу згідно КМПШ (3.28) та відповідності граничним умовам визначення кривої. Маємо:

$$z'(r) = \frac{\Delta V_z}{\Delta V_r}; z'(r) = \frac{-\frac{\alpha}{h_i} V_i z + V_i}{\frac{V_i}{2h_i} \frac{R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2}{r}}; \quad z'(r) = -\frac{2r}{R_i^2(1-\alpha) + 2r^2} (h_i - \alpha z);$$

$$\int \frac{\alpha z}{h_i - \alpha z} = \int \frac{2r \alpha r}{R_i^2(1-\alpha) + 2r^2}; \quad -\frac{1}{2} \ln|h_i - \alpha z| = \frac{1}{2} \ln(R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2) - \frac{1}{2} \ln C;$$

$$h_i - \alpha z = \frac{C}{R_i^2(1-\alpha) + 2r^2};$$

Звідки отримаємо:

$$z(r) = \left(h_i - \frac{C}{R_i^2((1-\alpha) + 2r^2)} \right) \frac{1}{\alpha}$$

Маємо:

$$0 = h_i - \frac{C}{R_i^2(1-\alpha)}, \Rightarrow C = h_i R_i^2 (1-\alpha).$$

Таким чином, отримаємо:

$$z(r) = \left(h_i - \frac{h_i R_i^2 (1-\alpha)}{R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2} \right) \frac{1}{\alpha}$$

та остаточно отримаємо:

$$z(r) = \frac{h_i r^2}{R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2}, \quad (3.29)$$

де $\alpha \in (0, 1)$ – варіюємий параметр, що визначає форму кривої.

Перевірка підтверджує, що умову $z(R_i) = h_i$ виконано.

Конфігурація кривої в залежності від параметра α у вигляді (3.29) дозволяє описати кінематичний модуль з опуклою або увігнутою похилою межею і в подальшому використовувати параметр як параметр оптимізації (рис. 3.12).

Це дозволить повною мірою використовувати можливості енергетичного методу з точки зору отримання мінімуму величин потужності і приведенного тиску деформування. Переходимо до безрозмірних величин, віднесених до R_i .

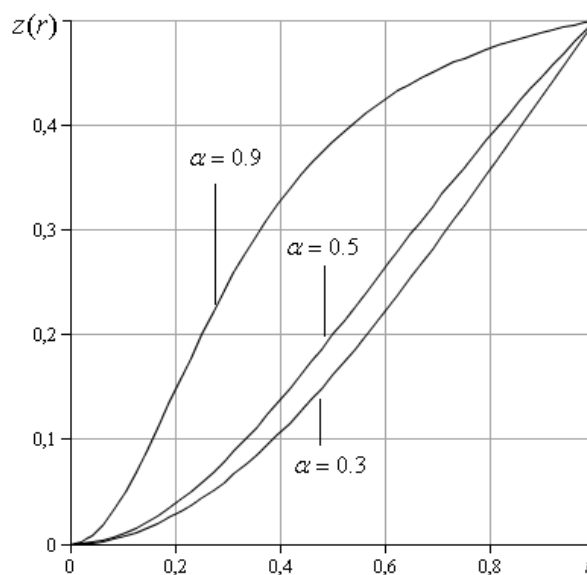


Рис. 3.12 – Конфігурація $z = z(r)$ в залежності від параметра α при $\bar{h}_i = 0.5$

Величина потужності сил деформування для (3.29) в аналітичному вигляді:

$$N_d = \frac{2A\pi\sigma_S V_i}{\alpha\sqrt{3}} \left[\sqrt{3} \ln 3 - \sqrt{3} + \frac{\sqrt{3}}{1-B^2} - \frac{3}{2} \ln \left| \frac{1+B}{1-B} \right| - \sqrt{3} \ln \left| \frac{\sqrt{3}B-3}{\sqrt{3}B+1} \right| \right], \quad (3.30)$$

$$\text{де } A = \frac{R_i^2(1-\alpha)}{\sqrt{3}}, B = \frac{\sqrt{(1-\alpha)^2 + 3\alpha^2} + \alpha - 1}{\alpha\sqrt{3}}.$$

Даний кінематичний модуль може бути скомбінований виключно із верхнім суміжним жорстким модулем ($V_z = -V_0, V_r = 0$), а величини потужності сил зрізу приймають вигляд:

$$N_{c\triangleright} = \frac{\pi\sigma_S R_i h_i V_i}{\sqrt{3}} \left[\frac{R_i^2(3-2\alpha)}{3h_i^2} + \frac{1}{2C\alpha} \cdot \arctg C + \frac{(1-\alpha)(2\alpha-1)}{2\alpha} \right], \quad (3.31)$$

$$\text{де } C = \sqrt{\frac{\alpha}{1-\alpha}};$$

$$N_{c\downarrow} = \frac{\alpha\pi\sigma_S R_i h_i}{\sqrt{3}} V_i. \quad (3.32)$$

Величина потужності сил тертя на поверхні заготовки із інструментом приймає вигляд:

$$N_t = \frac{2\pi\sigma_S \mu_S R_i^3 V_i}{3\sqrt{3}h_i} (3-2\alpha). \quad (3.33)$$

Таким чином, обрана форма кривої, що описує верхню межу криволінійного трикутного кінематичного модуля, дозволила знайти всі складові відповідного енергетичного рівняння в аналітичному вигляді. При цьому можливість варіювання параметра $\alpha \in (0, 1)$, що визначає форму кривої (ввігнутість чи опуклість), дозволяє ставити питання про його використання у якості параметра оптимізації всієї розрахункової схеми.

Запишемо вираз приведенного тиску деформування розробленого кінематичного модуля згідно (3.30)–(3.33) у вигляді:

$$\bar{p}_{\triangleright} = \frac{N_{d\triangleright} + N_{c\triangleright} + N_{c\downarrow} + N_t}{\pi\sigma_S V_i R_i^2}. \quad (3.34)$$

Для умов тертя, характерних для процесів холодного видавлювання, характер кривих приведенного тиску деформування вигляду (3.34) від параметра $\alpha \in (0, 1)$ ідентичний із наявністю точки мінімуму (рис. 3.13, а)). При цьому збільшення висоти кінематичного модуля зміщує оцінку

оптимального параметра α в меншу сторону від 0.93 до 0.69 відповідно. Для дослідження впливу складових, що відповідають потужностям сил зрізу у відносних величинах, введемо наступні позначення:

$$\bar{N}_{c\triangleright} = \frac{N_{c\triangleright}}{\pi\sigma_s V_i R_i^2}; \quad (3.35)$$

$$\bar{N}_{c\downarrow} = \frac{N_{c\downarrow}}{\pi\sigma_s V_i R_i^2}. \quad (3.36)$$

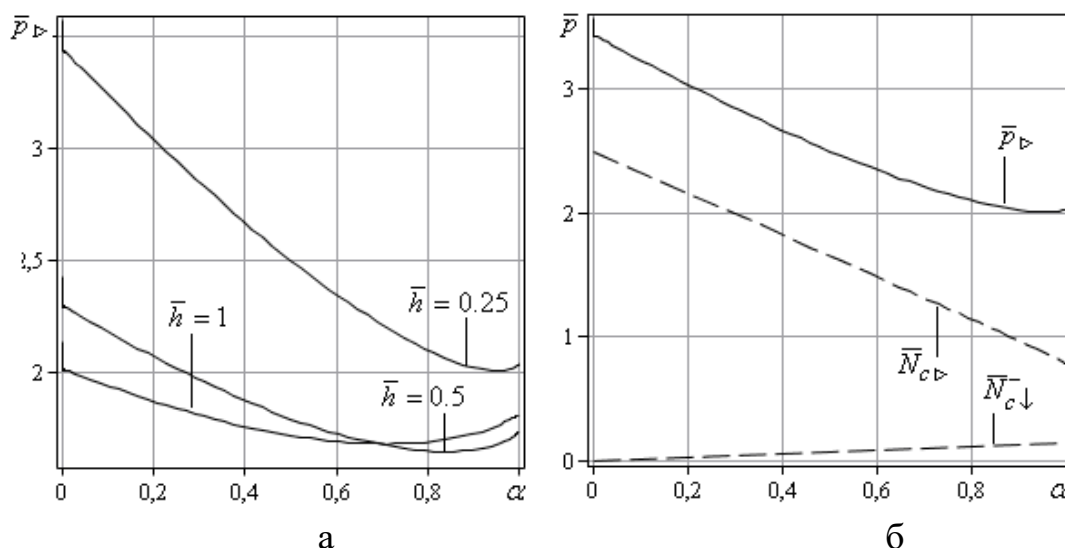


Рис. 3.13 – Залежності приведенного тиску деформування \bar{p} для різних \bar{h} (а) та складових $\bar{N}_{c\triangleright}$ і $\bar{N}_{c\downarrow}$ (б) при $\bar{h} = 0.25$ та $\mu_s = 0.08$

Вплив складових, що відповідають потужностям зрізу (3.35) та (3.36) на повну величину приведенного тиску деформування (3.34) представлений нижче. Для $\bar{h} = 0.25$ маємо вплив потужності сил зрізу на похилій межі набагато більший, ніж на поверхні виходу із кінематичного модуля (рис. 3.13, б). Така ж ситуація (але з меншим відхиленням) відповідає і $\bar{h} = 1$ (рис. 3.14). Причому для меншої відносної висоти кінематичного модуля характерне більше значення оптимального параметра α та відповідає більшій кривизні похилої межі, ніж для випадку $\bar{h} = 1$.

Запропонований в якості осьового трикутний кінематичний модуль з криволінійною похилою межею (рис. 3.11) дозволяє відобразити характер течії металу в осьовій зоні розвороту до радіального видавлювання. Отриманий аналітичний вираз приведенного тиску деформування осьового трикутного кінематичного модуля з похилою межею згідно (3.34) є функцією параметра α , що відображає особливості форми криволінійної межі. Аналіз поведінки функції приведенного тиску підтверджує

можливості оптимізації даної величини за параметром α при різних співвідношеннях геометричних параметрів модуля та умов тертя. Отримані залежності приведенного тиску деформування розробленого модуля можуть бути вбудовані в розрахункові схеми процесів радіально-поздовжнього видавлювання, як з одним ступенем свободи течії металу, так із двома ступенями.

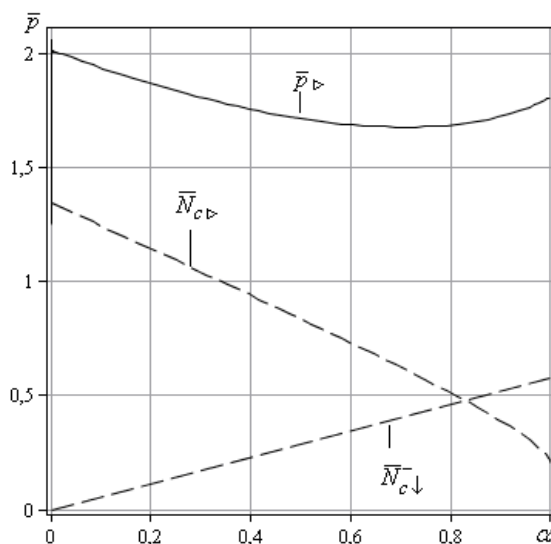


Рис. 3.14 – Залежності приведенного тиску деформування \bar{p} та складових $\bar{N}_{c>}$ і $\bar{N}_{c<}$ при $\bar{h} = 1$ та $\mu_s = 0.08$

3.4 Удосконалення кінематичних трапецеїдальних модулів з двома ступенями свободи течії металу

Одним із напрямків, рекомендованих з точки розширення можливостей використання відомих кінематичних модулів складної конфігурації із двома ступенями свободи течії металу, є використання більш складних кривих для опису похилої межі.

До питання розширення можливостей внутрішнього кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля

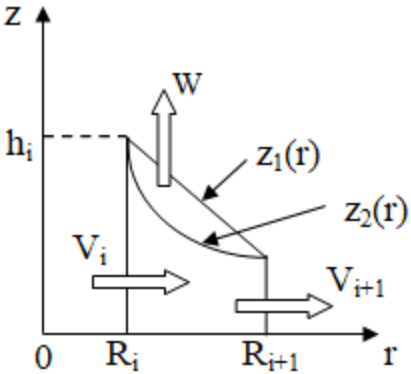
Для кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля (рис. 2.9) була характерною можливість отримання величини приведенного тиску деформування у вигляді аналітичної функції із застосуванням верхньої оцінки за Коші-Буняковським [189]. З огляду на виявлені напрямки із розширення можливості використання кінематичного модуля, запропонуємо нову криву для опису похилої межі (табл. 3.1). За аналогією із найпростішим варіантом прямолінійності похилої межі даний кінематичний модуль може бути використаний у якості елемента розрахункової схеми процесу комбінованого

радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем. Картина моделювання форми межі згідно даних зміни складової швидкості течії у вертикальному напрямку, отриманих у Qform2/3D (рис. 3.15) визначає опуклість донизу для кривої, що відображає межу розділу течії на зворотній та радіальний напрямки. Тому у якості альтернативи прямолінійної межі, запропоновано використовувати криву $z = z_2(r)$ у вигляді [196]:

$$z_2(r) = \frac{a}{r-b}, \quad (3.37)$$

$$\text{де } b = \frac{R_1(H+h_1) - h_1 R_2}{H}, \quad a = h_1(R_2 - b).$$

Таблиця 3.1 – Узагальнений кінематичний модуль та КМПШ

<p>Узагальнений кінематичний модуль:</p> 	<p>КМПШ: $\begin{cases} v_z = \frac{W + z'(r)v_{r2}}{z(r)} z, \\ v_r = \frac{M + W(R_i^2 - r^2)}{2r z(r)}, \end{cases}$</p> <p>де $M = 2V_i R_i h_i$.</p> <p>Форма криволінійної межі довільна з урахуванням виконання умови неперервності $z'(r)$ та $z''(r)$ для $r \in [R_1, R_2]$.</p>
---	---

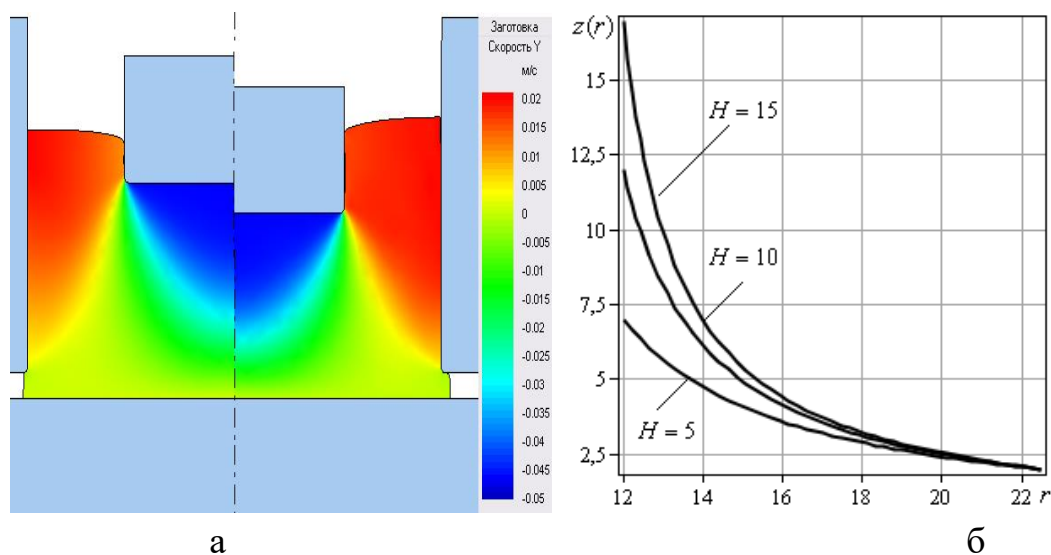


Рис. 3.15 – Моделювання форми межі розділу течії металу від радіального до зворотного напрямків у Qform2/3D (а) та теоретично у вигляді $z = z_2(r)$ (б)

Маємо:

$$\begin{cases} z_2'(r) = -\frac{a}{(r-b)^2}, \\ z_2''(r) = \frac{2a}{(r-b)^3}. \end{cases} \quad (3.38)$$

Отримані вирази (3.38) задовольняють умову неперервності $z'(r)$ та $z''(r)$ для $r \in [R_1, R_2]$, тому обрана форма кривої може бути використана у подальших розрахунках.

Потужності сил зрізу на поверхнях із суміжними модулями для кінематичного модуля із криволінійною межею (3.37) приймають вигляд [196]:

$$N_{c \triangleright} = \frac{\pi \sigma_s}{a \sqrt{3}} \left[\frac{M \left((R_{i+1} - b)^2 - (R_i - b)^2 \right) + \frac{W}{4} \left(2R_i^2 (R_{i+1}^2 - R_i^2) - R_{i+1}^4 + R_i^4 \right)}{2} - Wb \left(R_i^2 (R_{i+1} - R_i) - \frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} \right) + \frac{a^2 \left((R_{i+1} - b)^2 - (R_i - b)^2 \right)}{2(R_{i+1} - b)^2 (R_i - b)^2} \right], \quad (3.39)$$

$$N_{c i+1 \downarrow \uparrow} = \frac{\pi \sigma_s R_{i+1}}{\sqrt{3}} \left| \frac{a \left(M + W(R_i^2 - R_{i+1}^2) \right)}{2R_{i+1} (R_{i+1} - b)^2} - \frac{W(R_i - b) h_{i+1}^2}{a} \right|, \quad (3.40)$$

$$N_{c i \downarrow}^- = \frac{\pi \sigma_s R_i}{\sqrt{3}} \left(\frac{aM}{2R_i (R_i - b)^2} - Wh_i \right). \quad (3.41)$$

Потужності сил тертя на поверхнях заготовки із інструментом для кінематичного модуля із криволінійною межею (3.37) приймають вигляд:

$$N_t = \frac{2\pi \mu_s \sigma_s}{a \sqrt{3}} \left[\frac{Wb(R_{i+1}^3 - R_i^3)}{3} + \frac{(M + WR_i^2) \left((R_{i+1} - b)^2 - (R_i - b)^2 \right)}{2} - \frac{W}{4} (R_{i+1}^4 - R_i^4) \right]. \quad (3.42)$$

Використання верхньої оцінки за формулою Коші – Буняковського дозволило отримати вираз складових потужності сил деформування у вигляді:

$$N_d \leq \sqrt{V \iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 dV}, \quad (3.43)$$

$$\text{де } V = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{z_2(r)} dz = 2\pi a \left(R_{i+1} - R_i + b \ln \left| \frac{R_{i+1} - b}{R_i - b} \right| \right) \quad - \text{ об'єм області}$$

кінематичного модуля із криволінійною межею.

Таким чином, можна отримати складові приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля із криволінійною межею за

поверхнею приєднання та необхідністю вбудовуваності із суміжними модулями за двома поверхнями згідно (3.40)–(3.42) у вигляді:

$$\bar{p}_2 = \frac{N_d + N_t}{\pi\sigma_s M} + \frac{N_{c_{i\downarrow}}}{\pi\sigma_s M} + \frac{N_{ci+1\downarrow\uparrow}}{\pi\sigma_s M}, \quad (3.44)$$

де $M = 2V_i R_i h_i$.

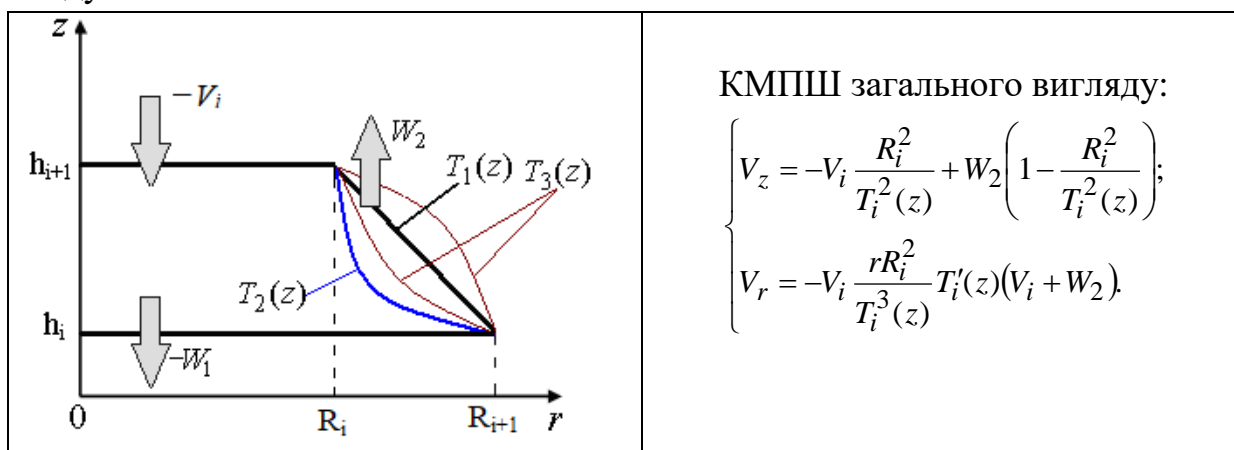
Дослідження раціональності обраної заміни кривої зводиться до порівняльного аналізу величин приведенного тиску деформування \bar{p}_1 для прямолінійної межі та \bar{p}_2 за схемою з криволінійною межею (3.44). Отримані вирази потужностей сил деформування, зрізу із суміжними кінематичними модулями та тертя на поверхні контакту заготовки та інструменту (3.39)–(3.43) можуть бути використані як складові у інших розрахункових схемах комбіновано видавлювання.

Згідно з отриманими даними застосування трапецеїдального кінематичного модуля із похилою криволінійною межею дозволить більш точно описати форму поверхні розподілу течії металу всередині заготовки. Однак питання раціональності такої заміни та визначення відповідних обмежень та рекомендацій мають бути вирішені для кожної розрахункової схеми із наявністю різних суміжних модулів окремо. Тобто в подальшому є необхідним порівняльний аналіз за приведеним тиском деформування.

До питання розширення можливостей осьового трапецеїдального кінематичного модуля

Розширення можливості використання осьового трапецеїдального кінематичного модуля (рис. 2.6) належить площині розширення комплексу функцій, що описують похилу межу різної форми та опуклості (табл. 3.2).

Таблиця 3.2 – Узагальнений осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль та КМПШ



Перехід до криволінійної похилої межі осьового трапецеїдального кінематичного модуля, призводить до ускладнення математичного апарату. Лінеаризація підінтегральних виразів інтенсивності деформацій також ускладнена через неможливість однозначного вибору функцій, які відповідають умові $|M_1| > |M_2|$ всередині всього об'єму даного кінематичного модуля. Істотно ускладнюється можливість отримання в аналітичному вигляді потужності сил деформування для довільно обраної функції $T=T(z)$, що проходить через точки (R_i, h_i) і (R_{i+1}, h_{i+1}) . Можливість використання прийому підбору «вдалих» функцій вигляду $T=T(z)$, що описують форму похилої межі для кінематичного осьового трапецеїдального модуля, для спрощення виразу інтенсивності швидкості деформації продемонстровано в роботах [184, 187, 188]. Використовуємо даний прийом та підберемо вид межі у вигляді функції $T=T_2(z)$, що задовольняє диференціальних рівнянь [187, 188]:

$$T''(z) \cdot T(z) - 3 \cdot [T'(z)]^2 = 0. \quad (3.45)$$

Враховуючи загальний розв'язок даного рівняння та граничні умови вигляду $T_2(h_{i+1}) = R_{i+1}$ і $T_2(h_i) = R_i$, остаточно отримаємо:

$$T_2(z) = \frac{1}{\sqrt{C_1 \cdot z + C_2}}, \quad (3.46)$$

де $C_1 = (R_{i+1}^2 - R_i^2) / (R_i^2 R_{i+1}^2 (h_i - h_{i+1}))$, $C_2 = 1/R_{i+1}^2 - C_1 h_{i+1}$.

Обирання у якості похилої межі функції у вигляді (3.46) дозволяє значно спростити вираз інтенсивності швидкості деформацій і використовувати в подальших розрахунках функцію вигляду:

$$\dot{\varepsilon}_i = -\frac{2 \cdot R_i^2}{T^3(z)} \cdot T'(z) \cdot (V_0 + W_2). \quad (3.47)$$

Таким чином, необхідність у використанні лінеаризації підінтегральних виразів для обчислення потужності сил деформування немає. Використовуючи (3.47), отримуємо потужність сил деформування у вигляді:

$$N_{\partial 2} = 2\pi\sigma_S R_{i+1}^2 (V_0 + W_2) \cdot \ln \frac{R_{i+1}}{R_i}. \quad (3.48)$$

Порівняльний аналіз інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ (рис. 3.16) для прямолінійної $T=T_1(z)$ і криволінійної $T=T_2(z)$ похилої межі згідно (3.47) показав на неможливість вказати однозначно на пріоритет

обирання однієї з них. При цьому для даного осьового трапецеїдального кінематичного модуля отримані інженерні формули для розрахунку потужності сил деформування як в разі прямолінійної, так і в разі криволінійної похилої межі.

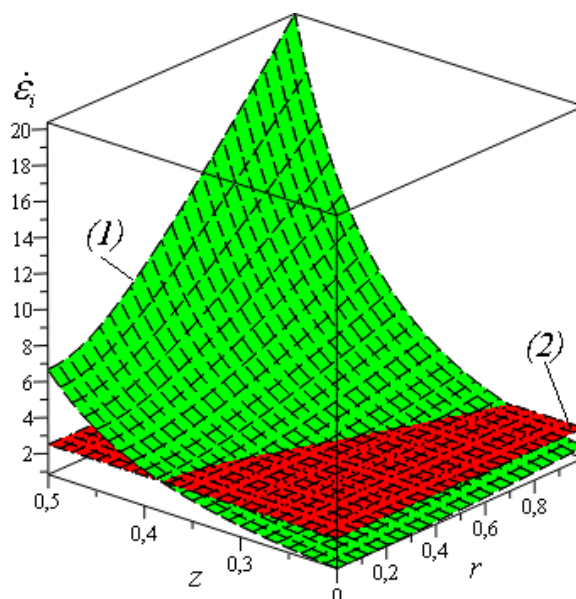


Рис. 3.16 – Порівняльний аналіз величини ε_i для прямолінійної (1) і криволінійної (2) похилої межі при $\bar{R}_1 = 0.5$, $\bar{h}_1 = 0.2$, $\bar{H} = 0.3$

Однак вибір криволінійної похилої межі у вигляді $T=T_2(z)$ відповідає допущенню $\dot{\gamma}_{rz} = 0$ (нульовою складовою зсувної деформації), правомірність якого вимагає обов'язкової перевірки при розрахунках не тільки силових параметрів, але і формозмінення для конкретного процесу комбінованого видавлювання.

Потужності сил зрізу приймають вигляд:

$$N_{c \rightarrow}^+ = \frac{\pi \sigma_s}{3\sqrt{3}} (V_0 + W_2) C_1 R_{i+1}^3 R_i^2, \quad (3.49)$$

$$N_{c \rightarrow} = \frac{\pi \sigma_s}{3\sqrt{3} C_1} (V_0 + W_2) K R_{i+1}^2 \left[\frac{4(R_{i+1}^3 - R_i^3)}{R_i^3 R_{i+1}^3} + C_1^2 (R_{i+1}^3 - R_i^3) \right]. \quad (3.50)$$

Таким чином, всі складові енергетичного рівняння у формі (3.48)–(3.50) для отримання величини приведенного тиску деформування із урахуванням нової форми похилої межі знайдено.

3.5 Особливості оперативного вбудовування кінематичних модулів різної конфігурації в загальні розрахункові схеми

Згідно поділу розрахункових схем процесів комбінованого суміщеного та послідовного видавлювання із урахуванням осередків деформації питання вбудованості окремих кінематичних модулів мають деякі відмінності. Для транзитного ОД розрахунки ведуться для окремих автономних осередків деформації із визначенням відповідних приведених тисків деформування у вигляді цілком визначених величин \bar{p}_1 та \bar{p}_2 . За припущення Л. Г. Степанського про необхідність виконання додаткової умови у вигляді рівноваги потужностей, що діють з обох боків від поверхні, що розділяє два самостійних ОД, знаходять параметр λ , що визнає швидкість руху жорсткої проміжної зони. Далі оптимізують оптимальне значення довжини проміжної зони і знаходять приведений тиск деформування всієї розрахункової схеми процесу.

Для схем із наявністю приєднаного ОД основним завданням стає пошук положення границі межування двох суміжних ОД із одним ступенем свободи течії металу. Таким чином, можна використовувати автономні комплекси кінематичних модулів із окремо знайденими приведеними тисками деформування у вигляді $\bar{p}_1 = \bar{p}_1^* + \bar{p}_{c1}$ та $\bar{p}_2 = \bar{p}_2^* + \bar{p}_{c2}$, де окремо виділено вирази приведенного тиску деформування для потужностей сил зрізу на границі межування. У якості \bar{p}_{c1} використовуємо величину вигляду:

$$\bar{p}_{c1} = \frac{N_{c1}^{\pm}}{\sigma_s V_i S}, \quad (3.51)$$

де S – площа перерізу приєднання кінематичного модуля.

Приєднання отриманих розрахункових схем автономних ОД відбувається у вигляді:

$$\bar{p} = k_1 \bar{p}_1^* + k_2 \bar{p}_2^* + \Delta[\bar{p}_c], \quad (3.52)$$

де k_1, k_2 є відношенням площин перерізів входу у розрахунковий комплекс першого та другого ОД до площі входу загальної розрахункової схеми процесу; $\Delta[\bar{p}_c]$ враховує повну величину приведенного тиску деформування, що відповідає потужності сил зрізу на поверхні межування двох приєднаних автономних ОД.

Для обчислення величини $\Delta[\bar{p}_c]$ використовують вираз:

$$\Delta[\bar{p}_c] = \begin{cases} |k_1 \bar{p}_{c1} - k_2 \bar{p}_{c1}|, & (1) \\ k_1 \bar{p}_{c1} + k_2 \bar{p}_{c1}, & (2) \end{cases}, \quad (3.53)$$

де у випадку (1) маємо складові КМПШ за перерізом межування одного знаку, а у випадку (2) – різного знаку.

Для подальшого обчислення рекомендовано позначати потужності сил зрізу для границь межування із урахуванням відповідного знаку «+» або «-». За потреби у формулу (3.53) оперативно додають складові приведенного тиску деформування, що не враховані у виокремлених відомих автономних приєднаних ОД або згідно зміни одного з модулів розрахункової схеми.

Для об'єднаних та послідовних ОД заміна одного кінематичного модуля іншим альтернативним відбувається в повній розрахунковій схемі із урахуванням приведенного тиску деформування, представлений у вигляді:

$$\bar{p}_1 = \bar{p}_1^* + \bar{p}_{ci}^\pm + \bar{p}_{ci+1}^\pm, \quad (3.54)$$

де $\bar{p}_{ci}^\pm, \bar{p}_{ci+1}^\pm$ – приведений тиск деформування, що відповідаєведеному тиску деформування потужності сил зрізу на поверхнях межування i та $i+1$.

У повній величині приведенного тиску деформування для врахування приведених тисків, що відповідають повному тиску деформування потужностей зрізу на перерізах i та $i+1$ знаходять аналогічно (3.54).

Для переважної частини оперативної заміни необхідним є заміна кінематичних модулів, які відображають зміни у конфігурації інструменту, в тому числі із наявністю фасок та заокруглень. Надалі згідно узагальнення таких кінематичних модулів враховуються знаки, що відповідають складовим приведенного тиску деформування потужності сил зрізу.

4. РОЗРАХУНКИ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ ВИДАВЛЮВАННЯМ

4.1 Моделювання процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання стрижневих деталей з фланцем

Дослідження процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем та осьовим відростком

Дослідження деформованого стану в процесу комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу дає уявлення про формування автономних осередків деформації всередині заготовки та виступає основою при побудові розрахункової схеми, що досліджується. Для процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем та осьовим відростком проведено дослідження за допомогою координатних сіток. Використовувалась циліндрична заготовка зі свинцю діаметром 45 мм і висотою 28 мм з подальшим нанесенням координатної сітки. За результатами проведеного експерименту отримали заготовку зі зміщенням ділячної сітки і визначені координати вузлів осередків сітки. Розрахунок значень головних компонентів деформацій в площині меридіонального перетину e_z і e_r , тангенціальної компоненти деформації e_θ , зсувної деформації γ_{rz} , інтенсивності логарифмічної деформації e_i проводилось за формулами, які приведені у розділі 2. Обчислення компонентів деформацій проводилось в пакеті EXCEL, а обробка отриманих результатів проводилась в пакеті MathCAD. Отримані результати дозволяють зробити розрахунки компонент деформації за методикою І.П. Ренне [15] та отримати кількісну оцінку деформованого стану (рис. 4.1). Отримані результати підтверджують припущення про наявність небезпечної зони в тілі заготовки, яка розташовується між кромками верхньої та нижньої матриць. Зсувні деформації, які з'являються в цій області, можуть стати причиною відділення фланця від корпусу заготовки. Проведені дослідження радіально-прямого видавлювання з підпором фланця показують збільшення ризику появи тріщин в тілі заготовки, в як наслідок може спостерігатися відрив фланця.

Аналіз розподілу деформацій за перерізом деталі показав, що в тілі заготовки наявний приєднаний вид осередку деформування із характерними зонами: корпус деталі, що лишається не деформованим; фланцева частина, в якій зосереджені максимальні значення степені деформування; зона перехідних кромки інструмента, що характеризується

накопиченням степені деформації; стрижнева – осьова частина, малодеформована зона.

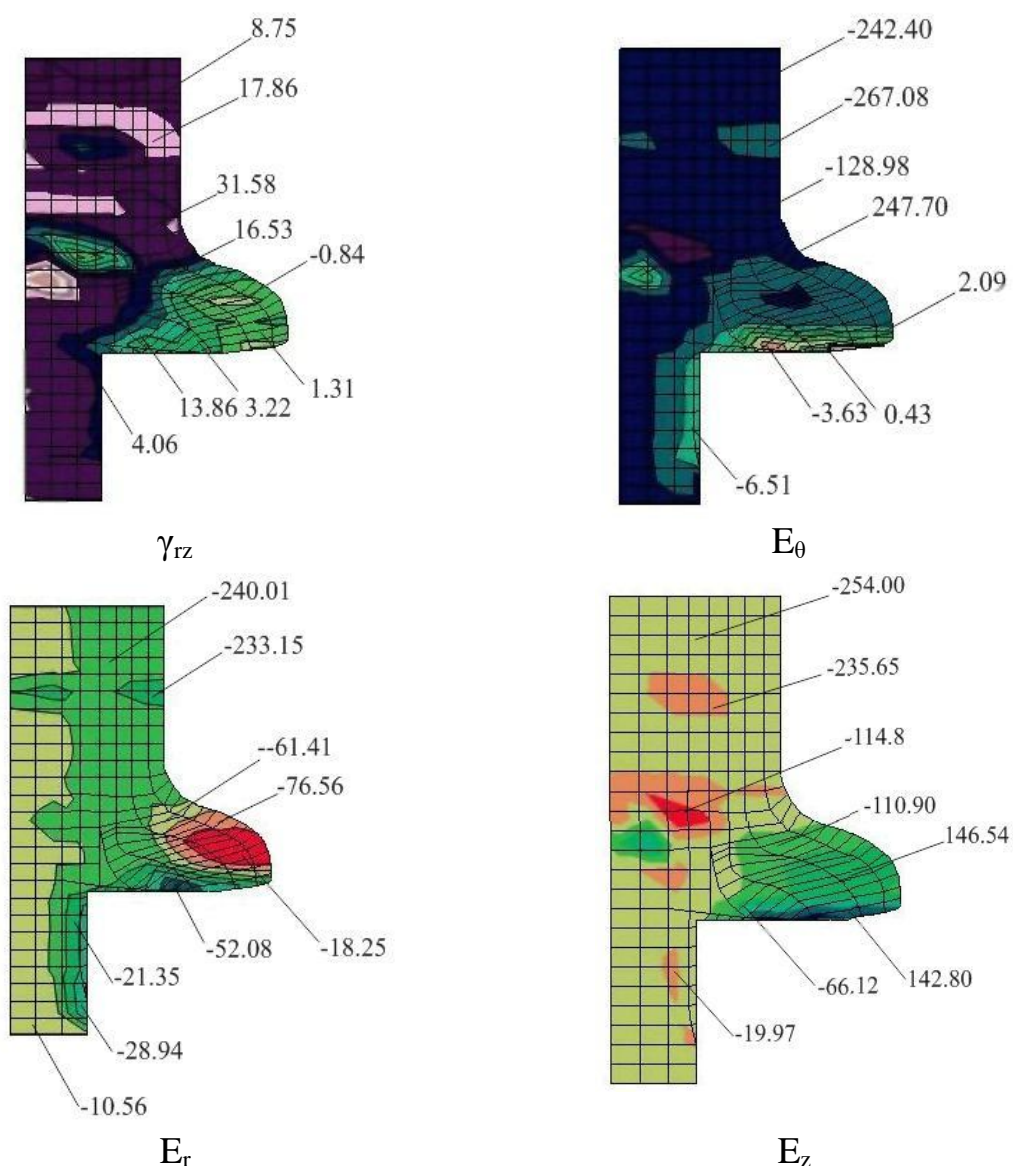


Рис. 4.1 - Поля розподілу компонентів деформацій при радіально-прямому видавлюванні

За рахунок відхилення форми фланцю, при низьких коефіцієнтах тертя, спостерігається накопичення степені деформування та гальмування нижніх шарів фланцю, що контактують з нижньою напівматрицею. При формуванні тонкого стрижня деталі спостерігається інтенсивна течія металу в радіальному напрямі. За рахунок сприятливого напружено-деформованого стану в фланцевій частині, а саме діючих розтягуючи напружень, при великих степенях деформування можливе відділення фланцю від тіла заготовки. В таких випадках раціонально обмежувати радіальну порожнину матриці.

Характер викривлення ділильної сітки, отриманий експериментально (рис. 4.2, а) та моделюванням в Qform 2/3D (рис. 4.2, б) вказує на наявність границі поділу течії на пряме та радіальне видавлювання у виділеній зоні. Таким чином, можна побудувати відповідні розрахункові схеми процесу із різним комплексом кінематичних модулів, в тому числі більш складної форми, та провести аналіз доцільності такої заміни з огляду на можливості підвищення точності прогнозованих енергосилових параметрів та формоутворення напівфабрикату.

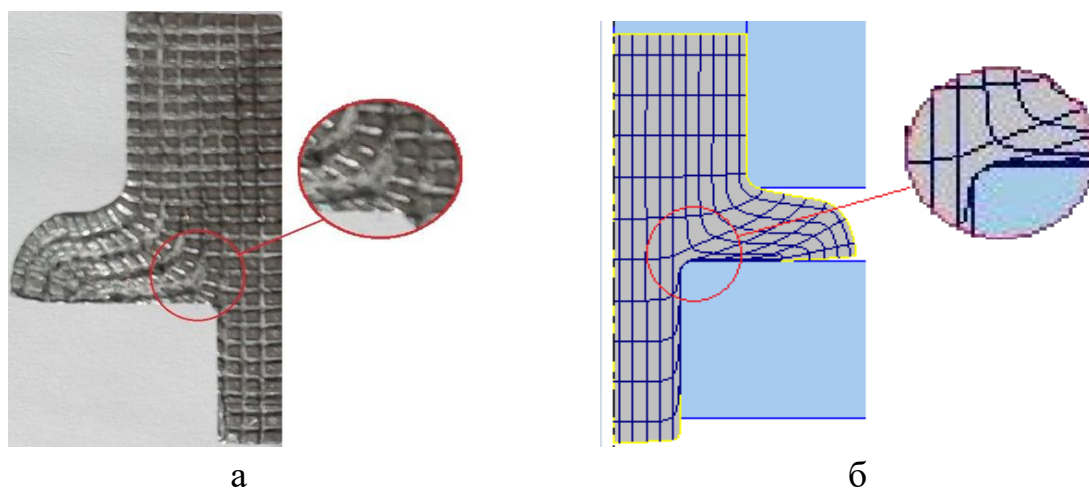


Рис. 4.2 - Наявність границь поділу течії матеріалу в експериментальному зразку (а) і в результаті моделювання МСЕ (б) при радіально-прямому видавлюванні

Побудова розрахункової схеми процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем та осьовим відростком

У якості базової розрахункової схеми виступає схема, що складається із прямокутних кінематичних модулів [89, 177] (рис. 4.3, а). У якості альтернативи запропонована розрахункова схема РС-1, що містить трапецеїдальний кільцевий модуль 4 (рис. 4.3, б) [204]. Межа розділу течії на пряме видавлювання, яке формує осьовий відросток, відповідає набору модулів 1-3, 6 і радіальне - для модулів 1, 4, 5, визначається положенням стику модулів 3 і 4. Як було зазначено вище розбиття кожного з автономних ОД на комплекс уніфікованих кінематичних модулів грає визначальну роль в наближенні до дійсності прогнозованих оцінок як за розрахунками силового режиму, так і за формоутворенням напівфабрикату. Точність встановлення положення цієї поверхні розділу течії визначається тим, наскільки близькі поля швидкостей течії в автономних зонах ОД до реальної картини течії металу в комбінованому процесі [204–209].

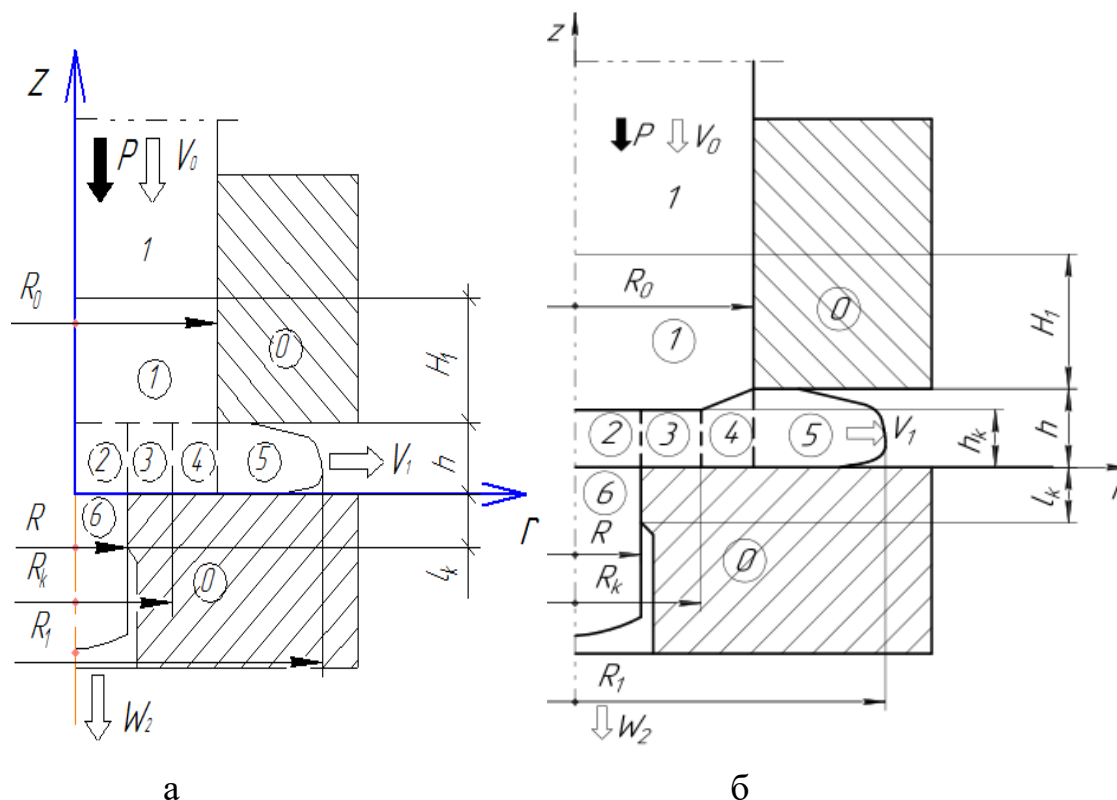


Рис. 4.3 - Базова РС-1а (а) [177] та альтернативна РС-1 (б) [204] розрахункові схеми радіально-прямого видавлювання

Відмінності у побудові базової розрахункової схеми РС-1а та альтернативної РС-1 стосуються заміни форми кінематичних модулів 4 та об'ємів осередків пластичної деформації. Відповідні дані щодо КМПШ наведені у табл. 4.1 нижче.

Таблиця 4.1 – КМПШ кінематичних модулів 4

Розрахункова схема РС-1	Розрахункова схема РС-1а
Трапецеїдальний кільцевий модуль 4:	Прямокутний модуль 4:
$\begin{cases} V_{z4} = \frac{-V_0 + kV_r}{z(r)} z, \\ V_{r4} = \frac{-V_0(R_k^2 - r^2)}{2rz(r)}, \end{cases}$ $z_1(r) = a(r+b), \quad a = \frac{h_i - h_{i+1}}{R_i - R_{i+1}}, \quad b = \frac{h_{i+1}}{a} - R_{i+1}.$	$\begin{cases} V_{z4a} = -\frac{V_0}{h} z, \\ V_{r4a} = \frac{V_0(r^2 - R_k^2)}{2hr}. \end{cases}$

Приведений тиск для процесу прямого та радіального видавлювання за базовою схемою РС-1а має вигляд:

$$\bar{p}_{np.v.} = \left[\begin{aligned} & \left(R_k^2 - R^2 \right) + \left[\frac{2 \cdot R_k^2 - \sqrt{3 \cdot R^4 + R_k^4} + R_k^2 \cdot \ln \left| \frac{R_k^2 + \sqrt{3 \cdot R^4 + R_k^4}}{3 \cdot R^2} \right|}{\sqrt{3} \cdot R_k^2} \right] + \\ & + \frac{R_k^2}{\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2} + \frac{2 \cdot \left[R \cdot \left(2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2 \right) \right]}{\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2} + \frac{\left[\left(R_k - R \right) \cdot \left(2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2 \right) \right]}{\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2} + \\ & + \frac{h \cdot R}{2 \cdot \sqrt{3} \cdot R_k^2} + \frac{2 \cdot \mu_s \cdot \left[\left(R_k - R \right) \cdot \left(2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2 \right) \right]}{\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2} + \\ & + \frac{4 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\left(R_k^2 - R^2 \right) \cdot R \cdot l_k}{R^2 \cdot R_k^2} \end{aligned} \right]. \quad (4.1)$$

$$\bar{p}_{рад.в.} = \left[\begin{aligned} & \left[\frac{\sqrt{3 \cdot R_0^4 + R_k^4} - 2 \cdot R_k^2 + R_k^2 \cdot \ln \left| \frac{3 \cdot R_0^2}{R_k^2 + \sqrt{3 \cdot R_0^4 + R_k^4}} \right|}{\sqrt{3} \cdot \left(R_0^2 - R_k^2 \right)} + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \frac{R_1}{R_0} + \right. \\ & + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{\left(R_0^3 - R_k^3 \right)}{3 \cdot h \cdot \left(R_0^2 - R_k^2 \right)} - \frac{R_k^2 \cdot \left(R_0 - R_k \right)}{\left(R_0^2 - R_k^2 \right) \cdot h} \right) + \left(\frac{h \cdot R_0}{\sqrt{3} \cdot \left(R_0^2 - R_k^2 \right)} \right) + \\ & + \frac{2 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{H_1 \cdot R_0}{\left(R_k^2 - R^2 \right)} + \frac{2 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{\left(R_0^3 - R_k^3 \right)}{3 \cdot h \cdot \left(R_0^2 - R_k^2 \right)} - \frac{R_k^2 \cdot \left(R_0 - R_k \right)}{\left(R_0^2 - R_k^2 \right) \cdot h} \right) + \\ & \left. \frac{4 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{\left(R_1 - R_0 \right)}{h} \right) \right]. \quad (4.2) \end{aligned}$$

Приведений тиск для процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання за базовою розрахований з рівності потоків:

$$\bar{p}_{комби. в.} = \frac{\bar{p}_{np.v.} \cdot R_k^2 + \bar{p}_{рад.в.} \cdot \left(R_0^2 - R_k^2 \right)}{R_0^2}, \quad (4.3)$$

Виділимо окремо приведені тиски деформування для автономних ОД згідно рекомендаціям побудови приведених тисків деформування для схем з приєднаним осередком деформації у вигляді (4.64). Таким чином, для ОД радіального видавлювання отримаємо приведений тиск деформування у вигляді:

$$\bar{p}_{\rightarrow} = \frac{1}{1 - \bar{R}_k^2} \left[\bar{N}_{d4} + \frac{1 + k^2 + 2\mu_s}{\sqrt{3}k} A + \frac{\bar{h}}{\sqrt{3}} \left(1 - k \frac{1 - \bar{R}_k^2}{2\bar{h}} \right) + \frac{2(1 - \bar{R}_k^2)}{\sqrt{3}} \ln(1 + \Delta \bar{l}_1) + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{(1 - \bar{R}_k^2) \Delta \bar{l}_1}{\bar{h}} \right] + \bar{p}_{c\downarrow}, \quad (4.4)$$

$$\text{де } A = \frac{1 - \bar{R}_k^2}{2} + \left(\bar{R}_k - \frac{\bar{h}_k}{k} \right) (1 - \bar{R}_k) + \left(\frac{\bar{h}_k^2}{k^2} - 2 \frac{\bar{R}_k \bar{h}_k}{k} \right) \ln \left(1 + \frac{k(1 - \bar{R}_k)}{\bar{h}_k} \right),$$

$$\bar{h}_k = \frac{\bar{h}}{\bar{R}_0 - \bar{R}_1} (\bar{R}_k - \bar{R}_1) - \text{відносна висота кінематичного модуля 4,}$$

$$\bar{p}_{c4\downarrow} = \frac{1}{1 - \bar{R}_k^2} \frac{\bar{R}_k \bar{h}_k}{\sqrt{3}} - \text{приведений тиск деформування для потужності}$$

сил зрізу на поверхні 3-4.

Використовуючи комплекс прямокутних кінематичних модулів для ОД прямого видавлювання отримаємо приведений тиск деформування для РС-1 у вигляді [177]:

$$\bar{p}_{\downarrow} = \frac{1}{\bar{R}_k^2} \left[\bar{R}_k^2 - \bar{R}_1^2 + \frac{1}{\sqrt{3}} \left(2\bar{R}_k^2 - \sqrt{3\bar{R}_1^4 + \bar{R}_k^4} + \bar{R}_k^2 \ln \left(\frac{\bar{R}_k^2 + \sqrt{3\bar{R}_1^4 + \bar{R}_k^4}}{3\bar{R}_1^2} \right) \right) + \frac{\bar{R}_k^2 \bar{h}_k}{\sqrt{3\bar{R}_1}} + (1 + 2\mu_s) B + 2 \frac{(\bar{R}_k^2 - \bar{R}_1^2) \bar{R}_1}{3\sqrt{3\bar{h}_k}} + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{\bar{R}_k^2 \Delta \bar{l}_2}{\bar{R}_1} \right] + \bar{p}_{c3\downarrow} \frac{1}{\bar{R}_k^2}, \quad (4.5)$$

$$\text{де } B = \frac{3\bar{R}_k^2 (\bar{R}_k - \bar{R}_1) - (\bar{R}_k^3 - \bar{R}_1^3)}{3\sqrt{3\bar{h}_k}}, \quad \bar{p}_{c\downarrow} = \frac{1}{\bar{R}_k^2} \frac{\bar{R}_k \bar{h}_k}{\sqrt{3}} - \text{приведений тиск}$$

деформування для потужності сил зрізу на поверхні 4-3.

Величина приведенного тиску деформування згідно (4.4) та (4.5) всієї розрахункової схеми РС-1 приймає вигляд:

$$\bar{p} = (1 - \bar{R}_k^2) \bar{p}_{\rightarrow} + \bar{R}_k^2 \bar{p}_{\downarrow} + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} (\bar{H}_0 - \Delta \bar{H}_x) + \left| (1 - \bar{R}_k^2) \bar{p}_{c4\downarrow} - \bar{R}_k^2 \bar{p}_{c3\downarrow} \right|. \quad (4.6)$$

$$\text{В данному випадку маємо рівність } \left| \frac{1}{1 - \bar{R}_k^2} \bar{p}_{c4\downarrow} - \bar{R}_k^2 \bar{p}_{c3\downarrow} \right| = 0, \text{ тому}$$

остаточно отримаємо для розрахункової схеми РС-1:

$$\bar{p} = \frac{1}{1 - \bar{R}_k^2} \bar{p}_{\rightarrow} + \bar{R}_k^2 \bar{p}_{\downarrow} + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} (\bar{H}_0 - \Delta \bar{H}_x). \quad (4.7)$$

Прогнозування енергосилових параметрів та формоутворення напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-прямого видавлювання

Прогнозування поетапного формозмінення заготовки дозволяє оцінити можливість отримання розмірів готової продукції відповідно до вимог та скоригувати процес протікання комбінованого деформування у випадку відхилень від необхідних розмірів. Враховуючи можливість отримання оптимального значення кінематичного параметра W_2 як функції, що залежить від геометричних, технологічних параметрів процесу та ходу ΔHx , приріст розмірів осевого стрижня заготовки на послідовних стадіях процесу деформування визначаємо шляхом інтегрування $W_{2\ opt}(\Delta Hx)$ за $[0; \Delta Hx]$. З огляду на можливість визначення оптимального значення величини межі розділу течії згідно (4.7), збільшення напівфабрикату в радіальному напрямку $\Delta l_1 \rightarrow \uparrow$ і $\Delta l_2 \downarrow$, що формує осевої відросток, мають вигляд для РС-1:

$$\begin{cases} \Delta l_2 \downarrow = \Delta l_i \downarrow = \Delta l_{i-1} \downarrow + \Delta \cdot \frac{R_{ki}^2}{R_0^2}, \\ \Delta l_1 \rightarrow = \sqrt{\frac{R_0^2 \Delta Hx - R_1^2 \Delta l_2 \downarrow}{h}} + R_0^2 - R_0, \end{cases} \quad (4.8)$$

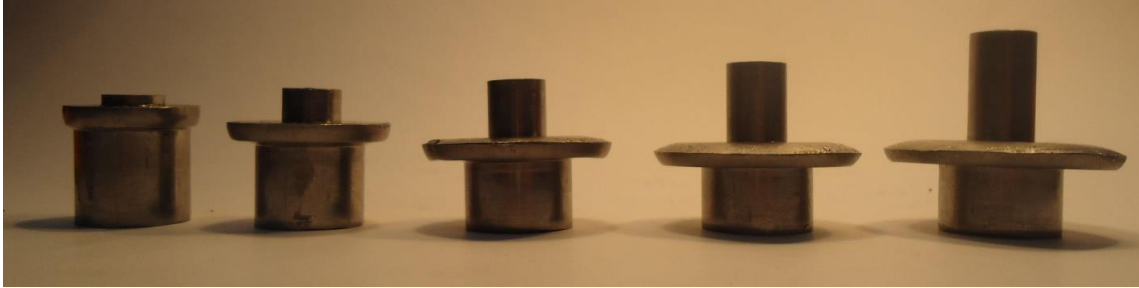
де i - номер ітерації, Δ - крок ітерації.

З метою перевірки відповідності дійсності оцінок енергосилових параметрів та формозміни напівфабрикату проведені експериментальні дослідження комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем і осевим відростком з зовнішнім діаметром 42 мм і 28,2 мм, виготовлені в процесі комбінованого радіально-прямого видавлювання з АД1 (рис. 4.4).

Згідно досліджень критичного значення відносного радіусу розділу течії \bar{R}_k в базовій розрахунковій схемі РС-1а [177] було висуното допущення про діапазон можливих його коливань $\bar{R}_k = 0.62 \div 0.64$ за різних умов тертя та геометричних співвідношень процесу, що має обмежений характер, та не виконується наприклад, для співвідношень, представлених нижче (рис. 4.5). Для перевірки прийнятності отриманих значень енергосилових параметрів, було проведено порівняння теоретичних даних, розрахованих за базовою розрахунковою схемою і експериментальних досліджень (рис. 4.6, а). При цьому теоретичні розрахунки перевищують значення, які отримані при лабораторних дослідженнях, на 10–12% та більше.

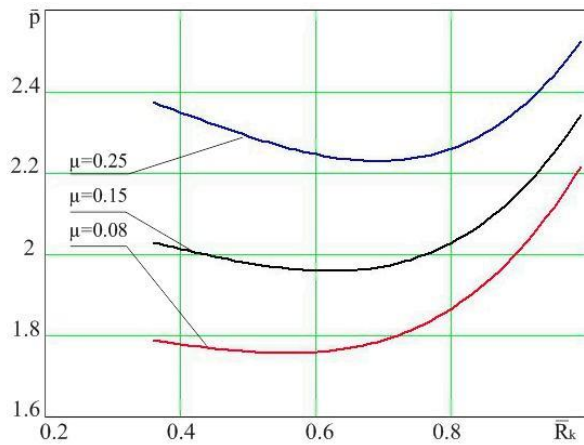
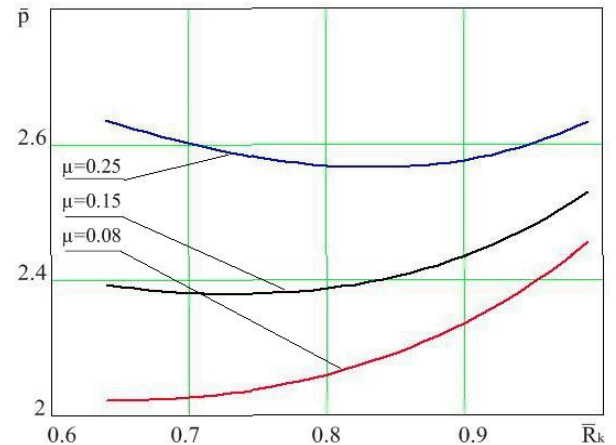
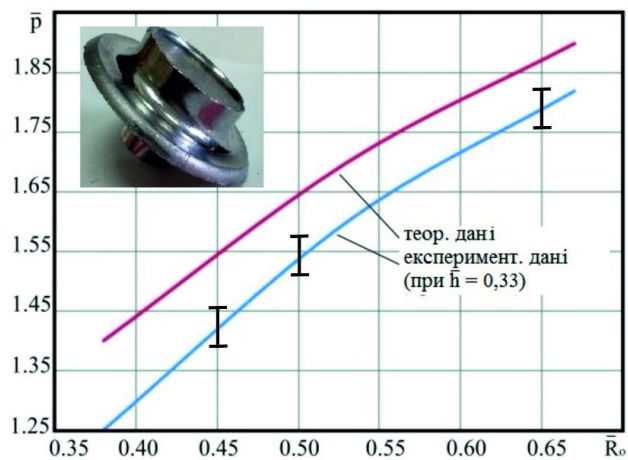


а



б

Рис. 4.4 - Деталі з осьовим відростком

 $h = 5 \text{ мм}; R/R_0 = 0.36$  $h = 5 \text{ мм}; R/R_0 = 0.64$ Рис. 4.5 - Визначення мінімуму значення \bar{R}_k при різному тертіРис. 4.6 – Порівняльний аналіз залежності приведенного тиску видавлювання від відносного радіуса стрижня $h = 7 \text{ мм}$

Аналіз можливості використання альтернативної розрахункової схеми РС-1 проведемо з огляду на необхідність більш точного визначення межі розділу течії $R_k \in [R_1, R_0]$ для прогнозування формоутворення за ходом процесу деформування при різних технологічних параметрах процесу. Сприятливі умови тертя ($\mu_s = 0$) забезпечують більш інтенсивне заповнення фланцевої зони (рис. 4.7), погіршення умов тертя є несприятливим фактором радіальної течії у фланцеву зону з огляду на більшу площу контакту заготовки з інструментом в зонах 4 і 5 в порівнянні із зоною 3.

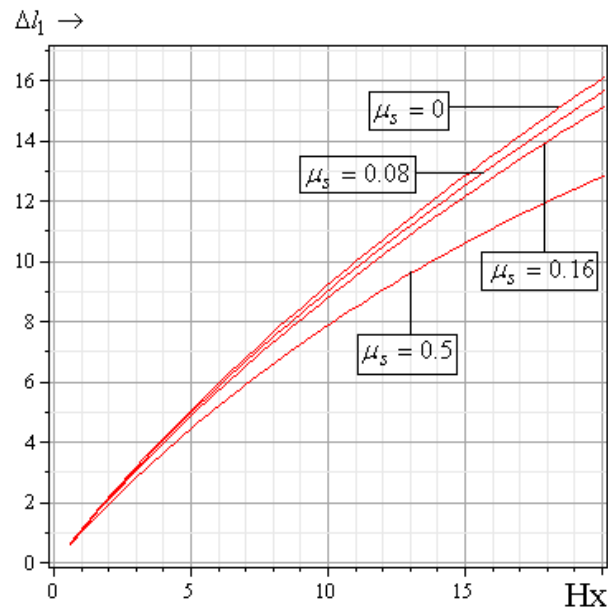


Рис. 4.7 - Залежності збільшень розмірів деталі у фланцевій зоні за ходом процесу при $R_1 = 8, h = 7, R_0 = 20, H_0 = 30$ для схеми РС-1 за різних умов тертя

Порівняльний аналіз збільшень напівфабрикату за ходом процесу, отриманих на основі схем РС-1 і РС-1а показує істотну відмінність в кількісному відношенні і характер їх зміни (рис. 4.8). За умов тертя $\mu_s = 0.08$, характерних для холодного видавлювання, на початковому етапі в рамках використання схеми РС-1а оптимальне значення $R_k \rightarrow R_1$, що відповідає виродження модуля 3 і переважній радіальній течії металу. Далі з наростанням впливу потужностей сил тертя на контакт заготовки з нижньої матрицею (модулі 4 і 5) походить зміщення R_k вправо в сторону збільшення і більш інтенсивне формування осьового відростка (рис. 4.8, суцільна лінія (1)). Для приростів $\Delta l_1 \rightarrow$ і $\Delta l_2 \downarrow$, отриманих на основі РС-1, збільшення швидкості формування осьового відростка відбувається більш плавно на всьому протязі процесу деформування, що відповідає дійсності (рис. 4.8, лінії (2)). Порівняльний аналіз з експериментально отриманими даними для приростів

$\Delta l_2 \downarrow$ (рис. 4.8, точкові дані) показують адекватність розрахункової схеми РС-1 (відхилення не перевищують 7-10%) і значні відхилення для РС-1а (перевищення може становити в 2 рази на заключному етапі). Більш інформативним з точки зору оцінки зміни характеру плинущого металу по ходу процесу деформування є дослідження зміни величини $\bar{\delta} = \bar{R}_k - \bar{R}_1$ - відхилення межі розділу течії R_k від R_1 (в відносних розмірах) (рис. 4.9). Для розрахункової схеми РС-1а є неможливою оптимізація за параметром \bar{R}_k ($\bar{R}_k \rightarrow \bar{R}_1$), що є характерним для початкового етапу процесу деформування (рис. 4.8, криві (2.1) і (2.2)). Для подальшого деформування характерний різкий стрибок величини $\bar{\delta} = \bar{R}_k - \bar{R}_1$ аж до переходу до прямого видавлювання (рис. 4.8, крива (2.2)). Для розрахункової схеми РС-1 оптимізація за \bar{R}_k можлива на всьому протязі процесу деформування і збільшення частки прямого видавлювання по відношенню до радіальної складової (збільшення) йде більш плавно (рис.4.8, криві (1.1) - (1.4)).

При цьому погіршення умов тертя тягне за собою більш високі значення відхилень $\bar{\delta}$ для різних співвідношень процесу, що говорить про більш високу частку металу, яке формує осьовий відросток (рис. 4.8, криві (1.1) і (1.3), (1.2) і (1.4)). Таким чином, порівняльний аналіз оцінки формозміни напівфабрикату, отриманих на основі запропонованих розрахункових схем, і експериментально, дозволяє зробити висновок про перевагу використання РС-1, що містить трапецеїдальний кінематичний модуль 4.

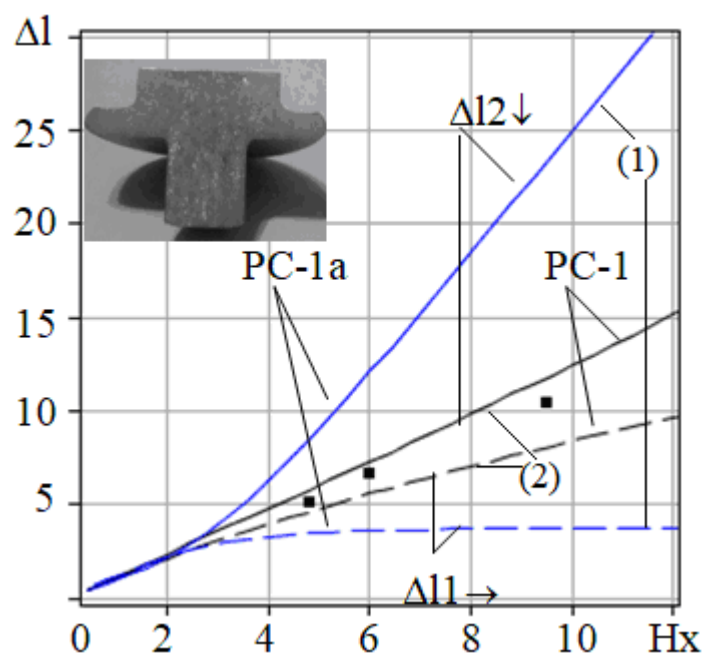


Рис. 4.8 - Залежності збільшень розмірів деталі за ходом процесу при $R_1 = 7.8$, $R_0 = 14.1$, $h = 4$, $H_0 = 20$, $\mu_S = 0.08$ для схем РС-1а (1) і РС-1 (2)

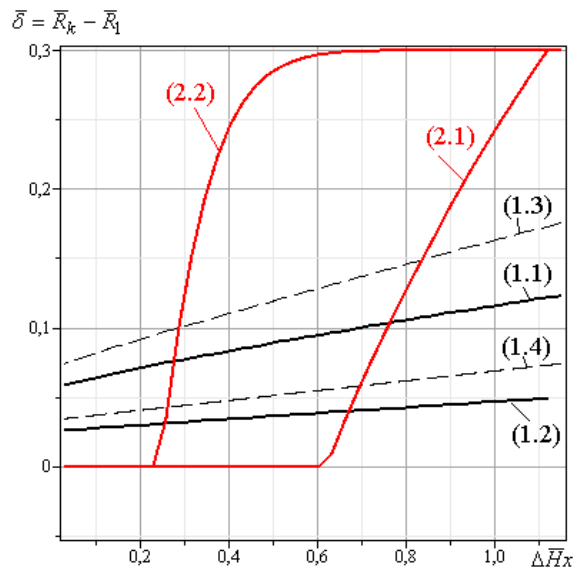


Рис. 4.9 - Залежності відхилення $\bar{\delta} = \bar{R}_k - \bar{R}_1$ за ходом процесу при $\bar{h} = 0.35, \bar{H}_0 = 1.5$ для схем РС-1 ((1.1) – (1.4)) і РС-1а ((2.1) та (2.2)):

схема РС-1: (1.1) – $\bar{R}_1 = 0.4, \mu_s = 0.08$; (1.2) – $R_1 = 0.7, \mu_s = 0.08$;

(1.3) – $\bar{R}_1 = 0.4, \mu_s = 0.16$; (1.4) – $R_1 = 0.7, \mu_s = 0.16$;

схема РС-1а: (2.1) – $\bar{R}_1 = 0.4, \mu_s = 0.08$; (2.2) – $R_1 = 0.7, \mu_s = 0.08$.

Таким чином, розроблена розрахункова схема РС-1 з наявністю трапецеїдального кільцевого модуля 4 дозволяє оцінити можливості використання процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з точки зору отримання необхідних розмірів деталі. Відхилення від експериментально отриманих даних не перевищує 7-10%, що говорить про раціональність та відповідність дійсності оцінки формозміни напівфабрикату на основі схеми РС-1. Перспективним є оцінка можливості використання РС-1 в якості автономного осередку деформації при моделюванні початкової стадії (транзитний ОД) процесу тристороннього радіально-зворотно-прямого видавлювання (рис. 1.17).

4.2 Моделювання процесів комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем

Узагальнення розрахункових схем процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем

З огляду на запропоновані (розділ 3) напрямки розширення можливостей використання кінематичних модулів з двома ступенями свободи течії металу у вигляді нових форм похилих меж для моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з

фланцем можна виокремити дві принципіально різні розрахункові схеми (рис. 4.10) [184, 207]. А саме з використанням осьового трапецеїдального кінематичного модуля 1 різної форми (схема 1 CDZ-1.i, рис. 4.10, а) і трапецеїдального кінематичного модуля 2 (схема 2 CDZ-2.j, рис.4.10, б).

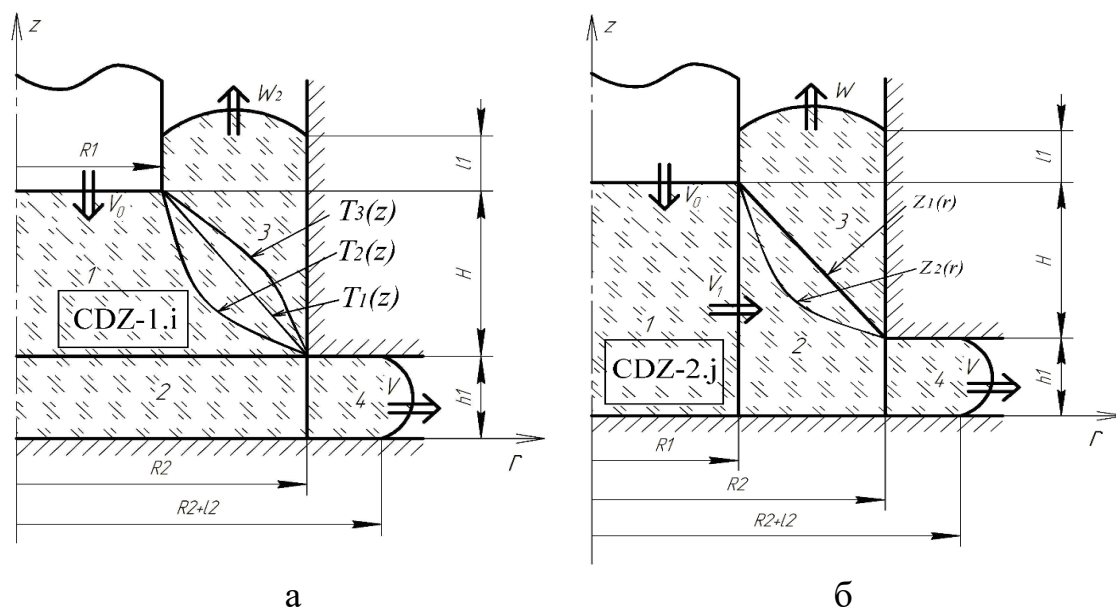


Рис.4.10. – Розрахункові схеми CDZ-1.i (а) та CDZ-2.j (б) процесу радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем

Наведемо КМПШ осьового трапецеїдального кінематичного модуля 1 в узагальненому вигляді для схем процесу CDZ-1.i та CDZ-2. j [184, 187, 209].

Таблиця 4.2 – КМПШ трапецеїдальних кінематичних модулів

Схема CDZ-1.i	Схема CDZ-2.j
<p>Трапецеїдальний осьовий модуль 1:</p> $\begin{cases} V_z = -V_0 \cdot \frac{R_1^2}{T_i^2(z)} + W_2 \cdot \left(1 - \frac{R_1^2}{T_i^2(z)}\right), \\ V_r = -\frac{r \cdot R_1^2}{T_i^3(z)} \cdot T_i'(z) \cdot (V_0 + W_2). \end{cases}$ <p>де i визначає форму межі розподілу течії кінематичних модулів 1 і 3:</p>	<p>Трапецеїдальний кільцевий модуль 2:</p> $\begin{cases} V_{z2} = \frac{W + z'_j(r) V_{r2}}{z(r)} z, \\ V_{r2} = \frac{V_0 R_1^2 + W(R_1^2 - r^2)}{2r z_j(r)}, \end{cases}$ <p>де j визначає форму межі розподілу течії кінематичних модулів 2 і 3</p>

$T_1(z) = k \cdot (z - (H + h_1)) + R_1, \quad k = T_1'(z) = \frac{R_1 - R_2}{H};$	$z_1(r) = a(r + b), \quad a = \frac{H}{R_1 - R_2},$
$T_2(z) = \frac{1}{\sqrt{C_1 \cdot z + C_2}}, \quad C_1 = (R_2^2 - R_1^2) / (R_1^2 R_2^2 H),$	$b = \frac{h_1}{a} - R_2;$
$C_2 = 1/R_2^2 - C_1 h_1;$	$z_2(r) = \frac{a_2}{r - b_2}, \quad a_2 = h_1(R_2 - b_2),$
$T_3(z) = \frac{A}{\sqrt{B - C e^{2M(z-h_1)}}}, \quad A = R_1 R_2 \sqrt{1 - e^{2MH}},$	$b_2 = \frac{R_1(H + h_1) - h_1 R_2}{H}.$
$B = R_2^2 - R_1^2 e^{2MH}, \quad C = R_2^2 - R_1^2, \quad M \neq 0.$	

Аналіз можливості оптимізації за кінематичним параметром для схем CDZ-1.1 досліджений в роботах [209–213] і виявлений для суміжних модулів з однойменної за знаком (позитивної в даному випадку) радіальної складової і впливає з рівності нулю потужності сил зрізу.

Для найпростішого варіанту CDZ-1.1 представлення межі у вигляді лінійної функції $T = T_1(z)$ (табл. 4.2), маємо оптимальне значення приведенного тиску деформування та приростів напівфабрикату у вигляді:

$$\bar{p}_1 = \left(\begin{aligned} & 2\bar{C}_{1opt} \ln \bar{R}_2 \left(\frac{1}{9k^2} \left((4 + 3k^2)^{3/2} - 8 \right) - \frac{1 + k^2}{\sqrt{3}k} \right) + \\ & + \left(1 + \bar{W}_{opt} \bar{R}_2^2 \right) \left(\begin{aligned} & 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{\bar{R}_2 + \bar{l}_2}{\bar{R}_2} \right) + \\ & + \frac{\bar{h}_1}{\bar{R}_2 \sqrt{3}} + \frac{2\mu_2}{3\bar{h}_1 \sqrt{3}} (\bar{R}_2 + 6\bar{l}_2) \end{aligned} \right) + \frac{4\mu_1 \bar{R}_2^3}{\sqrt{3}(\bar{R}_2^2 - 1)} \bar{W}_{opt} (\bar{H} + \bar{l}_1) + \\ & + \frac{4\mu_1}{3\sqrt{3}} k \left(-1 + \bar{W}_{opt} \frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2 - 1} \right) + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} (\Delta \bar{H}_x + \bar{l}_1) \left(1 - \bar{W}_{opt} \frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2 - 1} \right) \end{aligned} \right), \quad (4.9)$$

де $\bar{W}_{opt} = \frac{(\bar{R}_2 + 2k\bar{h}_1)(\bar{R}_2^2 - 1)}{\bar{R}_2^2(2k\bar{h}_1 - \bar{R}_2(\bar{R}_2^2 - 1))}$, $\bar{C}_{1opt} = 1 - \bar{W}_{opt} \frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2 - 1}$.

$$\left\{ \begin{aligned} \Delta l_1 \uparrow &= \frac{R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \left(\Delta Hx + \frac{2h_1 R_2^2}{R_2(R_1 + R_2)} \ln \left| 1 - \frac{\Delta Hx R_2 (R_1 + R_2)}{(H_0 - h_1) R_2 (R_1 + R_2) + 2h_1 R_1^2} \right| \right), \\ \Delta l_2 \rightarrow &= \sqrt{\frac{R_1^2 \Delta Hx - (R_2^2 - R_1^2) l_1 \uparrow}{h_1}} + R_2^2 - R_2, \end{aligned} \right. \quad (4.10)$$

де ΔHx – хід пуансона, що відповідає етапу деформування.

Для випадку CDZ-1.2 оптимальне значення швидкості течії металу у вертикальному напрямку із умови рівності нулю потужності сил зрізу між кінематичними модулями 1 і 2 має вигляд:

$$W_2 = \frac{R_1^2 \cdot H - h_1 \cdot (R_2^2 - R_1^2)}{(R_2^2 - R_1^2) \cdot (H + h_1)} \cdot V_0 \quad (4.11)$$

$$\bar{p}_2 = \left[\begin{aligned} & (1 + \bar{W}_2) \cdot \left[C_1 \cdot R_1^2 \cdot H + 2 \cdot \ln \frac{R_2}{R_1} - (C_2 + C_1 \cdot h_1) \cdot (R_2^2 - R_1^2) + \right. \\ & \left. + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) + \frac{C_1^2}{12\sqrt{3}} \cdot (R_2^6 - R_1^6) \right] + \\ & + \bar{W}_1 \cdot \left(\frac{R_2^2}{R_1^2} \cdot \left(1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \left(\frac{R_2 + l_2}{R_2} \right) \right) + \frac{R_2 \cdot h_1}{\sqrt{3} \cdot R_1^2} \right) + \\ & + \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \left((1 + \bar{W}_2) \cdot \left(C_1 \cdot R_1^3 + 6 \cdot \frac{l_1 + \Delta Hx}{R_1} \right) + 6 \cdot \bar{W}_2 \cdot \frac{R_2 \cdot (H + l_1)}{R_1^2} + \right. \\ & \left. + \bar{W}_1 \cdot \left(\frac{R_2^3}{R_1^2 \cdot h_1} + 6 \cdot \frac{R_2^2 \cdot l_2}{R_1^2 \cdot h_1} \right) \right) \end{aligned} \right], \quad (4.12)$$

$$\text{де } C_1 = \frac{R_2^2 - R_1^2}{R_1^2 \cdot R_2^2 \cdot H}, C_2 = \frac{1}{R_2^2} - C_1 \cdot h_1, \bar{W}_2 = \frac{R_1^2 \cdot H - h_1 \cdot (R_2^2 - R_1^2)}{(R_2^2 - R_1^2) \cdot (H + h_1)}, \bar{W}_1 = \frac{R_1^2 - \bar{W}_2 \cdot (R_2^2 - R_1^2)}{R_2^2};$$

$$\left\{ \begin{aligned} \Delta l_1 \uparrow &= \frac{1}{R_2^2 - R_1^2} \cdot \left(R_1^2 \cdot \Delta Hx + h_1 \cdot R_2^2 \cdot \ln \left| 1 - \frac{\Delta Hx}{H_0} \right| \right), \\ \Delta l_2 \rightarrow &= \sqrt{\frac{R_1^2 \cdot \Delta Hx - (R_2^2 - R_1^2) \cdot l_1 \uparrow}{h_1} + R_2^2 - R_1^2}. \end{aligned} \right. \quad (4.13)$$

де ΔHx – хід пуансону, що відповідає етапу деформування.

Особливістю використання розрахункових схем CDZ-1.1,2 є можливість отримання готових розрахункових формул збільшення напівфабрикату в вертикальному напрямку, що формує стінку стакану і фланцеву зону у вигляді (4.11) та (4.13) відповідно. Оптимальне значення кінематичного параметра як швидкості течії металу у вертикальному напрямку W_2 знаходять з умови рівності нулю потужності сил зрізу на межах кінематичних модулів 1 і 2. Використання форми межі у вигляді $T = T_3(z)$ призводить до можливості варіювання параметра $M \in (-\infty, 0) \cup (0, +\infty)$ і до суттєвого ускладнення подальших розрахунків, що є обмежуючим фактором використання [184, 187].

До питання можливості оптимізації приведеного тиску деформування за кінематичними параметрами

З огляду на виявлену особливість можливості оптимізації приведеного тиску деформування за кінематичним параметром – швидкістю витікання металу у вертикальному напрямку W_2 актуальним стає питання виявлення умов та обмежень, за яких ця оптимізація є

можливою. Розглянутий осьовий трапецеїдальний модуль 1 є внутрішнім, тому розглянемо його в комбінації з нижнім модулем різновидів 2a, 2b і 2c. Конфігурації суміжного модуля 2 і відповідні КМПШ представлені нижче (табл. 4.3) [187, 205].

Таблиця 4.3 – Конфігурація і КМПШ суміжного кінематичного модуля 2

2a	2b	2c

Цікавість викликає аналіз величини потужності сил зсуву між модулем 1 і можливими конфігураціями модуля 2:

$$N_{cli_2a} = \frac{2\pi\sigma_S}{3\sqrt{3}} \left| W_2 \left(\frac{R_2}{2h_1} (R_2^2 - R_1^2) - K_i R_1^2 \right) - V_0 R_1^2 \left(K_i + \frac{R_2}{2h_1} \right) \right|, \quad (4.14)$$

$$N_{cli_2b} = -\frac{2\pi\sigma_S}{3\sqrt{3}} (V_0 + W_2) K_i R_1^2, \quad (4.15)$$

$$N_{cli_2c} = \frac{2\pi\sigma_S}{3\sqrt{3}} \left[V_0 R_1^2 G - W_2 \left(R_2^2 G + K_i R_1^2 \right) \right], \quad (4.16)$$

$$\text{де } K_i = T'_i(z) \Big|_{z=h_1}, \quad G = \frac{R_2 - R_1}{h_1}.$$

Для прямолінійної межі модуля 1 у вигляді $T_1(z)$ використовуємо $K_1 = (R_1 - R_2)/H$. Для криволінійної похилої межі вигляду $T_2(z)$ використовуємо $K_2 = -C_1 R_2^3 / 2$, де $C_1 = (R_2^2 - R_1^2) / (R_1^2 R_2^2 H)$. Подальші розрахунки проводимо у відносних величинах $\bar{R}_2 = R_2 / R_1$, $\bar{H} = H / R_1$, $\bar{h}_1 = h_1 / R_1$, $\bar{R}_3 = R_3 / R_1$. Переходимо до безрозмірних величин $\bar{p}_{cli_2j} = N_{cli_2j} / \pi\sigma_S V_0 R_1^2$, де $i=1$ відповідає межі $T_1(z)$, $i=2$ - межі $T_2(z)$, а j в залежності від конфігурації модуля 2 приймає значення a, b, c відповідно для (4.14) – (4.16). Проаналізуємо залежності \bar{p}_{cli_2j} від відносного кінематичного параметра $\bar{w}_2 = W_2 / V_0$ (рис. 4.11). Характер зміни приведених тисків потужності сил зсуву для прямолінійної (суцільна лінія) і криволінійної (пунктирна лінія) меж кінематичного модуля 1 не змінюється при збереженні конфігурації модуля 2 [187, 205].

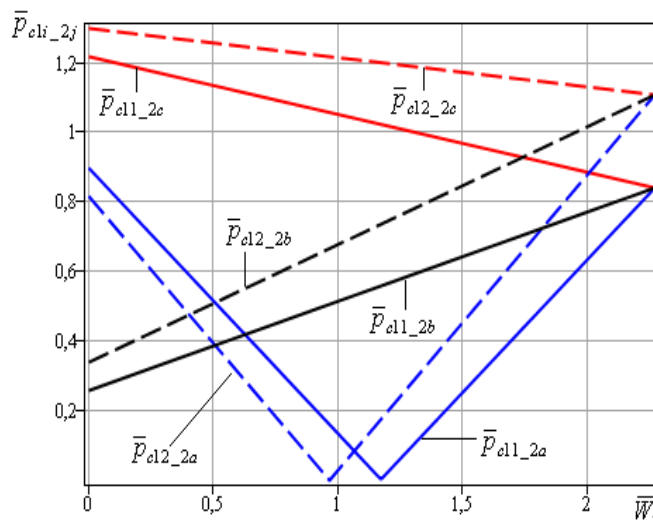


Рис. 4.11 - Залежності приведенного тиску міцності сил зсуву \bar{p}_{cli_2j} від \bar{w}_2 при $\bar{R}_2 = 1.2$, $\bar{H} = 0.3$, $\bar{h}_1 = 0.2$, $\bar{R}_3 = 0.7$

Із зростанням \bar{w}_2 функції \bar{p}_{c11_2b} і \bar{p}_{c12_2b} монотонно зростають, а \bar{p}_{c11_2c} і \bar{p}_{c12_2c} монотонно спадають. При цьому криволінійній межі $T_2(z)$ відповідає більш високе значення величини \bar{p}_{c12_2b} і \bar{p}_{c12_2c} в порівнянні з величинами \bar{p}_{c11_2b} і \bar{p}_{c11_2c} відповідно, тобто використання кінематичного параметру \bar{w}_2 у якості варійованого неможливо. Таким чином, характер змінення величин \bar{p}_{c11_2a} і \bar{p}_{c12_2a} кардинально відрізняється від отриманих вище. Для даних функцій характерна наявність точки мінімуму – точки, що задовольняє умову $\bar{p}_{c11_2a} = 0$ при $K_1 = (R_1 - R_2)/H$ і $\bar{p}_{c12_2a} = 0$ при $K_2 = -C_1 R_2^3/2$. Для криволінійної похилої межі оптимальне значення \bar{w}_2 зміщується в сторону зменшення даної величини. Таким чином, використання відносної швидкості \bar{w}_2 у якості варійованого параметра є можливою. Така оптимізація можлива тільки при комбінації кінематичних модулів з набором радіальних складових швидкостей v_r одного напрямку (знаку) для обох суміжних модулів та є неможливою у інших випадках.

Альтернативною узагальненою розрахунковою схемою є CDZ-2.j з наявністю трапецеїдального кінематичного модуля 2 з різною формою похилої межі [184, 187, 209]. Використовуючи узагальнене КМПШ (табл. 4.2) та складові розрахункової схеми із кінематичним модулем 2 з прямолінійною похилою межею \bar{p}_1 , висвітлені у роботі [184, 187, 188], отримати вираз приведенного тиску \bar{p}_2 деформування із удосконаленим модулем 2 з криволінійною межею у вигляді $z = z_2(r)$ можна із урахуванням відповідних складових. Дослідження раціональності обраної заміни кривої зводиться до порівняльного аналізу величин приведенного тиску деформування \bar{p}_1 та \bar{p}_2 за

схемами із прямолінійною та криволінійною межею відповідно. Оптимальне значення величини приведенного тиску деформування для обраних розрахункових схем знаходимо, оптимізуючи за кінематичним параметром $\bar{W} = W/V_0$ - відносною швидкістю витікання металу у вертикальному напрямку, що формує стінку стакану. Порівняльний аналіз залежностей приведенного тиску деформування при $\bar{R}_1 = 0.62$, $\bar{H} = 0.2$ для різних умов тертя вказує на подібність отриманих кривих як для розрахункової схеми із прямолінійною межею, так і для використання криволінійної межі кінематичного модуля 2 (рис. 4.12, а). Оптимальне значення кінематичного параметра \bar{W} (точка мінімуму) дещо зменшується для схеми із криволінійним кінематичним модулем 2. При цьому за всіх умов тертя оптимальне значення \bar{p}_2 є меншим за оптимальне значення \bar{p}_1 , тому раціональним є використання удосконаленого модуля 2 із границею у формі $z = z_2(r)$. Проаналізовано також вплив відносної товщини фланця на характер кривих приведенного тиску деформування при $\bar{R}_1 = 0.6$, $\bar{H} = 0.2$, $\mu_s = 0.16$ (рис. 4.12, б). Збільшення товщини фланця призводить до зменшення величини приведенного тиску деформування для обох розрахункових схем процесу [189]. Характер отриманих кривих є аналогічним із наявністю точки мінімуму, що відповідає оптимальному значенню кінематичного параметра \bar{W} , за різних геометричних співвідношень. Умова $\bar{p}_2 < \bar{p}_1$ для оптимального значення підтверджує раціональність вибору криволінійної межі кінематичного модуля 2 по відношенню до прямолінійної межі.

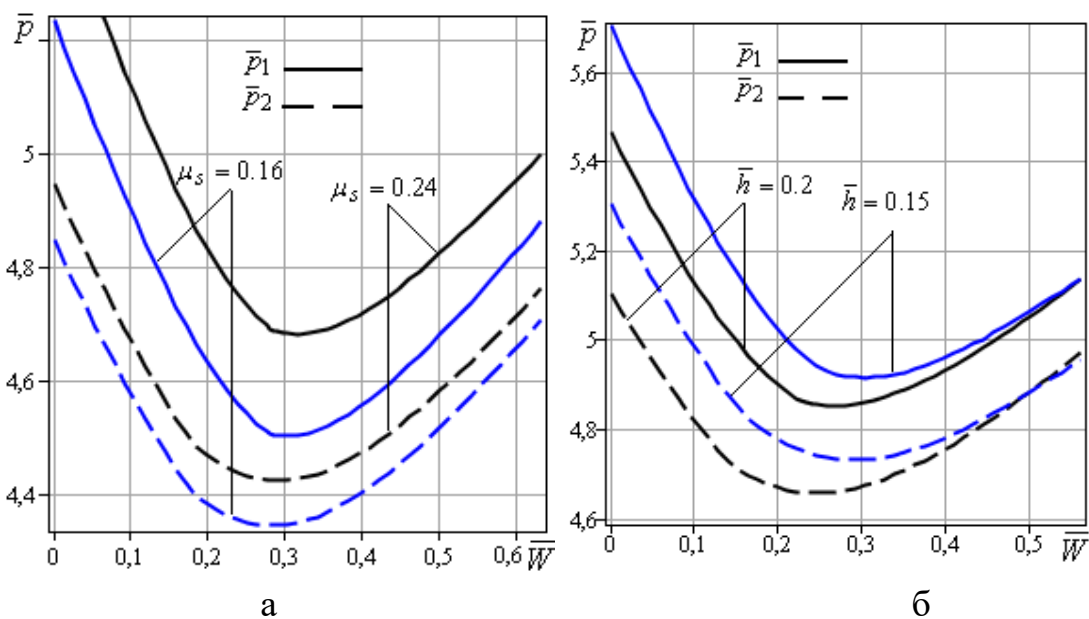


Рис. 4.12 - Залежності \bar{p}_1 та \bar{p}_2 від відносної швидкості течії металу в вертикальному напрямку за різних умов тертя (а) та товщини фланця (б)

Аналіз формозміни напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання для різних розрахункових схем

Характер течії металу в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем залежить від співвідношення геометричних параметрів процесу, включаючи особливості конфігурації інструменту, а також умов тертя. При цьому при експериментальному дослідженні для заготовок з алюмінієвих сплавів АД1, АД31, свинцю С1 і латуні Л62 виявлені істотні відмінності в протіканні процесу деформування. Це стосується особливостей формозміни напівфабрикату для різних співвідношень геометричних параметрів процесу деформування [184, 207]. Для співвідношень в межах $0.6 < 2h_1R_2 / (R_2^2 - R_1^2) < 1.5$ течія металу відбувається в радіальному (формуєчому фланцеву зону) і зворотному (формуєчому стінку стакану) напрямках. При цьому напрямок течії металу у стінку стакану відбувається протилежно напрямку руху пуансона (рис. 4.13, а, б). Для випадку переважної радіальної течії при $2h_1R_2 / (R_2^2 - R_1^2) > 0.6$ для досить низьких заготовок можливе залучення металу в зоні контакту з пуансоном з подальшим співнаправленим до напрямку пуансону рухом металу в стінці стакану (рис. 4.13, в, г). При цьому висота напівфабрикату зменшується за ходом процесу деформування, фактично відбувається формування фланцевої зони, стінка стакану формується тільки за рахунок різниці швидкостей руху активного інструменту і металу стінки стакану в одному напрямку. Проведено порівняльний аналіз збільшень напівфабрикату для (1): $R_1=10.5$ мм, $R_2=14$ мм, $h_1=5$ мм, $H_0=14$ мм та (2): $R_1=10.5$ мм, $R_2=14$ мм, $h_1=3$ мм, $H_0=14$ мм, виходячи із запропонованих теоретичних оцінок з точковими даними (рис. 4.14), отриманими в Qform2/3D (рис. 4.15). Характер зміни збільшень напівфабрикату по ходу процесу для прямолінійної $T=T_1(z)$ і криволінійної $T=T_2(z)$ похилих меж ідентичний. Значення $\Delta l_2 \rightarrow$ в порівнянні з використанням кінематичного модуля з прямолінійною межею поділу течії (рис. 4.14). Однак для криволінійної похилої межі розділу течії характерні більш низькі значення величини $\Delta l_1 \uparrow$ і більш високі $\Delta l_2 \rightarrow$.

Точкові дані щодо приросту напівфабрикату в вертикальному напрямку, отримані моделюванням в Qform2/3D представлені нижче (рис. 4.15). Обидві схеми процесу демонструють завищення теоретично отриманих даних. Однак відхилення величини на всьому протязі процесу деформування для $T=T_2(z)$ показує найменше відхилення в порівнянні з $T=T_1(z)$ від точкових даних, отриманих моделюванням в Qform2/3D.

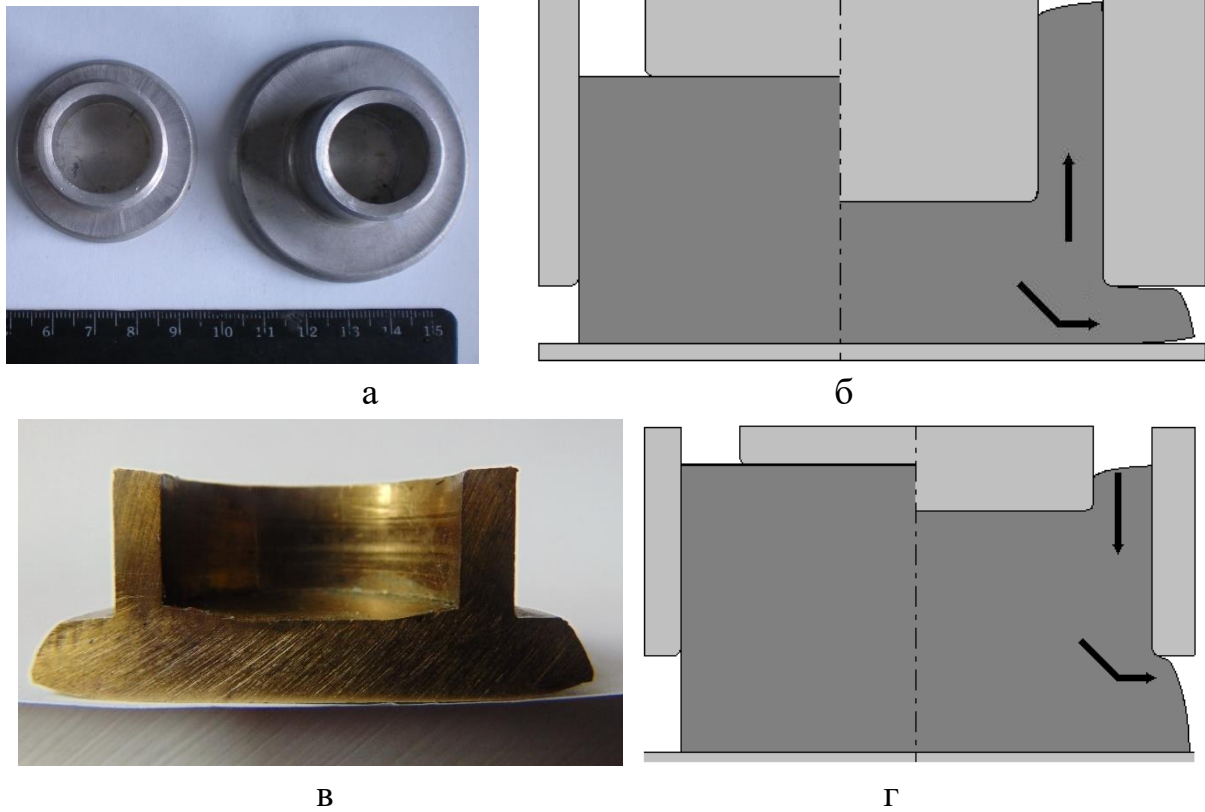


Рис. 4.13 - Особливості формоутворення напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання з наявністю радіальної і зворотної течії (а, б) та переважної радіальної течії (в, г) [184]

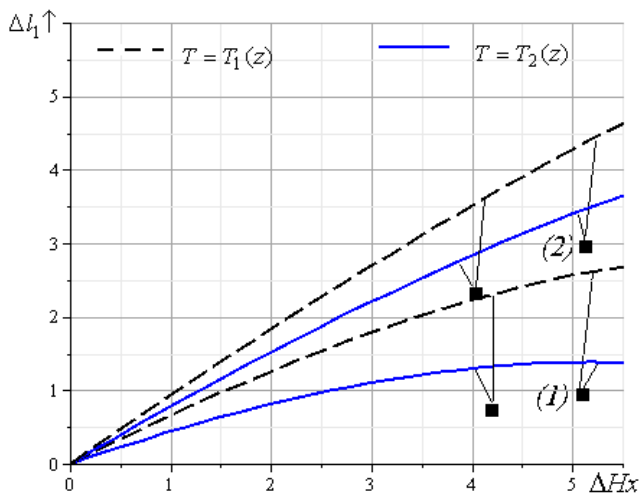


Рис. 4.14 - Порівняльний аналіз приростів напівфабрикату при $T=T_1(z)$ і $T=T_2(z)$

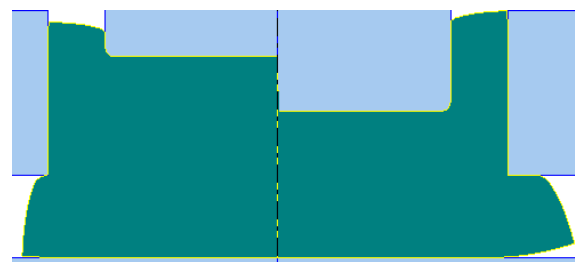


Рис. 4.15 - Прирости напівфабрикату, отримані моделюванням в Qform2/3D

Проведено порівняльний аналіз величини приведених тисків для $R_1=10.5$ мм, $R_2=14$ мм, $H_0=14$ мм при $\sigma_s=0$ і $H_x=0$ для розрахункових схем при різних величинах висоти фланця (рис. 4.16). Величина для схеми з криволінійною похилою межею $T=T_2(z)$ має більш низькі значення при

допустимих висотах фланця в порівнянні з отриманою величиною на основі схеми з прямолінійною похилою межею $T=T_1(z)$.

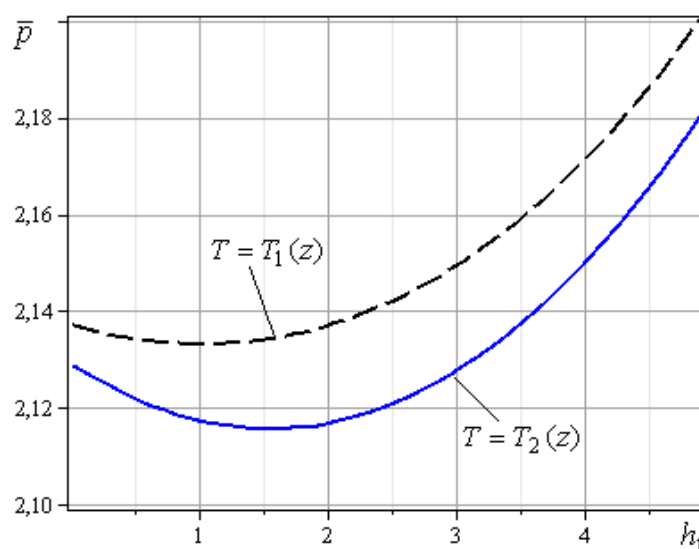


Рис. 4.16 - Порівняльний аналіз приведенного тиску при $T=T_1(z)$ і $T=T_2(z)$

Аналогічна картина спостерігається і для моделювання процесу при $R_1=10.5$ мм, $R_2=18$ мм, $H_0=20$ мм. Найменше відхилення збільшень напівфабрикату в вертикальному напрямку від отриманих в Qform2/3D відповідає розрахунковій схемі з прямолінійною межею поділу течії (рис. 4.17, а). При цьому найменше значення приведенного тиску для допустимих значень висоти фланця h_1 , в тому числі при $h_1=5$ мм, (відповідає даному процесу деформування) також отримано для схеми з лінією розділу течії у вигляді $T=T_1(z)$ (рис. 4.17, б) [184, 188]. Таким чином, найменше значення енергосилових параметрів процесу деформування виступає критерієм вибору відповідної розрахункової схеми і формул розрахунку збільшень напівфабрикату по ходу процесу деформування. Виходячи з простоти порівняння отриманих інженерних формул \bar{p}_1 [184, 188] і запропонованої \bar{p}_2 умова переважного використання розрахункової схеми з $T=T_2(z)$ набирає вигляду $\bar{p}_2 < \bar{p}_1$. Допущення $\dot{\gamma}_{rz}=0$ є правомірним і даний кінематичний модуль з криволінійною межею у вигляді $T=T_2(z)$ може бути рекомендований до використання в рамках розрахункової схеми комбінованого радіально-зворотного видавлювання за умови найменшого значення приведенного тиску деформування.

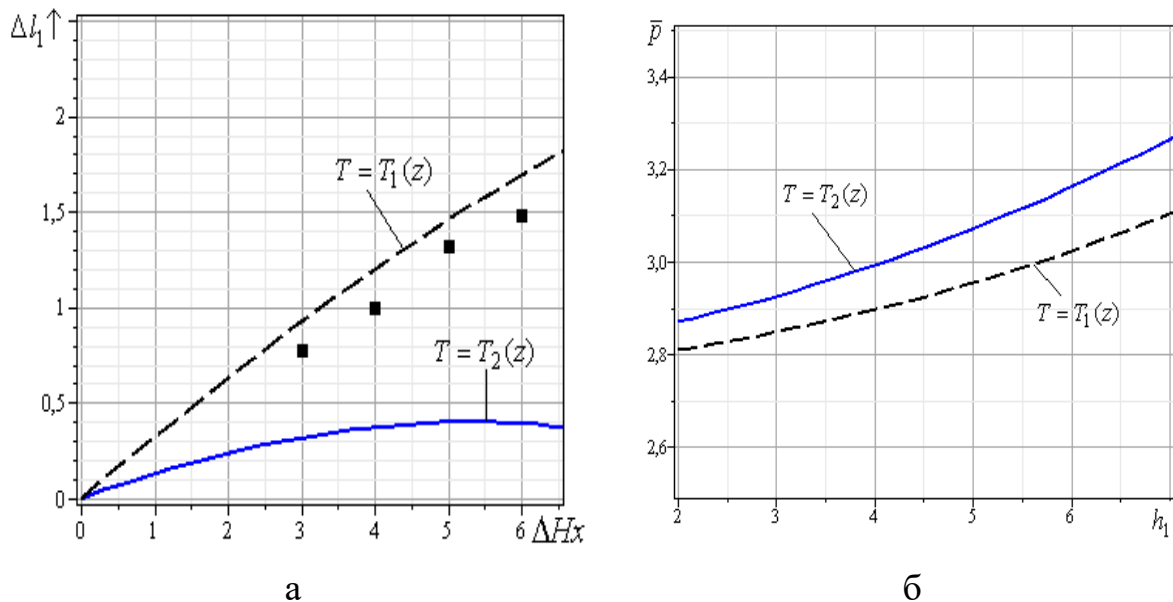


Рис.4.17 - Порівняльний аналіз при $T=T_1(z)$ та $T=T_2(z)$ приростів напівфабрикату (а) та приведенного тиску деформування (б)

Особливості моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання з транзитним осередком деформації

Для досить високих заготовок (при $H_0/h_1 > 4..6$), кожна з узагальнених розрахункових схем CDZ-1.і з об'єднаним ОД, може бути вдосконалена шляхом введення додаткової проміжної жорсткої зони, що дозволить врахувати специфіку течії металу, характерну для транзитного ОД (табл. 2.4). Для експериментального аналізу були використані складені заготовки з матеріалу С1 з нанесеною координатною сіткою з базою 2 мм для початкової висоти заготовки 37 мм, товщини фланця 3 мм для та радіусів пуансона та матриці 10.5 мм та 14.1 мм відповідно, робочий хід повзуна склав 5 мм (рис. 4.18). За методикою І. П. Ренне [15] отримали кількісну оцінку деформованого стану (рис. 4.18, а). За даними моделювання в програмі Qform 2/3D було отримано картини розподілу деформацій та напружень всередині заготовки. Умови, що використані при моделюванні: тертя задавалося константою поверхні рівній 0.16, модуль Юнга 18000 МПа, коефіцієнт Пуассона 0.42.

Дані про картину розподілу деформацій та опору деформацій (рис. 4.18, б, в). підтверджують факт наявності проміжної жорсткої зони і транзитного ОД із наявністю двох автономних осередків деформації. Рациональним є використання розробленого комплексу 2а-2с прямокутного осьового 2а та трапецеїдального кільцевого 2с кінематичних модулів замість прямокутного в зоні розвороту до радіальної течії в нижньому

автономному осередку деформації. Таким чином, узагальнена розрахункова схема процесу приймає вигляд (рис. 4.19) [212].

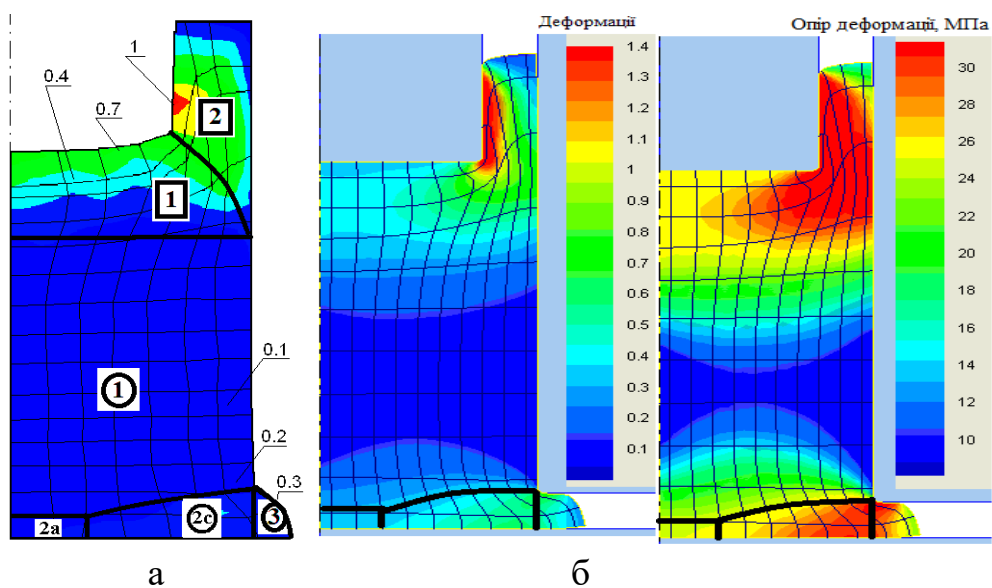


Рис.4.18 - Аналіз НДС за викривленням ділильної сітки (а) та даних щодо розподілу деформацій (б) та опору деформацій (в)

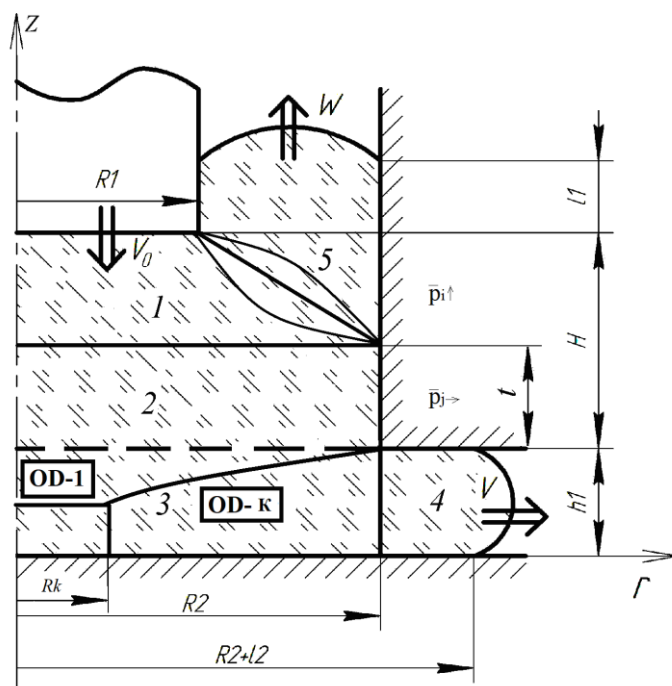


Рис. 4.19 - Узагальнена розрахункова схема процесу із двома різновидами автономного нижнього ОД радіального видавлювання

Надалі позначаємо OD-1 попередньо розроблену розрахункову схему процесу із наявністю прямокутних кінематичних модулів зон 2 та 3, а удосконалену OD-K із наявністю трапецеїдальної форми жорсткої зони 2 та комплексу кінематичних модулів типу 2а-2с з можливістю подальшої оптимізації як за параметром α , що визначає форму кривої, так і за

положенням R_k і розмірами модулів. Нагадаємо, можливість використання частинного випадку комплексу 2а-2с при виродженні за умови $R_k=0$ у трикутний кінематичний модуль із похилою межею із наявністю оптимізації тільки за параметром $\alpha \in (0, 1)$.

У найпростішому варіанті прямокутної межі трапецеїдального модуля 1 та кінематичного осьового модуля 3 прямокутної форми маємо приведений тиск деформування у вигляді [212]:

$$\bar{p}_{1-1} = \left(\begin{array}{l} \frac{4\mu_1 \bar{R}_2}{\sqrt{3}(\bar{R}_2^2 - 1)} \left| 1 - \lambda \bar{R}_2^2 \left(\bar{H} - \bar{i} + \bar{l}_1 \right) + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} \bar{C}_1 (1 - \lambda) (\Delta \bar{H}_X + \bar{l}_1) + \right. \\ \left. + (1 - \lambda) \left[\frac{2\bar{C}_1}{9\bar{k}^2} \ln \bar{R}_2 \left(\left(4 + 3\bar{k}^2 \right)^{3/2} - 8 \right) - \frac{2\bar{k}\bar{C}_1}{3\sqrt{3}} + \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{1 + \bar{k}^2}{\bar{k}} \bar{C}_1 \ln \frac{1}{\bar{R}_2} \right] + \right. \\ \left. + \frac{4\mu_1}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2 - 1} \bar{k} (\lambda - 1) + \lambda \left[\frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2} + \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{R}_2^2 \ln \left(\frac{\bar{R}_2 + \bar{l}_2}{\bar{R}_2} \right) + \frac{\bar{R}_2^3}{3\sqrt{3}\bar{h}_1} + \frac{\bar{R}_2 \bar{h}_1}{\sqrt{3}} + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{4\mu_1 \bar{R}_2 \bar{i}}{\sqrt{3}} + \frac{2\mu_2 \bar{R}_2^3}{3\sqrt{3}\bar{h}_1} + \frac{4\mu_2 \bar{R}_2^2 \bar{l}_2}{\sqrt{3}\bar{h}_1} \right] \right) \end{array} \right), \quad (4.17)$$

$$\text{де } \Delta \bar{H}_X = \frac{\Delta H_X}{R_1}, \bar{H} = \frac{H}{R_1}, \bar{R}_2 = \frac{R_2}{R_1}, \bar{h}_1 = \frac{h_1}{R_1}, \bar{l}_1 = \frac{l_1}{R_1}, \bar{l}_2 = \frac{l_2}{R_1}, \bar{k} = \frac{1 - \bar{R}_2}{\bar{H} - \bar{i}}, \bar{C}_1 = \frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2 - 1}.$$

Для загального випадку розрахункової схеми при $i=1..3$ маємо три різновиди верхнього автономного осередку деформації зворотного видавлювання АТ- i згідно із формою похилої межі за аналогією із розрахунками схеми CDZ- i у вигляді (4.9), (4.12). Для нижнього автономного осередку деформації розглядаємо два різновиди OD-1 ($j=1$) із прямокутним осьовим модулем 3 та OD-К ($j=2$) і наявністю розробленого комплексу прямокутного та трапецеїдального кінематичних модулів типу 2а-2с (рис. 4.19). В цьому випадку приведений тиск узагальненої розрахункової схеми процесу приймає вигляд:

$$\bar{p}_i = \frac{4\mu_1 \bar{R}_2}{\sqrt{3}(\bar{R}_2^2 - 1)} \left| 1 - \lambda \bar{R}_2^2 \left(\bar{H} - \bar{i} + \bar{l}_1 \right) + (1 - \lambda) \bar{p}_i \uparrow + \lambda \cdot \bar{p}_j \rightarrow \right., \quad (4.18)$$

$$\text{де } \lambda = \frac{\bar{p}_i \uparrow}{\bar{p}_i \uparrow + \frac{(\bar{R}_2^2 - 1) \bar{R}_2^2}{2\bar{h}_1 \bar{R}_2} \bar{p}_j \rightarrow}, \quad \bar{p}_i \uparrow - \text{приведений тиск деформування для}$$

процесу зворотного видавлювання АТ- i ($i=1..3$); $\bar{p}_j \rightarrow$ – приведений тиск деформування для процесу радіального видавлювання у вигляді OD-1 ($j=1$) або OD-К ($j=2$).

Для отримання даних щодо силового режиму використовуємо середнє значення деформації у вигляді:

$$e^*_{i_{cp.}} = \left(1 - \frac{t}{H_0}\right) \cdot \bar{p}_i \uparrow + \frac{t}{H_0} \cdot \bar{p}_j \rightarrow \quad (4.19)$$

де t – висота жорсткої зони, H_0 – початкова висота заготовки,

Порівняльний аналіз проведемо для найпростішого випадку верхнього осередку деформації у вигляді АТ-1 із прямолінійною межею трапецеїдального модуля 1 та двох різновидів осередків радіального видавлювання у вигляді OD-1 ($j=1$) або OD-K ($j=2$) для матеріалу АД1 за параметрів $R_1 = 7.5$, $h_1 = 3$, $R_2 = 10.6$, $H_0 = 20$.

Відхилення за схемою OD-K від експериментально отриманих даних не перевищує 3-10%, починаючи із ходу 3 мм у порівнянні із більш спрощеною розрахунковою схемою OD-1, для якої на заключному етапі деформування при ході у 9 мм відхилення може сягати 12% та більше. За порівнянням приростів напівфабрикату за ходом процесу деформування, також більш раціональною виявилася схема із нижнім осередком OD-K, відхилення за приростами у вертикальному напрямку не перевищує 10% на заключному етапі деформування, за схемою OD-1 може сягати 18% та більше (рис. 4.20). При порівнянні для матеріалу М1 відхилення за схемою OD-K від експериментально отриманих даних складає менше 8-10% на всьому протязі процесу деформування, за більш спрощеною розрахунковою схемою OD-1 на заключному етапі деформування при ході у 14 мм відхилення може сягати 15% і більше (рис. 4.21, а).

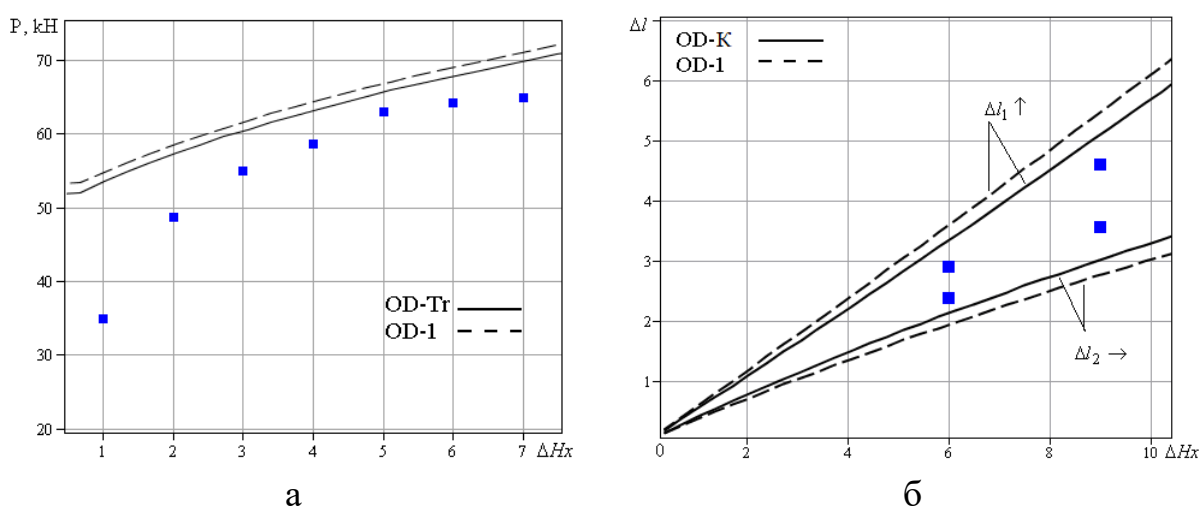


Рис 4.20 – Порівняльний аналіз сили видавлювання (а) та приростів розмірів напівфабрикату (б) розрахункових схем OD-1 та удосконаленої OD-K з експериментально отриманими даними

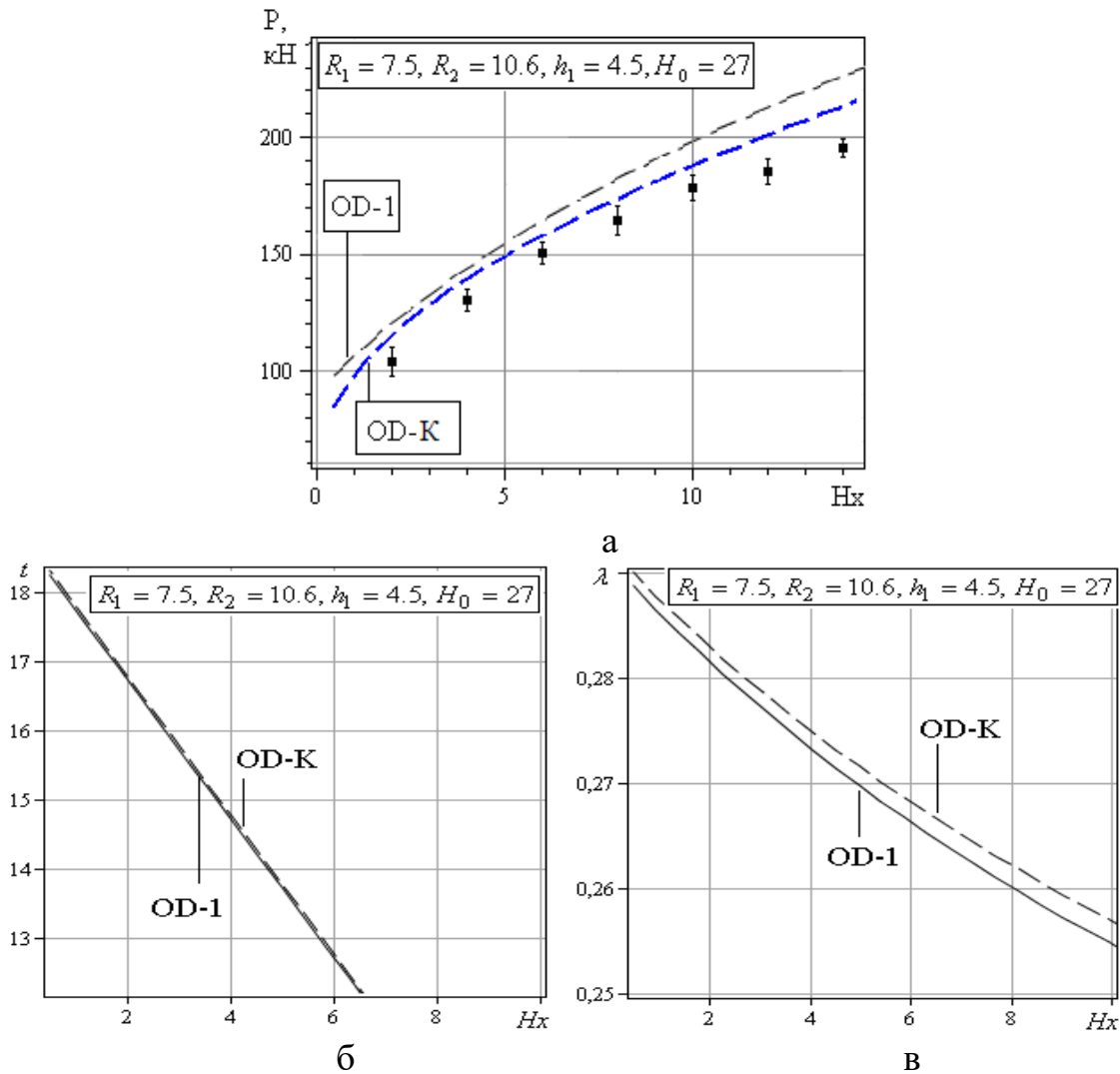


Рис. 4.21 - Порівняльний аналіз сили видавлювання з експериментально отриманими даними (а) напівфабрикату з М1, висоти жорсткої зони (б) та параметра λ (в) розрахункових схем OD-1 та OD-K

Прогнозування дефектоутворення у вигляді утягнення в донній частині заготовки

Для процесів холодного радіально-поздовжнього видавлювання за певних умов характерними є процеси дефектоутворення, основними з яких є невиконання форми і розмірів готового виробу, розриви (відрив) фланця, утворення тріщин, прострелів та різного типу утягнення [1, 2, 6, 26, 30, 89, 95, 133, 148, 160, 182, 210–215] (рис. 4.22), що є характерними і для процесів поперечного та комбінованого видавлювання [216– 223].

Розрахункова схема CDZ-2.1 може бути використана для прогнозування виникнення утягнення в донній частині стакану при $2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) < 0.5$. Удосконалена розрахункова схема використовується в межах $H_{\text{дна}} > h_1$ (етап I), при $H=0$ ($H_{\text{дна}}=h_1$) відбувається виродження трапецеїдального модуля 2 в прямокутний модуль (цьому етапу II відповідає пунктирна лінія меж на

рис. 4.23) [210]. Далі процес деформування переходить до стадії, при якій висота модуля 1 стає менше висоти фланця (етап III, модулі 1 і 2). Даний етап відповідає співвідношенням $H_{\text{дна}} < h_1$ зі зміною кута нахилу межі розділу течії трапецеїдального модуля 2. Розгляд етапів 2 та 3 зможе істотно розширити можливості дослідження виникнення дефектів у вигляді утягнення в донній частині стакану для заключної стадії процесу деформування при $0 < H_{\text{дна}} < h_1$. Основні зміни в узагальненій розрахунковій схемі, яка враховує весь процес деформування аж до $H_{\text{дна}} \rightarrow 0$, стосуються змін в конфігурації модуля 2. Розрахунок силових параметрів процесу деформування зводиться до послідовного проходження всіх трьох етапів.

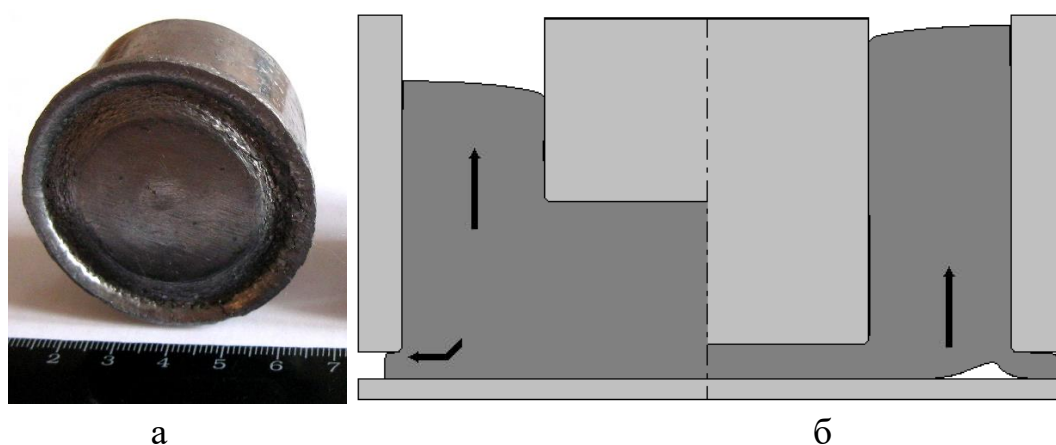


Рис 4.22 – Утворення утягнення в донній частині стакану, що встановлене експериментально (а) та в Qform 2/3D (б)

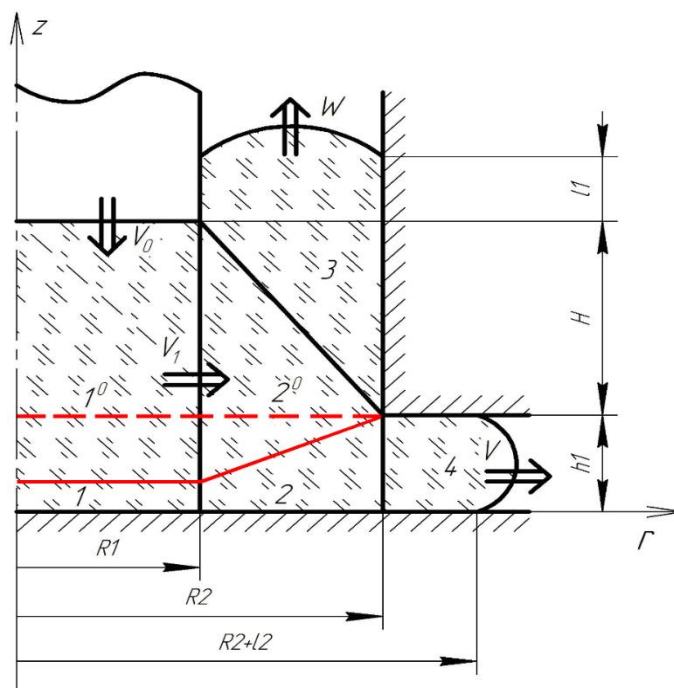


Рис 4.23 - Удосконалена розрахункова схема процесу радіально-зворотного видавлювання стакану з фланцем для прогнозування утягнення

При дослідженні зразків з свинцю С1 отримані дані за силою деформування при радіусі матриці $R_2=22.5$ мм і радіусі пуансона $R_1=10.5$ мм. Для процесу видавлювання без утворення утягнення при висоті фланця $h_1=4.5$ мм характерно плавне накопичення величини P на заключній стадії процесу деформування (рис. 4.24, точкові дані (2)), а з утворенням дефекту при $H_0=20.5$ мм і висоті фланця $h_1=3$ мм заключна стадія процесу характеризується різким стрибком сили деформування, починаючи з $Hx=14$ мм (рис. 4.24, точкові дані (1)). Дана особливість в характері зміни енергосилових параметрів процесу пов'язана з різким збільшенням швидкості витікання металу у вертикальному напрямку, тобто практично з переходом до схеми з одним ступенем свободи течії (радіальне видавлювання практично відсутнє). Дані, отримані на основі ЕМБП, повністю відповідають експериментально отриманим даним, а саме точка мінімуму при $h_1=3$ мм відповідає приблизно $Hx=14$ мм і підтверджує скачок за силою деформування (рис. 4.25), при $h_1=4.5$ мм маємо приблизно $Hx=16$ мм, що також підтверджується експериментально отриманими даним (рис. 4.24).

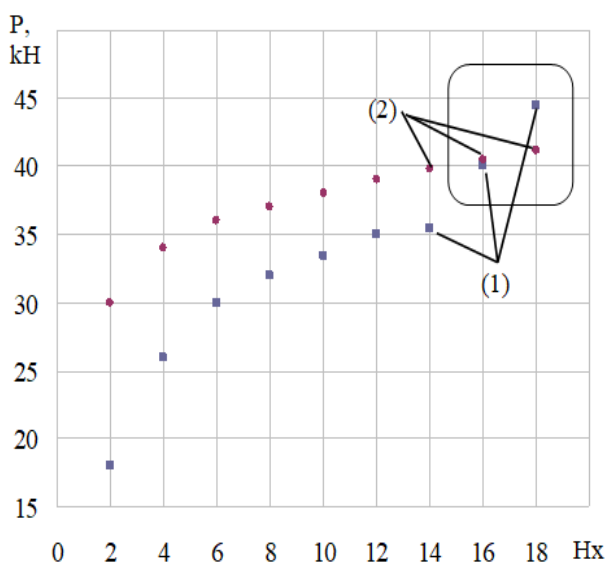


Рис. 4.24 - Експериментальні дані за силою деформування в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання [210]

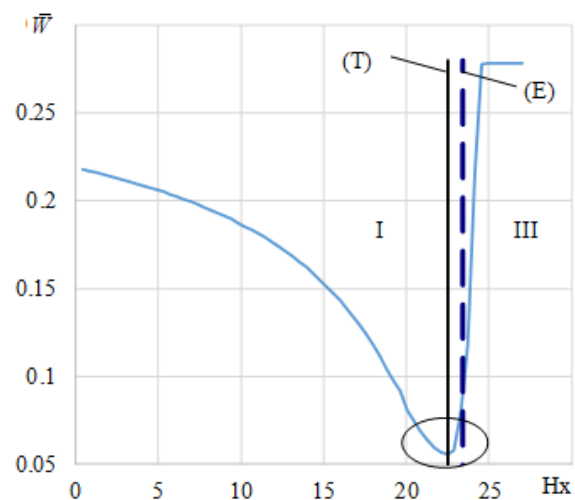


Рис. 4.25 - Змінення оптимальної величини відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку за ходом процесу від ходу Hx

Проведено порівняльний аналіз експериментально отриманої деталі з С1 з утворенням утягнення і моделювання в QForm2/3D при $R_1=10.5$ мм, $R_2=22.5$ мм, $h_1=4.5$ мм і товщині дна $H_{\text{дна}}=2.5$ мм (рис. 4.26). Отримані картини формоутворення деталі ідентичні. Для даних геометричних параметрів процесу досліджено зміну відносної швидкості витікання металу

у вертикальному напрямку за ходом процесу (рис. 4.27). При $Hx=22.5$ мм ($H_{\text{дна}}=4.5$ мм) відбувається перехід від етапу I до етапу III, при цьому в близьких значеннях спостерігається мінімум величини \bar{W} , що вказує на початок утворення утягнення. Початок утворення утягнення згідно з теоретичними розрахунками відзначено вертикальною суцільною лінією (Т), а згідно з експериментальними даними пунктирною вертикальною лінією (Е) (рис. 4.27). Починаючи з $Hx=24.5$ мм і до кінця процесу деформування збільшення фланцевої зони не відбувається, тобто радіальне видавлювання відсутнє (рис. 4.27).

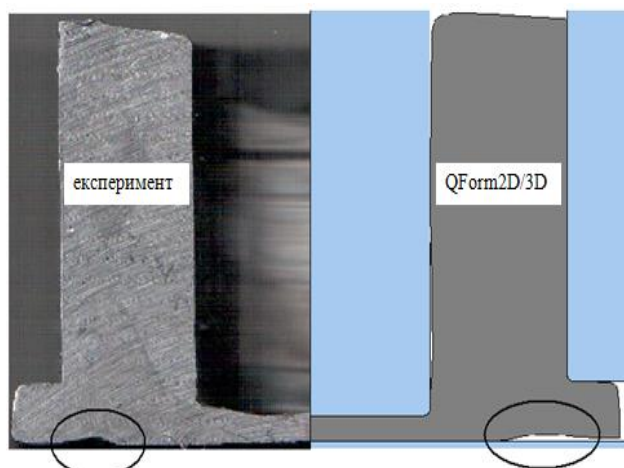


Рис. 4.26 - Порівняльний аналіз експериментальних даних і моделювання в QForm2/3D із появою утягнення [210]

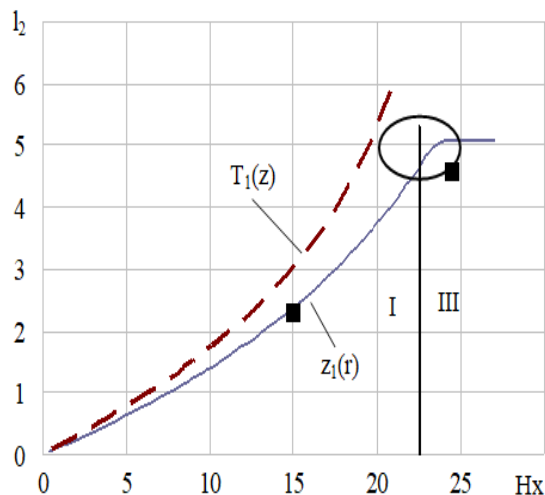


Рис. 4.27 - Приріст фланцевої зони за ходом процесу деформування з утворенням утягнення [210]

Можливості керування течією металу в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем

Процесам комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу, притаманна властивість саморегуляції формоутворенням напівфабрикату. Вплив умов тертя та наявність складної конфігурації інструменту у вигляді фасок та заокруглень є факторами керування формоутворенням напівфабрикату. Варіювання граничних умов тертя дозволяють отримати корегування заповнення фланцевої зони до 10% за даних параметрів процесу деформування. Однак погіршення умов тертя в донній частині заготовки дозволяє знизити розміри фланцевої зони, а погіршення умов тертя на стінці стакану, що формується, навпаки, сприятиме збільшенню розмірів фланця. Введення змін конфігурації активного інструменту у вигляді фаски на пуансоні сприяє більш активному заповненню стінки стакану, такого ефекту можна досягти введенням підпору у фланцевій зоні у разі її заповнення.

Однак введення обмежень течії металу у будь-якому з напрямків переводить схему комбінованого видавлювання з двома степенями свободи течії металу до видавлювання за базовими схемами радіального або зворотного видавлювання та внаслідок цього збільшує навантаження на інструмент. Більш цікавим є дослідження можливостей корегування формоутворенням деталі із відстрокування моменту утворення утягнення в донній частині заготовки.

Розробка кінематичного модуля із заокругленням надала можливості оперативного аналізу із визначення оптимального радіусу заокруглення з точки зору відстрокування появи утягнення на необхідну величину за ходом або товщиною дна. Введення в розрахункову схему процесу деформування із можливістю прогнозування утягнення замість модуля 4 – кінематичний модуль із заокругленням, дозволяє отримати наступні результати (рис. 4.28). Аналіз впливу заокруглення на матриці позитивно впливає на можливість отримання якісної деталі при співвідношеннях, характерних для появи дефектоутворення. Запізнення появи утягнення можна досягти орієнтовно до величини, що відповідає наближено (0,4 – 0,5R) використання відповідного радіусу заокруглення R .

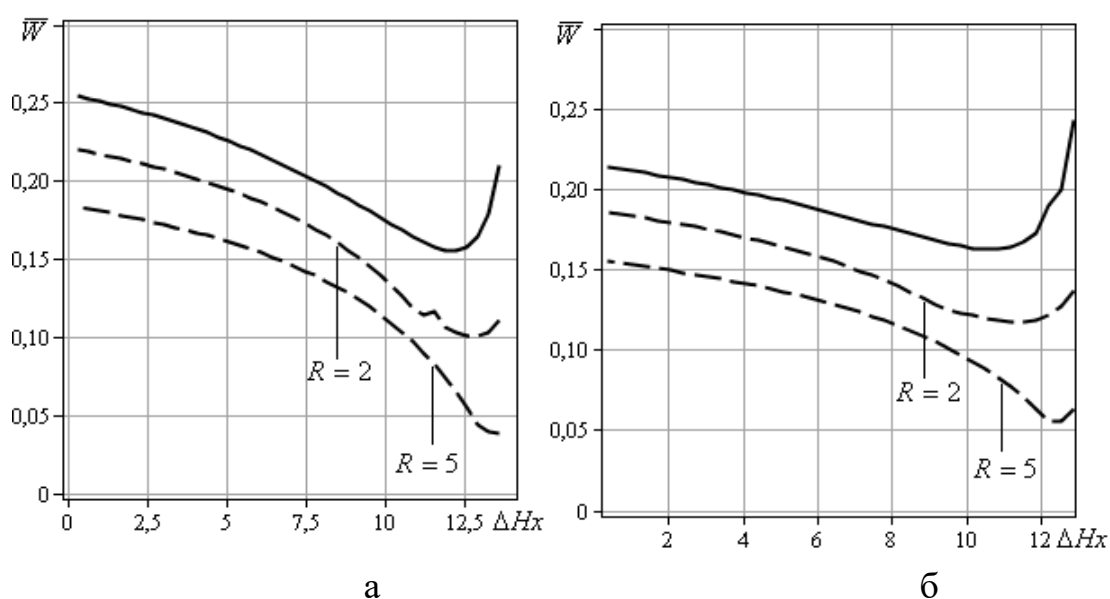


Рис. 4.28 - Аналіз впливу введення заокруглення для запобігання утворенню утягнення при $h_1 = 3$ мм для $R_1 = 10.5$ мм, $R_2 = 22.5$ мм, $H_0 = 17$ мм (а), $R_1 = 10$ мм, $R_2 = 20$ мм, $H_0 = 16$ мм (б)

Таким чином, можна скорегувати діаграму, що є попередньою оцінкою дефектоутворення згідно побудови на основі основної розрахункової схеми (без введення заокруглення) та із врахуванням впливу цього конструктивного фактору. За межі корегування відповідають пунктирні лінії, розраховані для введення радіусу заокруглення у 5 мм, що

відповідає орієнтованому запізненню у відносних розмірах (до радіусу матриці) на 0,11 (рис. 4.29). Точка (2) однозначно потрапляє в область без дефектоутворення (знаходиться нижче нижньої ламаної в лівій половині діаграми), а точка (1) за умови введення радіусу у 5 мм зміщується з зони появи утягнення у зону без дефектоутворення (рис. 4.29).

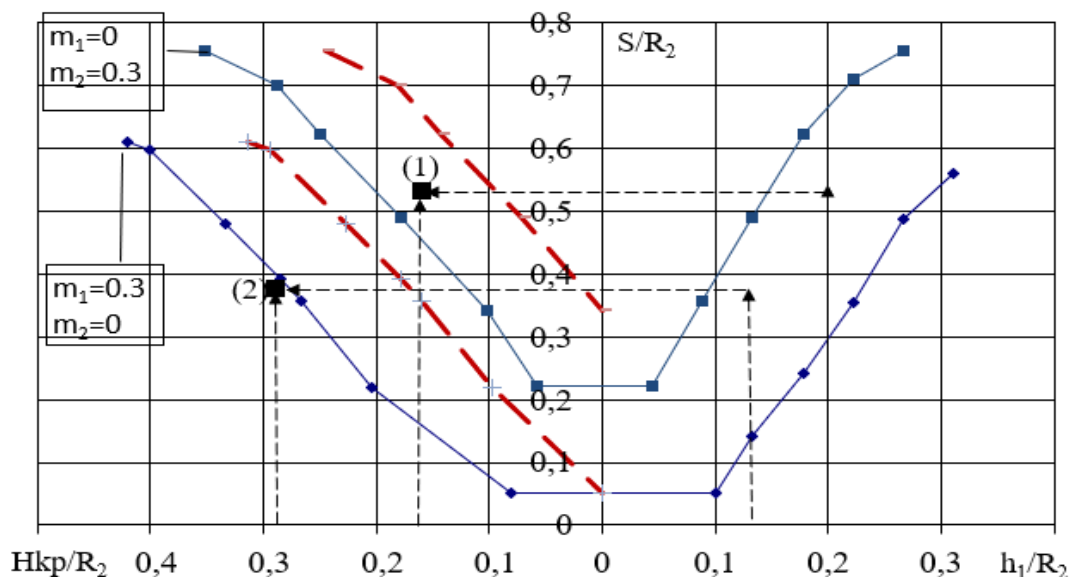


Рис. 4.29 - Скорегована діаграма зони появи утягнення у донній частині заготовки в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання [210]

Рекомендації по використанню розрахункових схем для прогнозування формоутворення напівфабрикату

Для отримання оцінки формоутворення напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання виділено дві принципово різні за набором складових кінематичних модулів розрахункові схеми CDZ-1.i та CDZ-2.j з урахуванням можливої форми межі розділу течії металу всередині заготовки [184, 187, 210, 224–226]. Зпівставлення залежностей оптимальної відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку вказує на істотні відмінності в характері зміни величини за ходом процесу деформування. Набір кінематичних модулів розрахункової схеми CDZ-2.1 дозволяє описати процес деформування зі зміною монотонного спадання \bar{W} на зростання з наявністю точки мінімуму. Це відповідає появі дефекту у вигляді утягнення в донній частини стакану на заключній стадії процесу деформування при співвідношеннях процесу $2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) < 0.6$. На основі експериментальних даних підтверджена спроможність оцінки формозміни, отриманої на основі даної розрахункової схеми і невідповідність розрахункових даних по збільшенню

напівфабрикату на основі схем CDZ-1.і. Для процесу із випадком переважної радіальної течії металу при $2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) > 1.5$ рекомендовано використання розрахункової схеми CDZ-1.3 з криволінійною межею в формі $T = T_3(z)$, інші розрахунки не відповідають дійсності. Для діапазону $0.6 < 2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) < 1.5$ необхідно використання схем CDZ-1.1,2 та CDZ-2.1 з порівняльним аналізом за силовим режимом деформування. Умовою кращого вибору схеми слід вважати умову мінімального значення величини приведенного тиску деформування. Для прогнозування дефектоутворення може бути діаграма із можливістю корегування за умовами тертя та введенням радіусу заокруглення (рис. 4.34). Для відносно високих заготовок необхідним є використання розрахункової схеми із транзитним ОД.

4.3 Розширення можливостей моделювання комбінованого осадження

Процес осадження кільцями із комбінованою течією металу в радіальному і зворотному напрямках, є досить затребуваним для об'ємного штампування прецизійних деталей і кування великих поковок (рис. 4.30). Різноманітна конфігурація кільцевих плит (плоскі, опуклі і увігнуті) дозволяє розглядати кут нахилу плити у якості параметра оптимізації енергосилових параметрів процесу та фактора керування формоутворенням напівфабрикату. Дотримання відповідності необхідним розмірам приростів осьового відростку та фланця є важливим фактором, що визначає технологічні можливості даного процесу деформування. Тому побудова розрахункових схем процесу осадження кільцевими плитами для визначення силового режиму та прогнозування формоутворення напівфабрикату є актуальним завданням [227–230].



Рис. 4.30 - Зразки деталей, отриманих комбінованим осадженням

Складна форма інструменту (наявність кромки, фаски, опуклості або увігнутості поверхні інструменту) або характер розподілу течії металу в середині заготовки вимагає застосування кінематичних модулів складної конфігурації. Розрахункова схема (рис. 4.31, а) процесу осадження кільцевими плитами та КМПШ включає розроблений суміщений трапецеїдальний кінематичний модуль 2-3 згідно розроблених формул КМПШ (рис. 4.31, б), для інших елементарних кінематичних модулів прямокутної форми КМПШ відомі [89, 227, 228].

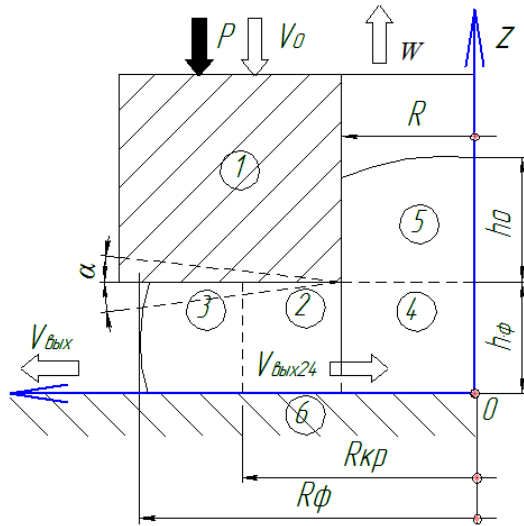
Приведений тиск деформування із урахуванням перетворень приймає вигляд:

$$\bar{p} = \left[\begin{aligned} & \Delta \bar{p}_{2-3} + \Delta \bar{p}_4 \cdot \frac{2h_\phi R}{R_\phi^2 - R^2} \cdot \frac{V_{24}}{V_0} + 2\mu_s R \cdot l \uparrow \cdot \left(1 + \frac{2h_\phi}{R} \cdot \frac{V_{24}}{V_0} \right) + \\ & + \frac{2h_\phi^2}{R_\phi^2 - R^2} \cdot \frac{V_{24}}{V_0} + \frac{R h_\phi}{\sqrt{3}(R_\phi^2 - R^2)} \left| -V_0 + kV_{24} \right| \end{aligned} \right], \quad (4.20)$$

$$\Delta p_{2-3} = \frac{1}{R_\phi^2 - R^2} + \frac{2\mu_s + 1 + k^2}{\sqrt{3}k} \left[\begin{aligned} & \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{k \left(\frac{R_\phi^3 - R^3}{3} + b \frac{R_\phi^2 - R^2}{2} \right) \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) (U_1 + U_2) + \right.} \\ & \left. + \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) U_3 \right) + \\ & \left[\left(V_0 (R^2 - r^2) - 2V_{24} R h_\phi \right) \ln \left(\frac{R_\phi + b}{R_1 + b} \right) - \right. \\ & \left. - V_0 \left[\frac{R_\phi^2 - R^2}{2} - b(R_\phi - R) \right] \right] + \\ & + \frac{R_\phi (k(R_\phi - R) + h_\phi)}{\sqrt{3}} \left| -V_0 + k \frac{-V_0 (R^2 - r^2) + 2V_{24} R h_\phi}{2R_\phi (k(R_\phi - R) + h_\phi)} \right| \end{aligned} \right];$$

$$\Delta \bar{p}_4 = 1 + \frac{(1 + 2\mu_s)R}{3\sqrt{3}h_\phi}; \quad b = \frac{h_\phi}{k} - R;$$

$$U_1 = \int_R^{R_\phi} \dot{\varepsilon}_z^2 \cdot rz(r) dr; \quad U_2 = \int_R^{R_\phi} V_r \cdot \dot{\varepsilon}_z \cdot z(r) dr; \quad U_3 = \int_R^{R_\phi} \frac{V_r^2}{r} \cdot z(r) dr.$$



а

КМПШ:

$$\begin{cases} V_z = \frac{-V_0 + kV_r}{z(r)} z; \\ V_r = \frac{(-V_0(R^2 - r^2) + 2V_{24}Rh_\phi)}{2rz(r)}. \end{cases}$$

де $z(r) = k(r - R) + h_\phi$,

$$k = z'(r) = \pm \operatorname{tg} \alpha.$$

б

Рис. 4.31 - Розрахункова схема (а) і КМПШ модуля 2-3 (б) процесу осадження кільцевими плитами

Для подальших досліджень використовуємо відносні геометричні параметри процесу (у порівняння із R_0 - початковим радіусом заготовки). Вплив величини нахилу кільцевої плити (для випадку $k < 0$) істотний. При деформуванні розділ течії металу всередині трапецеїдального кінематичного модуля визначається положенням R_ϕ згідно із нульовим значенням складової $V_r(r)$ (рис. 4.32, а). При цьому для $\alpha = 15^\circ$ не спостерігається виходу металу в осьовий відросток ($V_r(r) > 0$ на всьому проміжку, що обмежує трапецеїдальний кінематичний модуль, ($R_{kp} \rightarrow 0.35 = R$), відбувається осадження із залученням частини металу в осьовій зоні в напрямку руху пуансону. Для $\alpha = 20^\circ$ відбувається формування як осьового відростка, так і фланцевої зони ($R_{kp} \approx 0.53$), при збільшенні кута нахилу до $\alpha = 25^\circ$ практично відповідає переходу до зворотного видавлювання, формування фланцевої зони є незначним ($V_r(r) < 0$) практично на всьому проміжку модуля ($R_{kp} \approx 0.98$). За формування осьового відростку відповідає оптимальне значення швидкості $V_{\text{вих}24}$, яке дозволяє визначити і оптимальне значення швидкості $W = \frac{2V_{24}h_\phi}{R}$ [227, 228]. Залежність приведенного тиску деформування за (4.20) від $V_{\text{вих}24}$ вказує на можливість відсутності виходу металу в осьову зону (затягування металу в сторону руху пуансону), що відповідає $\alpha = 15^\circ$, наявність комбінованого осадження із формуванням як фланцевої зони, так і осьового відростку для $\alpha = 20^\circ$ та практично переходу до зворотного

видавлювання при $\alpha = 25^\circ$ (рис. 4.32, б). Приріст осьової зони за ходом процесу деформування визначається величиною $l \uparrow$ (рис. 4.33, а) та вказує на незначне відхилення від даних, отриманих в Qform 2/3D (рис. 4.33, б). Таким чином, питання прогнозування формоутворення та оцінки силового режиму можна вважати вирішеним за наявності оптимального значення кінематичного параметра V_{24} , знайдено з урахуванням мінімуму приведенного тиску деформування, розрахованого за формулою (4.20).

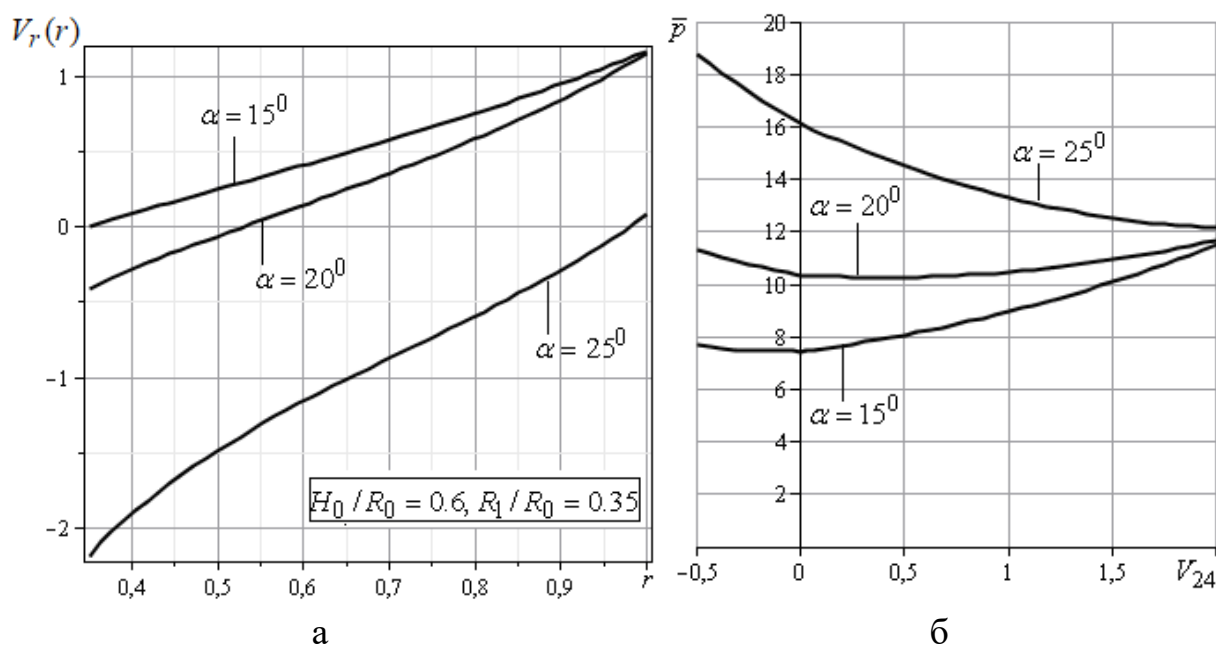
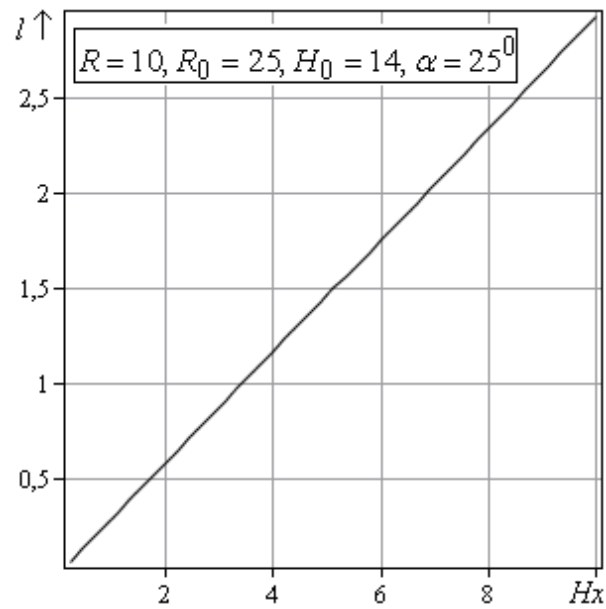
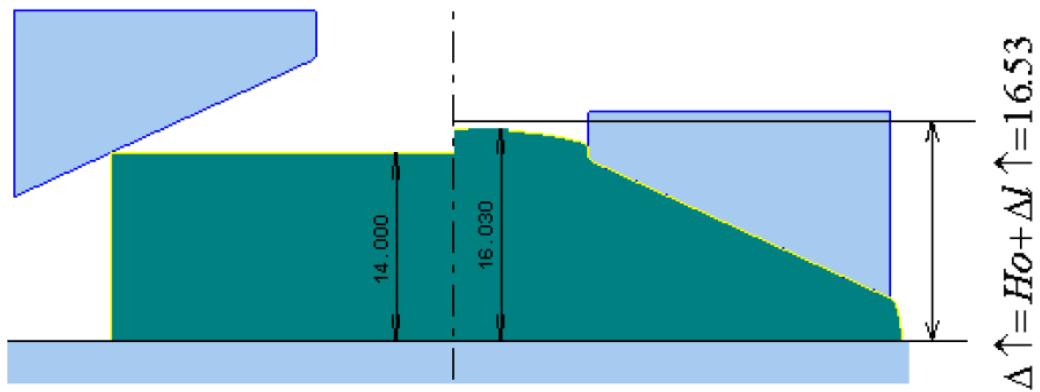


Рис. 4.32 - Залежність складової $V_r(r)$ трапецеїдального модуля за різних значень кута нахилу плити α (а) та приведенного тиску деформування \bar{p} при $\bar{R}_1 = 0.35$, $\bar{H}_0 = 0.6$, $\mu_s = 0.05$ (б) [284, 285].

Таким чином, розроблена розрахункова схема процесу осадження кільцевими плитами дозволяє досліджувати вплив конфігурації інструменту на силовий режим та особливості формоутворення напівфабрикату. Представлений характер змінення величини приведенного тиску деформування (4.33) при різних значеннях кута нахилу плити вказує на можливість використання даного технологічного параметра як ефективного фактору управління формоутворенням напівфабрикату.



а



б

Рис. 4.33 - Залежність приростів осьового відростку напівфабрикату (а) та порівняльний аналіз приростів осьового відростку при $R_1 = 14, R_0 = 25, H_0 = 14, \alpha = 25^\circ$, отримані в Qform2/3D та ЕМБП (б)

5. РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ ВИДАВЛЮВАННЯМ

5.1 Основні етапи проектування технологічного процесу точного об'ємного штампування

Сучасні методики проектування технологічних процесів (ТП) базуються на системному підході вирішення виробничих завдань та на концепції групового методу з організації виробництва деталей. У глобальному розумінні основною метою проектування технології стає розробка оптимального за комплексом умов та показників процесу. Виокремлення основних цілей при цьому сприяє окресленню комплексу показників для кількісного зіставлення можливих варіантів із відповідною системою технологічних обмежень. Основні обмеження технологічних процесів ТОШ видавлюванням стосуються насамперед наявності конструктивних елементів та дотримання точності розмірів деталі, характеристики застосованих матеріалів, енергоємності та продуктивності. В першому наближенні використовують комплекс спрощених співвідношень з визначення граничних з точки зору можливості використання способів холодного видавлювання величин запасу пластичності, навантажень на інструмент, граничних ступенів формозмінення, можливості появи різного роду дефектоутворення та інших геометричних і технологічних параметрів.

Алгоритм розробки процесів виготовлення напівфабрикатів ТОШ видавлюванням визначається наступною вдосконаленою схемою [169], що ґрунтується на відомих алгоритмах розробки технологій штампування [21, 26, 31, 89, 167, 168, 171]. Система проектування технологій видавлювання складається із семи основних етапів проектування, відповідного інформаційного забезпечення та комплексу моделей, необхідних для реалізації цих етапів [21, 23–26, 31, 167, 188, 231–234], технологічності та обов'язковим урахуванням наявних умов виробництва і рівня базових технологій.

Перший етап проектування ТП (рис. 5.1) пов'язаний із розробкою конструкторсько-технологічної класифікації деталей з наступним аналізом їх технологічності та обов'язковим урахуванням наявних умов виробництва і рівня базових технологій. На цьому етапі згідно із вихідною інформацією (креслення деталей, базові процеси, технологічне обладнання, програма випуску) оцінюють можливості використання процесів холодного видавлювання для отримання деталей [26, 169, 233]. Це оцінюється за допомогою баз обмежень, що містять спрощені розрахункові співвідношення та рекомендації щодо визначення значень граничних параметрів, які окреслюють область раціонального застосування технологічних способів

комбінованого видавлювання. Для такого аналізу необхідним є наявність комплексу обмежень, характерних для досліджуваних способів комбінованого видавлювання, основні з яких пов'язані із ресурсом пластичності та можливого дефектоутворення (розділ 4). Основою такої бази обмежень можуть слугувати результати дослідження енергетичними методами процесів дефектоутворення у вигляді утягнень в процесах радіально-поздовжнього видавлювання. З точки зору процесів з двома ступенями свободи течії необхідним є контроль відповідності розмірів напівфабрикату, що є затребуваними. У разі відхилень потрібно аналізувати можливості керування течією металу введенням змін у конфігурацію формоутворювальних інструментів у вигляді фасок та заокруглень. Розробка таких альтернативних варіантів ТП визначає другий етап процесу проектування, необхідною вихідною інформацією є перелік типових процесів видавлювання та бази характеристик обладнання і штампованих матеріалів.

Третій етап полягає у окресленні системи критеріїв оцінки ефективності альтернативних процесів із відповідною вихідною інформацією, що містить узагальнені систему показників ефективності технологій та принципи виконання ТОШ видавлюванням, базу методів прийняття рішень [21, 26, 31, 89, 147, 171]. Четвертий етап процесу проектування представляє собою саме реалізацію вибору ефективного варіанту технологічного процесу із використанням встановлених критеріїв оцінки [21, 26, 169], із подальшою розробкою виявленого найефективнішого ТП на п'ятому етапі. Програмна реалізація розроблених розрахункових моделей процесів комбінованого суміщеного та послідовного видавлювання використані в якості модулів проектних систем в ДДМА і на підприємствах, де здійснювалася апробація способів та штампового оснащення. Шостий етапі - детальна розробка технологічної оснастки на основі класифікатора та комп'ютерних систем проектування штампів і змінних інструментів [25, 31, 89, 167], нормативна та методична документація. Сьомий етап - дослідно-промислове відпрацювання технології із випробуванням штампового оснащення і деформуючого інструменту.

Програмна реалізація методу кінематичних модулів при проектуванні процесів точного об'ємного штампування

Для більшої інформативності запропоновано використання спрощеної схеми кінематичного модуля із наступними позначеннями:

1) для меж модуля: суцільна лінія визначає межкування із інструментом (або мертвою зоною) або жорсткою зоною (відсутністю радіальної складової течії) пунктирна вказує на можливості поєднання із суміжними кінематичними модулями довільної форми; можливості використання похилих меж різної форми позначається наявністю варіації у формі другої кривої;

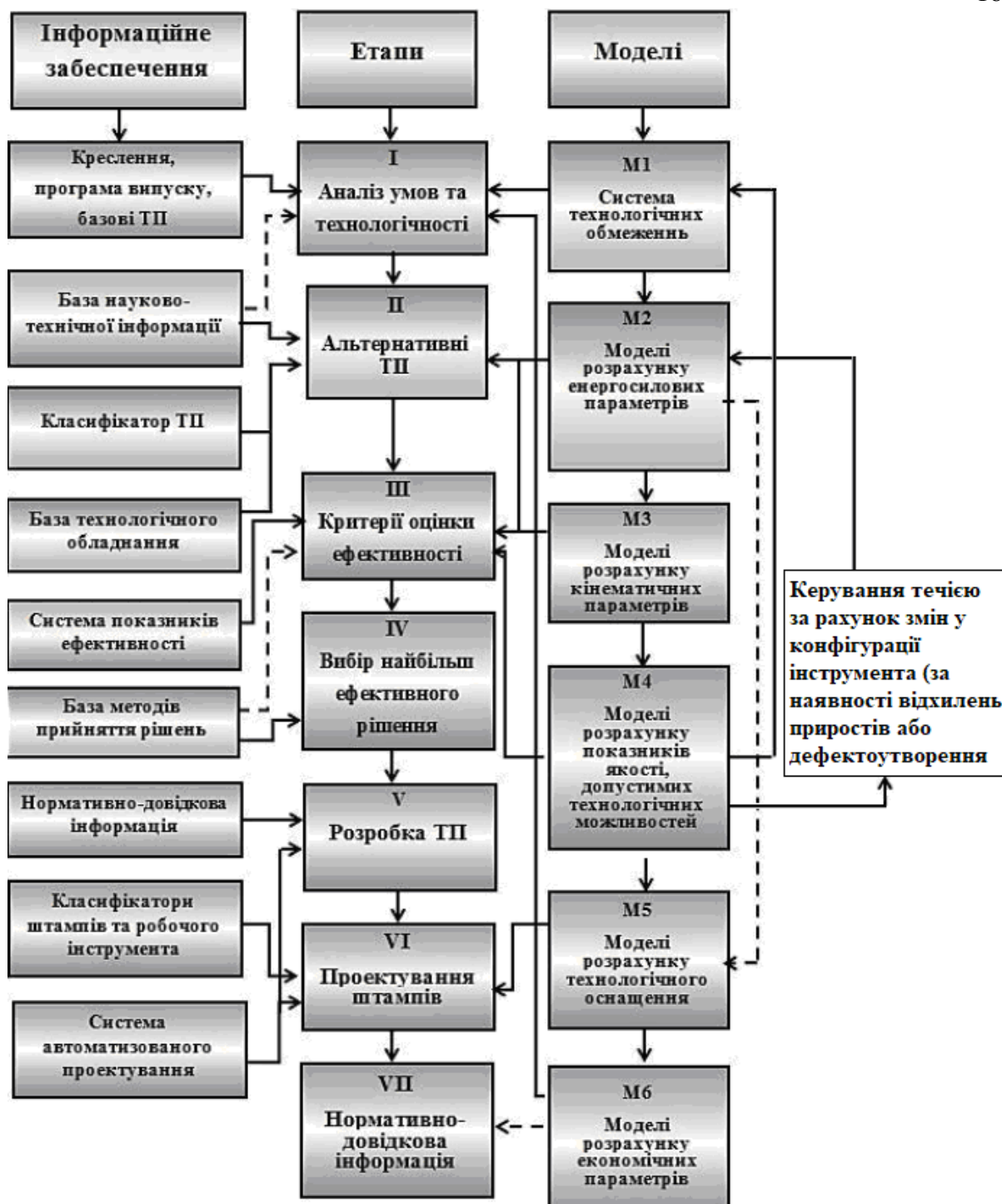


Рис. 5.1 – Алгоритм розробки процесів точного об'ємного штампування видавлюванням

2) швидкості на поверхні входу та виходу позначають за допомогою індексів i та $i+1$;

3) для наочності використовують знаки «+» та «-» на межах поєднання із суміжними кінематичними модулями для можливості використання повної величини приведенного тиску потужності сил зрізу згідно загальної формули (4.62) та для повного тиску деформування всієї розрахункової схеми за умови додавання кінематичного модуля у вигляді (4.63).

Надалі вказують узагальнену схему та КМПШ, складові енергетичного рівняння та виявлені властивості, обмеження та рекомендації згідно дослідженням, проведеним в розділах 3, 4 та 5. Для кінематичних модулів з декількома ступенями свободи течії окремо вказують умови використання кінематичних параметрів у якості параметра оптимізації. Приклади подібної компактної інтерпретації проведених досліджень продемонструємо нижче у реалізації одного із модулів програмного забезпечення.

Узагальнені результати проведених досліджень розроблених кінематичних модулів, систематизації за конфігурацією інструменту та моделювання процесів комбінованого видавлювання представлено у вигляді розробленого програмного продукту. Програма «EXTRUSION» створена в середовищі розробки «Delphi Community Edition», яка є безкоштовною для використання в навчальному процесі, у науково-дослідних цілях та на виробництві [184, 235]. Програма складається з окремих модулів: основний модуль Modules.exe, модуль розрахунку «Радіально-зворотного видавлювання (без утягнення)» extrude_eng.exe і модуль «дефектоутворення» Points2.exe. Модулі можуть працювати як окремо незалежно один від одного, так і запускатися з головного модуля програми «EXTRUSION». В межах використання Modules.exe завдяки використанню бази даних, користувач має можливість самостійно редагувати дерево модулів, поповнюючи та змінюючи базу згідно новим розробкам кінематичних модулів або виявленим властивостям та рекомендаціям. Даний програмний модуль носить ознайомчий характер для компактного відображення бази уніфікованих кінематичних модулів, в тому числі із віднесенням до категорії «Конфігурація інструменту» із позначеннями, запропонованими вище (рис. 5.2). Другий модуль поповнюється розробленими розрахунковими схемами процесів комбінованого послідовного та суміщеного видавлювання згідно розмежування згідно осередків деформації, запропонованих в розділах 2 і 3. Розроблені розрахункові схеми процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання вбудовані в програмний модуль для об'єднаного осередку деформації окремо для випадку, що проходить без дефектоутворення (рис. 5.3, а), та з дефектоутворенням у вигляді утягнення у донній частині [184, 209–211]. Для аналізу процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем є можливість використання похилої межі різної форми, визначення умов тертя згідно закону Зібеля в межах від 0 до 0,5 та обирання матеріалу з наведених в базі, яку за необхідності можна поповнювати. Перед виконанням розрахунків програма

перевіряє правильність введених значень і у разі невідповідності введеним геометричним параметрам, видає відповідне повідомлення.

За умови правильності введених даних, проходить перехід до розрахунків даного модуля відповідно до обраної розрахункової схеми: - кінематичного параметра - відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку за ходом процесу; - розрахунок приведенного тиску деформування за ходом процесу; - збільшень напівфабрикату в вертикальному напрямку (зона формування стінки стакану) і фланцевої зони у вигляді графічних залежностей; - побудова картини поетапного формоутворення напівфабрикату на основі розрахованих залежностей; - розрахунок сили тиску згідно обраного матеріалу за ходом процесу деформування.

MODULES

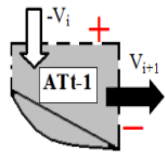
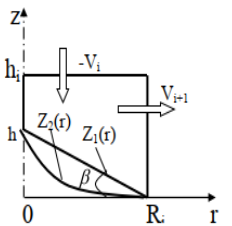
<p>МОДУЛІ</p> <ul style="list-style-type: none"> МОДУЛЬ 1 <ul style="list-style-type: none"> Конфігурація інструмента <ul style="list-style-type: none"> Внутрішні <ul style="list-style-type: none"> AT-1 AT-2 AK_2a-2c AP-1 Зовнішні <ul style="list-style-type: none"> Tr-1 T-1 TR-1 Tt-1 P-1 PR-1 Внутрішні <ul style="list-style-type: none"> Осьові <ul style="list-style-type: none"> Одна ступінь свободи течії Дві ступені свободи течії Кільцеві МОДУЛЬ 2 <ul style="list-style-type: none"> З'єднаний осередок деформації <ul style="list-style-type: none"> Радіально-зворотне видавлювання Радіально-зворотне видавлювання (без утягнення) Дефектоутворення Приєднаний осередок деформації <ul style="list-style-type: none"> Радіально-пряме видавлювання з осьовим відростком Комплекси кінематичних модулів 		<p>Властивості, обмеження та рекомендації:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) Нижня похила межа – поверхня контакту із інструментом або «мертва зона», інших обмежень на суміжні кінематичні модулі немає; 2) Можливо дослідження криволінійної похилої межі; 3) Кут нахилу β можна розглядати у якості параметра оптимізації; 4) Для найпростішого випадку прямої: $N_i = 2\mu_z \cdot (1 + k_1^2) \cdot N_{c\omega}^-$
	<p>КМПШШ: $\begin{cases} V_{c2a} = -V_i + \frac{V_i(z_i - h_i)}{z_i(r) - h_i} \cdot \left(1 + \frac{z_i'(r)r}{2(h_i - z_i(r))}\right); \\ V_{r2a} = \frac{V_i r}{2(h_i - z_i(r))}. \end{cases}$</p> <p>де $z_i(r)$ – довільна крива, що описує похилу межу та проходить через точки $(0, h)$ та $(R, 0)$.</p> <p>Для випадку лінійної функції: $z_i(r) = k_1(r - R)$, $k_1 = z_i'(r) = -\frac{h}{R}$.</p>	
<p>$N_{a2} = \sigma_S \sqrt{V} \cdot \iiint_V \dot{\epsilon}_i^2 dV$, де $V = 2\pi \int_0^{R_i} r dr \int_{z_i(r)}^{h_i} dz = \frac{(3(h_i + R_i k_1) - 2R_i k_1) R_i^2}{3} \pi$</p> <p>та $\iiint_V \dot{\epsilon}_i^2 dV = -\frac{\pi V_i^2}{18 k_1^2} (12 + k_1^2) \left[R_i + (3C - A) \ln \left(\frac{h_i}{h_i - h} \right) - \left(\frac{1}{C} - \frac{k_1}{h_i} \right) (3C^2 - 2AC + B) - \frac{1}{2} \left(\frac{k_1^2}{h_i^2} - \frac{1}{C^2} \right) (C^3 - AC^2 + BC) \right]$</p> <p>де $A = \frac{6(h_i - h)(6 + k_1^2)}{(12 + k_1^2) k_1}$, $B = \frac{9(h_i - h)^2 (4 + k_1^2)}{(12 + k_1^2) k_1^2}$, $C = R + \frac{h_i}{k_1}$.</p> <p>$N_{c\omega}^+ = -\frac{\pi \sigma_S V_i}{\sqrt{3} \cdot k_1} \left[\frac{R_i^2}{2} + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1} \right) R_i + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1} \right)^2 \ln \left(\frac{h_i}{h_i - h} \right) \right]; N_{c\omega}^- = \frac{\pi \sigma_S V_i}{\sqrt{3}} \left(1 - \frac{R_i}{2h_i} k_1 \right) R_i h_i; N_i = 2\mu_z \cdot (1 + k_1^2) \cdot N_{c\omega}^-$</p>		

Рис. 5.2 – База кінематичних модулів у Modules.exe

Далі у вікні виведення результатів демонструються залежності відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку, приведенного тиску деформування, сили тиску згідно обраного матеріалу за ходом процесу деформування (рис. 5.4, а) та збільшень напівфабрикату в вертикальному напрямку (зона формування стінки стакану) і фланцевої зони (рис. 5.4, б).

Побудовані графіки залежностей можна зберегти в файл формату .bmp або .wmf для подальшої обробки або аналізу.

Data input
Results

Form of boundary
 T1(z) T2(z) T3(z)

Dimensional radius of punson R1, [mm]

Dimensional radius of die R2, [mm]

Dimensional thickness of flange h1, [mm]

Initial workpiece height Ho, [mm]

Active tool stroke Hx, [mm]

Coefficient of friction, μ
 ($0 \leq \mu \leq 0,5$)

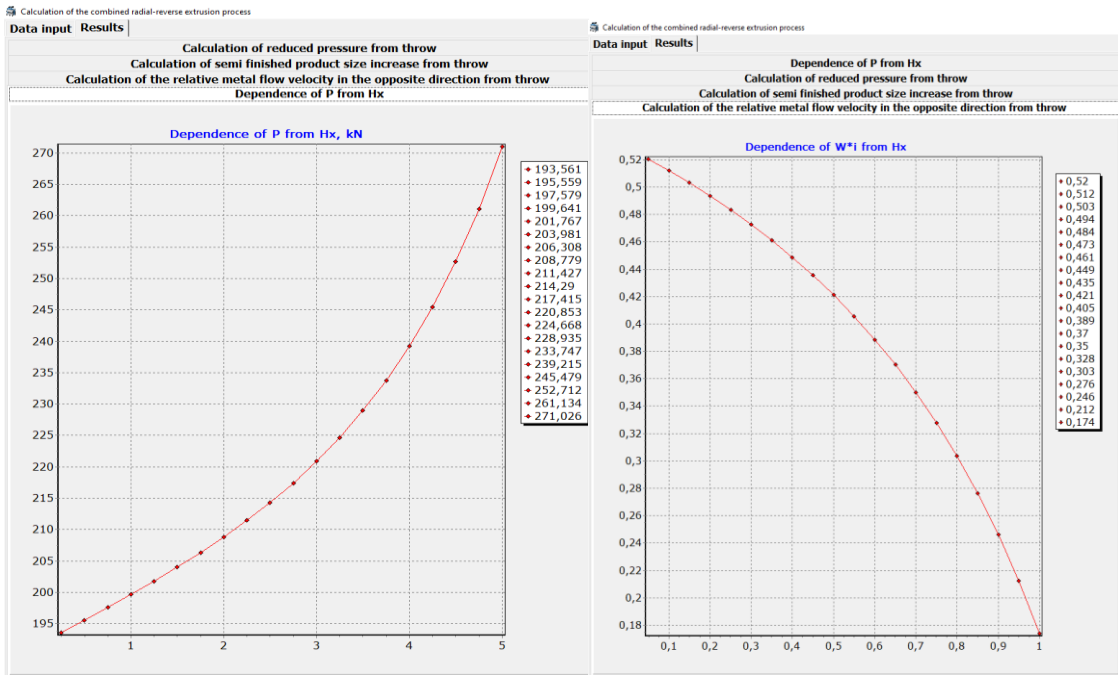
Material

- АД31
- АД1
- АМг6
- Л62
- М2
- С1

Рис. 5.3 – Вікно введення даних (а) розрахункової схеми процесу та попередження про помилки (б)

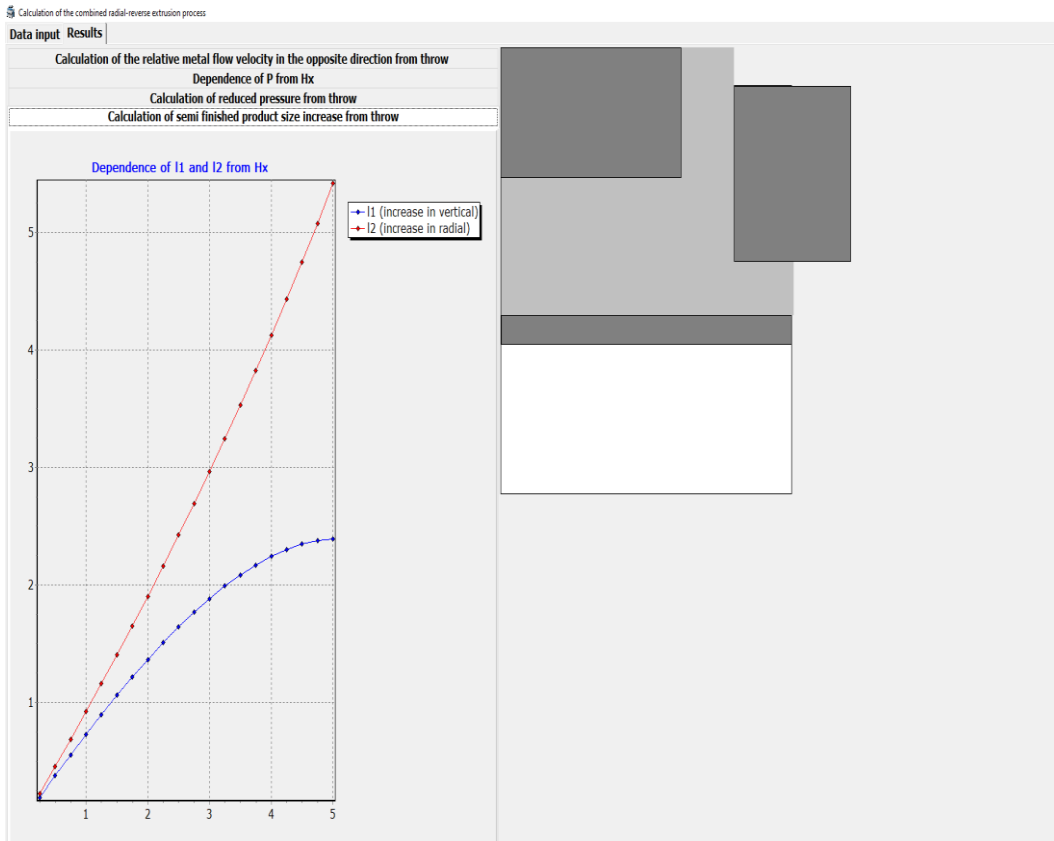
Окремо другий модуль дозволяє оцінити можливості дефектоутворення згідно введення геометричних співвідношень процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання, отриманих згідно досліджень розділу 5 (рис. 5.5). Червона нижня та зелена ламані лівої частини діаграми визначають область корегування появою утягнення згідно варіювання умов тертя від найліпших $\mu_1=0$, $\mu_2=0.3$ до найгірших $\mu_1=0.3$, $\mu_2=0$. Таким чином, можна домогтися більш пізнього настання моменту дефектоутворення шляхом забезпечення найменшого тертя в донній частині стакану при якомога більш високому терті на стінці, що формується. Червоні ламані вказують можливості відтермінування появи утягнення (за відносним ходом) для кожного з двох варіантів умов тертя.

Після введення основних геометричних параметрів процесу, на діаграмі отримаємо дві точки. В правій частині відображено точку $(h_1/R_2; (R_2-R_1)/R_2)$, що симетрично відносно вертикальної вісі відображається в лівій частині у точку $(h_{\text{дна}}/R_2; (R_2-R_1)/R_2)$, де знак «-» перед абсцисою не несе геометричного тлумачення (є необхідністю згідно графічного використання за даними вісями). Якщо точка $(-h_{\text{дна}}/R_2; (R_2-R_1)/R_2)$ знаходиться нижче нижньої червоної



a

б



в

Рис. 5.4 – Вікна результатів із сили деформування (а), зміни відносної швидкості течії у вертикальному напрямку (б) та приростів напівфабрикату (в)

ламаної, то для даних умов утягнення не буде (рис. 5.5). Якщо знаходиться вище червоної ламаної, але нижче нижньої синьої – можливо відтермінування появи утягнення шляхом введення радіусу матриці до 5 мм. Якщо точка потрапила в область, що знаходиться вище усіх ламаних, корегування умовами тертя або введенням заокруглення на матриці до 5 мм не дозволить уникнути дефектоутворення. Програма споживає мало системних ресурсів і може бути запущена практично на будь-якому комп'ютері, що працює під управлінням ОС Windows XP або новіше. Сумарно програма займає близько 7 МБ на диску, і стільки ж оперативної пам'яті при роботі, швидкість обчислення залежить від швидкодії процесора ПК.

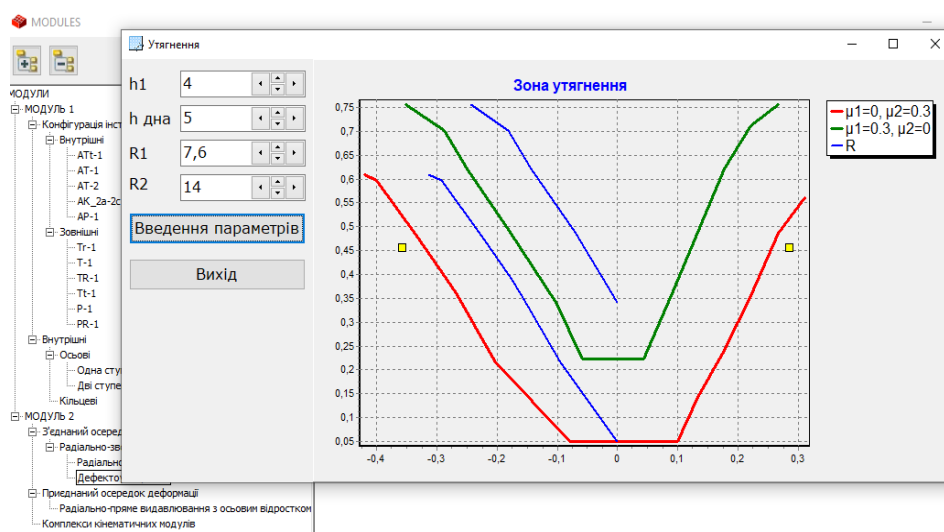


Рис. 5.5 – Діаграма дефектоутворення для співвідношень процесу без появи утягнення

Планується розширення розробленого програмного продукту із додаванням розрахункових модулів процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання за запропонованими математичними моделями, побудованими та проаналізованими в розділі 3 і 4.

5.2 Способи видавлювання складнопрофільованих деталей

Відмінною особливістю нового способу локального деформування є те, що за способом радіус зони розвороту течії з радіального на пряме витікання є змінним і регульованим в залежності від необхідних діаметральних розмірів сходинок порожнистої деталі (рис. 5.6, а) [236]. Суть корисної моделі: спосіб виготовлення порожнистих деталей шляхом радіально-прямого видавлювання, при цьому під час видавлювання заготовка обертається, а діаметр зовнішньої поверхні деталі змінюють за рахунок радіального переміщення по меншій мірі одного ролика, встановленого в зоні розвороту течії металу з радіального на

прямий напрямок.

Застосування пропонованого способу дозволяє одержувати порожнисті деталі з фасонною зовнішньою поверхнею і з різною товщиною стінки що значно розширює технологічні можливості процесу і номенклатуру деталей, що виробляються. Зміщення зони повороту приводить до зміни не тільки зовнішнього діаметра виробу, але і, при необхідності, внутрішнього діаметра, що дозволяє одержувати складні вироби з перемінним одночасно зовнішнім і внутрішнім профілем при постійній і перемінній товщині стінки деталі.

Отриманню складно профільованих деталей зі складним зовнішнім або внутрішнім профілем зі змінною товщиною стінки в штампі з рухомим інструментом служить і спосіб видавлювання порожнистих деталей (рис. 5.6, б) [89]. Переваги даного способу в поширенні технологічних можливостей процесів видавлювання розглянуті і підтверджені дослідженнями. Для отримання порожнистих деталей з профільованою зовнішньою поверхнею запропоновано спосіб деформування в рухомих матрицях (рис. 5.7) [237]. При видавлюванні з даного способу в момент зіткнення торців пуансона і заготовки 1 починається її деформування прошивкою з переважно вільним плином металу в порожнині- розширеній ділянці, і формується верхнє кільцеве потовщення на бічній поверхні виробу. Потім здійснюють наступну стадію деформування - закриту прошивку зворотною течією (видавлюванням) металу, і відбувається формоутворення порожнистої частини виробу (між потовщеннями).

Реалізація цього способу поетапного видавлювання стаканів зі змінною товщиною стінки здійснюється в штампі за рахунок того, що пристрій додатково оснащений проміжною плитою, на якій встановлюється формоутворююча матриця, і приводом для узгодженого переміщення матриці на етапах видавлювання [174].

Підвищення технологічних можливостей і якості виробів за рахунок виключення дефектів типу утяжин і поперечних тріщин досягають шляхом прикладення до бічної поверхні заготовки 1 (рис. 5.8, а), розміщеної в матриці 2 за допомогою пуансона 4 і контрпуансона 3, сил тертя, які реверсивно спрямовані уздовж осі симетрії стакану. Неодносторонній змінний вплив на бічну поверхню силами тертя може сприяти переорієнтації, вирівнюванню, заліковуванню і повному усуненню поперечних тріщин [89].

Завдання зменшення або усунення зовнішнього утягнення на дні стакану можна вирішити за рахунок того, що на бічній поверхні в зоні дна (рис. 5.8, б) або на дні стакану формують зовнішній кільцевий виступ (бурт) шляхом заповнення поглиблення, передбаченого в матриці [238] або на торці контрпуансона [89, 239].

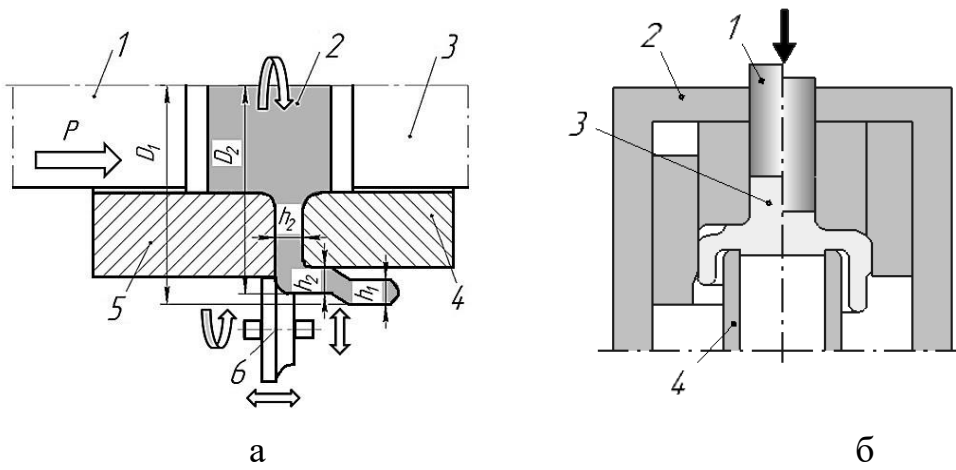


Рис. 5.6 – Способи радіально-прямого видавлювання порожнистих деталей зі змінною товщиною стінки

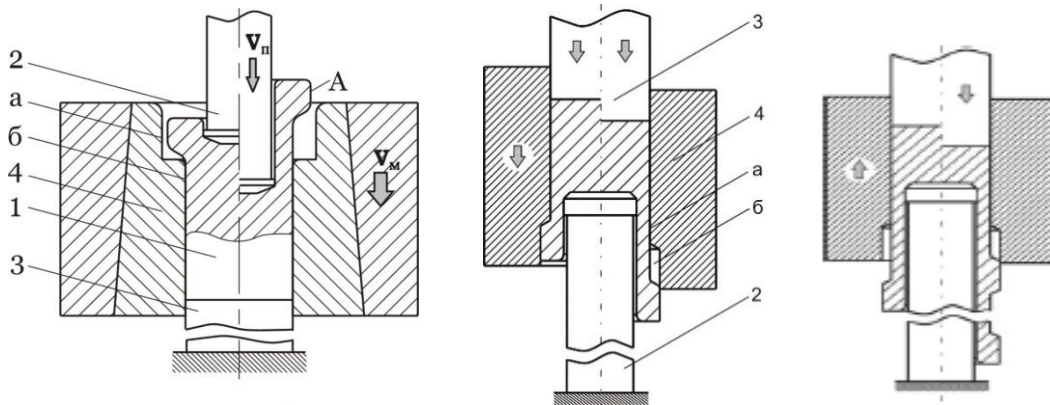


Рис. 5.7 – Схема способу комбінованого видавлювання порожнистих деталей зі змінною товщиною стінки

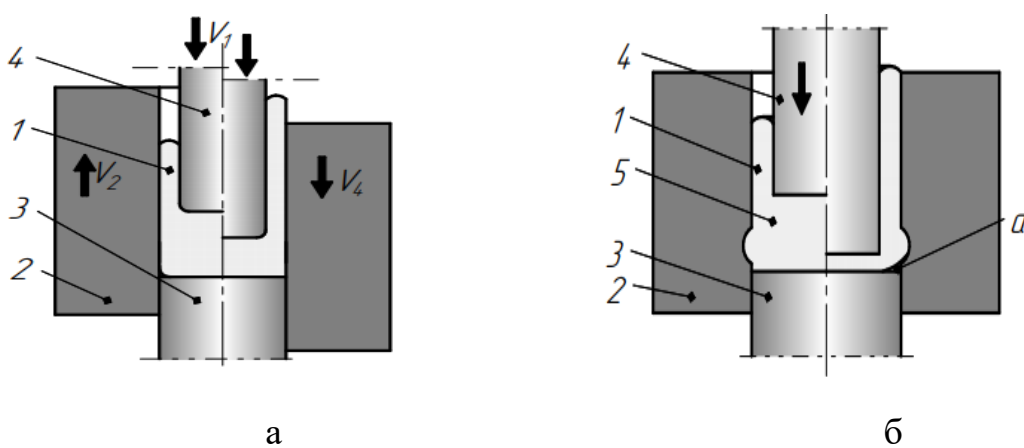


Рис. 5.8 – Способи усунення дефектів типу утягнень при видавлюванні

Такий бурт на бічній поверхні надає гальмівний вплив на зовнішні шари стінки стакану, що видавлюється, запобігаючи тим самим відходу дона стакану від торця контрпуансона 3 і створенню утягнення «а». За другим варіантом в нижній частині заготовки метал видавлюється в прямому напрямку в порожнину, яка передбачена в контрпуансоні 3, що призводить до утворення в донній частині стакану технологічного бурту.

Для отримання деталей типу кілець комбінуванням видавлювання з пробивкою-відділенням кільця розроблений спосіб. Для безвідходного виробництва кілець [177, 240] використовують багатоштучну пруткову заготовку, частина якої спочатку піддають радіальному видавлюванню в поперечну порожнину роз'ємної матриці. Потім отриманий напівфабрикат відокремлюють від заготовки шляхом пробивки. Процес поетапно виконують до повної витрати заготовки.

Розроблено також способи, за якими комбіноване радіально-пряме видавлювання супроводжується відрізкою отриманого напівфабрикату від вихідної багатоштучної заготовки в зоні виходу до радіальної порожнині (рис. 5.9, а) або в зоні радіальної течії металу (рис. 5.9, б) [241] з отриманням деталі типу стакану (втулки) з отвором в дні.

На основі аналізу класифікаційних таблиць і результатів попередніх досліджень пропонується ряд нових способів об'ємного штампування, де які з них наведемо нижче.

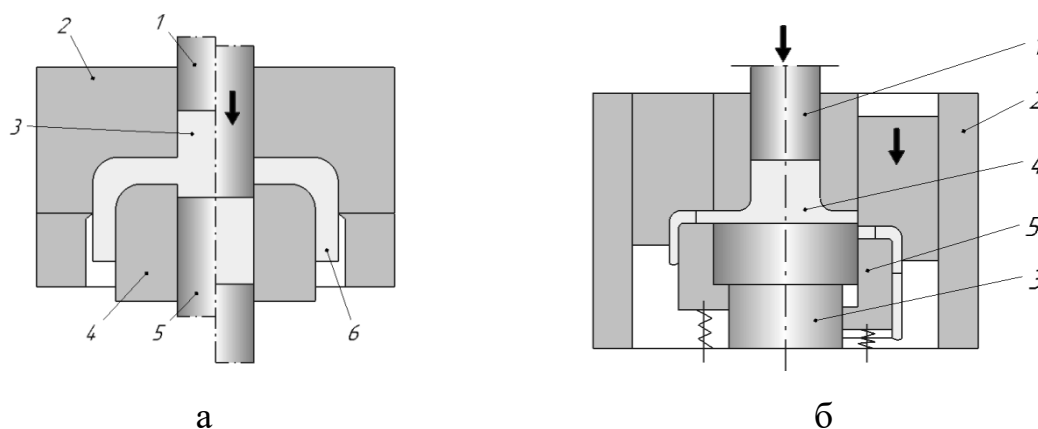


Рис. 5.9 – Способи отримання порожнистих деталей з наскрізним отвором

Спосіб комбінованого видавлювання порожнистих деталей (рис. 5.10, а, б) реалізується на устаткуванні, що вміщує здатні до незалежного поздовжнього переміщення (від індивідуальних приводів) робочі інструменти: деформуючі – пуансон 1 і контрпуансон 2; формуючі – матриця, яка вміщує верхню півматрицю 3 і нижню півматрицю 4 [111]. Вихідну підготовлену заготовку 5 розміщують в порожнині матриці (півматриць 3 і 4) до торцю контрпуансону 2 і, впливаючи з швидкістю V_1 пуансоном 1,

видавлюють у радіальному напрямку в поперечний зазор (додаткову прийомну кругову порожнину в матриці), утворений півматрицями 3 і 4, тим самим формуючі фланець деталі. У початковій стадії процесу півматриці 3 і 4 установлені таким чином, що зазор, утворений цими формотворчими інструментами, дорівнює h , а деформований метал тече тільки радіально, без можливості течії у прямому напрямку. Після досягнення металом периферійної зони прийомної порожнини й зіткнення зі стінкою півматриці 4 фланець остаточно формується і півматриця 4 приводиться в рух. Вона переміщується вниз для того, щоб не перешкоджати в подальшому течії металу. Після цього починається друга основна стадія – стадія прямого видавлювання з роздачею, на якому метал змінює напрямок течії на пряме, тече паралельно осі симетрії, утворюючи стінку і циліндричну порожнисту ділянку деталі. В результаті цього в основній і заключній стадії процесі видавлювання метал має можливість для течії з роздачею (тобто з переміщенням металу в радіальному від центру напрямку) і в прямому напрямку, що потребує значно менших зусиль деформування P .

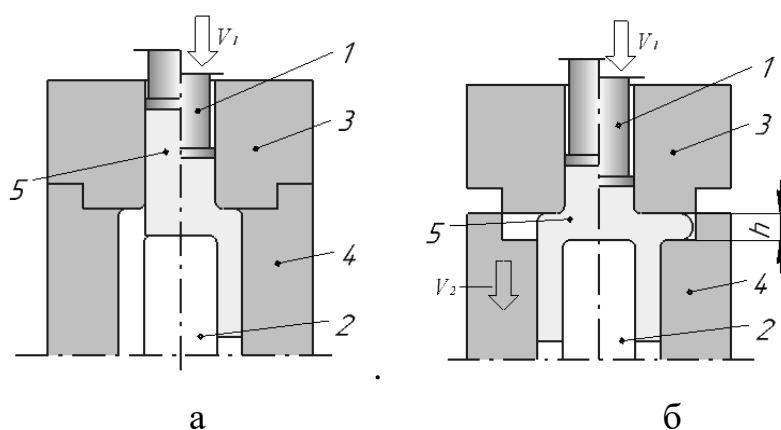


Рис. 5.10 – Спосіб комбінованого видавлювання порожнистих деталей зі складним зовнішнім профілем

За способом прямого видавлювання з роздачею на зовнішньої поверхні деталі у кромки порожнині формують фланець за рахунок виконання у початкової стадії процесу радіального видавлювання при одночасному обмеженні течії металу у прямому напрямку (рис. 5.11) [242]. Спосіб реалізується на устаткуванні, що вміщує здатні до незалежного поздовжнього переміщення (від індивідуальних приводів) робочі інструменти: деформуючі – пуансон 1 і контрпуансон 2; формоутворюючі – матриця, яка вміщує верхню півматрицю 3 і нижню півматрицю 4.

Вихідну заготовку розміщують в порожнині матриці (півматриць 3 і 4) до торцю контрпуансону 2 і, впливаючи з швидкістю V_1 пуансоном 1, видавлюють у радіальному (поперечному) напрямку в поперечний зазор

(приймну порожнину), утворений півматрицями 3 і 4, які установлені таким чином, що величина зазору (висота приймної порожнини) дорівнює h .

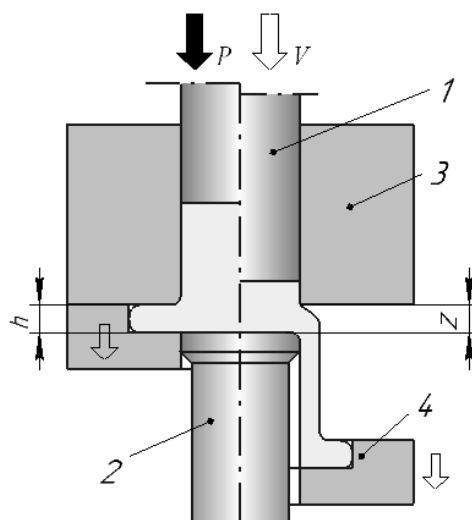


Рис. 5.11 – Схема способу деформування стакану з фланцем у кромки

У початковій стадії процесу деформування метал тече радіальне, а після досягнення периферійної (кутової) зони розвороту або просторового вигину й зіткнення зі стінкою півматриці 4 змінює напрямок течії на пряме (на 90°), тече паралельно осі симетрії, утворюючи прямим видавлюванням стінку деталі і циліндричну порожнисту ділянку. Півматриці 3 і 4 здібні до переміщення вздовж осі симетрії в залежності від потрібної товщини стінки порожнистої деталі і відповідно величини поперечного зазору h , що ними створено.

В заключній стадії процесу для формування фланця на бічній (зовнішньої) поверхні деталі й одержання фасонного зовнішнього профілю деталі виконують додаткове радіальне переміщення (видавлювання) металу в зони розвороту напрямку течії металу (з радіального на прямий), тобто в придонній частині півфабрикату. Для цього змінюють положення півматриці 4 її переміщенням вниз з швидкістю V_2 і створюють додаткову приймну кругову порожнину в матриці.

Спосіб виготовлення порожнистих деталей шляхом поперечно-прямого видавлювання (рис. 5.12), при цьому під час видавлювання деталі в її донній частині прямим видавлюванням формується технологічний відросток, який видаляється в заключній стадії процесу зворотним переміщенням металу в осередок деформування і тіло деталі [243].

Суть способу виготовлення порожнистих деталей типу гільз (рис. 5.13) полягає в деформуванні заготовки шляхом двох перехідного комбінованого видавлювання і протягування, при цьому в першому переході процесу півфабрикат виробу виготовляють у вигляді конічного стакану і його

проробленою структурою металу порожнистої деталі.

Використання нових способів значно поширює можливості процесів видавлювання за рахунок отримання складних деталей і підвищення якості деталей, що штампуються. Отже, це відкриває шляхи для подальшого удосконалення процесів точного об'ємного штампування видавлюванням деталей.

5.3 Розробка рекомендацій з технологічного проектування процесів видавлювання та штампового оснащення

У машинобудуванні широко використовуються деталі типу глибоких гільз і стаканів, а також порожнисті деталі з фланцями різної форми, такі як корпусу з різним оформленням зовнішньої поверхні і фланця, штуцери, наконечники та ін. До великогабаритним виробам, одержуваних гарячим об'ємним деформуванням, відносяться порожнисті поковки типу чаш, стаканів і гільз.

Результати проведених теоретичних і експериментальних досліджень комбінованого видавлювання використані для розробки технологічних рекомендацій, штампів і технологій точного об'ємного штампування порожнистих деталей типу стаканів і гільз і ін. [167–171, 245–250].

Як приклад розглянемо деталь «гільза» (рис. 5.14). Її можна виготовляти різними способами: механічною обробкою або гарячим об'ємним штампуванням. При цьому виготовлення даної деталі холодним видавлюванням також відрізняється різноманітністю можливих варіантів процесу формоутворення. Деталі типу «гільза» є досить поширені в машинобудуванні. До подібних деталей відносяться в тому числі і гільзи піротехнічного пострілу. На основі проведених теоретичних (рис. 5.14, а) та експериментальних досліджень порожнистих деталей була розроблена технологія штампування деталі (табл. 5.1). Деталь виготовляється зі сталі 15. Вимоги по точності відповідають 14 квалітету.

У більшості випадків точність розмірів (квалітет 12) і шорсткість поверхонь, задана в кресленнях для механічної обробки, цілком досяжна і при холодному видавлюванні. У таких випадках припуски не призначаються. Для аналізу можливих варіантів деформування і можливого поєднання різних способів штампування складають діаграму маршрутних технологій. Всі варіанти отримання порожнистих деталей передбачають видавлювання вихідних суцільних заготовок.

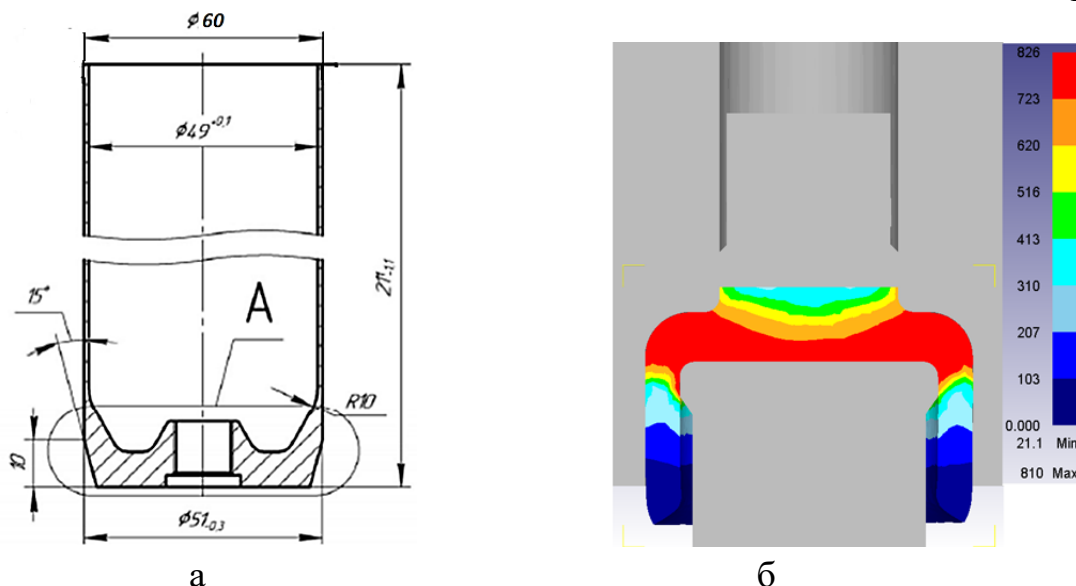


Рис. 5.14 – Деталь типу гільзи (а) та МСЕ-модель процесу послідовного радіально-прямого видавлювання (б)

Спосіб традиційного зворотного видавлювання порожнистих деталей типу гільзи або стакану вимагає підготовки відрізаною від прутка заготовки калібруванням і супроводжується значними питомими навантаженнями на інструмент [26, 30, 31, 188].

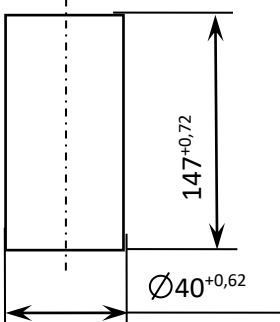
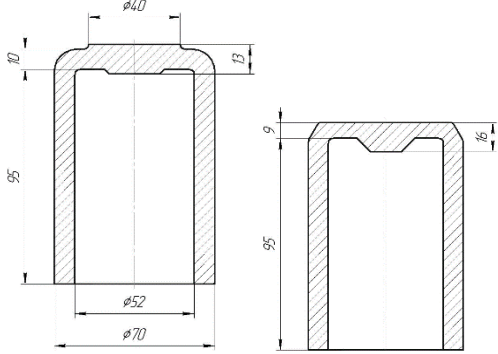
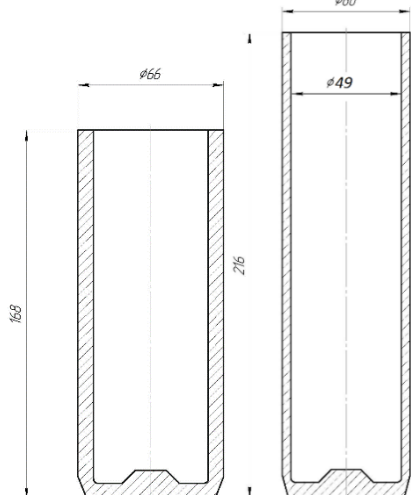
Для даної деталі був обраний варіант комбінованого радіально-прямого видавлювання і проведено економічне обґрунтування процесу холодного видавлювання порівнянням (за обсягом витрачається матеріалу для отримання готової деталі і вартості вихідної заготовки) базових варіантів технологічних процесів отримання деталей об'ємним штампуванням на пресах і механічною обробкою (табл. 5.1).

До переваг розробленої технології можна віднести: відсутність операції калібрування після відрізки заготовки та значно менші енергосилові параметри в процесі послідовного радіально-прямого видавлювання у порівнянні зі зворотнім видавлюванням (2,42 МН проти 4,63 МН).

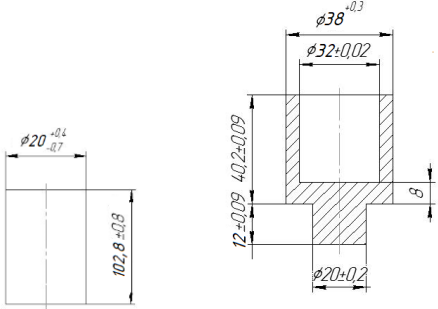
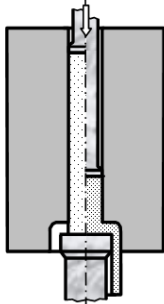
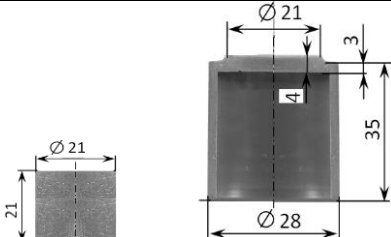
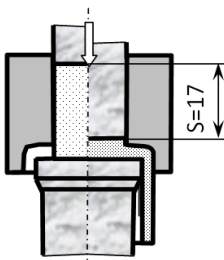
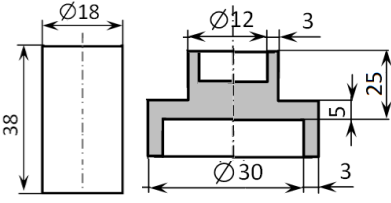
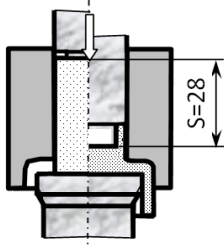
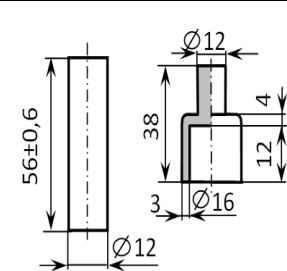
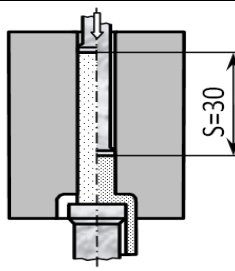
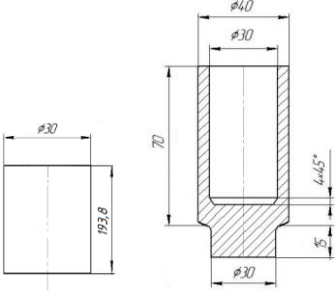
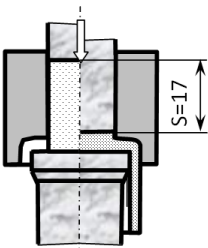
Після розділення прокату на заготовки і їх термічну обробку для очищення поверхні застосовується механічний метод обробки – галтувальний барабан. Заготовки для очищення від забруднень, а також для видалення задирки, піддають галтуванню з сирими опилками, злегка змоченими бензином і абразивною крихтою. Потім заготовки вивантажують на вібраційне сито і промивають в бензині. Далі здійснюється нанесення підмастильного шару [31].

Аналогічно розроблені і інші технології і штампи для деталей з номенклатури підприємств (табл. 5.2). За результатами теоретичних і

Таблиця 5.1 – Технологія виготовлення деталі «Гільза» за схемою радіально-прямого видавлювання

Операційний ескіз	Найменування операції
	<p>Матеріал заготовки: сталь 15. Відрізка зміщенням в відрізнаму штампі з диференційним затисненням. Обладнання: автоматичний комплекс для різки прутків силою 1600 кН. Сила різки 963 кН.</p>
Термообробка	Нагрів до 740 - 760 ⁰ С, витримка 3 години, охолодження разом з піччю
Підготовка поверхні заготовки	Фосфатування
Змащення	Нанесення змащення (розчин мила)
	<p>Послідовне комбіноване поперечно-пряме видавлювання. Сила 2,42 МН. Обладнання: чеканочний кривошипно-колінний прес К8336 силою 4,00 МН. Формування днища. Сила 0,93 МН. Обладнання: чеканочний кривошипно-колінний прес К8332 силою 1,60 МН.</p>
Термообробка	Нагрів до 740 - 760 ⁰ С, витримка 3 години, охолодження разом з піччю
Підготовка поверхні заготовки	Фосфатування
Змащення	Нанесення змащення (розчин мила)
	<p>Перша витяжка зі стоншенням. Сила 0,62 МН. Обладнання: прес для холодного видавлювання КБ0034 силою 2,50 МН. Друга витяжка зі стоншенням. Сила 0,42 МН. Обладнання: прес для холодного видавлювання КБ0034 силою 2,50 МН.</p>

Таблиця 5.2 – Технологічні процеси комбінованого видавлювання

	Ескіз заготовки (напівфабрикати, виробу)	Схема видавлювання
1	 <p>AMцМ</p>	
2	 <p>AMГ2</p>	
3	 <p>Л63</p>	
4	 <p>АД31</p>	
5	 <p>Л63</p>	

експериментальних досліджень процесу видавлювання порожнистих деталей з фланцем і по встановлених режимах видавлювання, розроблені методичні рекомендації, технології та штампи для видавлювання деталей з фланцем з номенклатури промислових підприємств.

Штампи для послідовного комбінованого поперечно-поздовжнього видавлювання містять такі ж робочі частини, що і звичайні штампи для поздовжнього видавлювання: пуансон, матрицю, вузли прямування, знімання і виштовхування, а також блок штампа, що включає взаємопов'язані напрямними вузлами опорні плити, до яких прикріплені опори і одержувачі змінного інструменту. Відмінність полягає в тому, що матриці виконані роз'ємними і штампи забезпечені вузлами затиску (замикання), призначеними для виконання нової функції затиску півматриць, що утворюють при змиканні приймальню поперечну порожнину [167, 171].

Основні обмеження у використанні штампів з роз'ємними матрицями пов'язані з труднощами одночасного забезпечення затиску півматриць і їх розкриття при зворотному ході повзуна преса. Тому крім відомих вимог до штампів (надійність, довговічність, простота налагодження, висока продуктивність), штампи з роз'ємними матрицями повинні забезпечувати щільне стиснення півматриць на всьому протязі деформування і швидке і вільне розмикання при зворотному ході [167–171].

Найпростіші компоновальні схеми містять підпружинену до рухомої частини штампа півматрицю, яка знаходиться в нерухомому стані в процесі видавлювання. Переваги штампів, в яких замикання поперечно-рознімної матриці здійснюється механічними вузлами (скобами, важелями і т.д.) складається в замиканні сил розкриття в штамповому блоці без їх передачі на повзун преса. Недолік - в труднощі налагодження і забезпечення швидкого розкриття матриць по завершенню видавлювання.

Для поперечно-прямого послідовного видавлювання штампи відрізняються більшою складністю, що обумовлено подовженням виготовлених деталей [89, 247, 248].

Штамп для комбінованого видавлювання (рис. 5.15) складається з верхньої 1 і нижньої 7 плит, які напрямляються за допомогою колонок і втулок. Контрпуансон 2 з матрицею 5, яка підпружинена, розміщені в рухомій верхній частині штампу. В нижньої частині штампа на плиті 7 встановлено контейнер 3 з порожниною для матриці і опорною втулкою 8. На плиті 7 закріплено пуансон 6 і товкачі 10, які взаємодіють з виштовхувачем преса. Заготовку укладають в торець пуансону 6 і фіксують кільцем. При опусканні верхньої плити 1, матриця 5 стикається з поверхнею втулки 8 і сумісно з

пуансоном 6 утворюють замкнену порожнину для видавлювання. За допомогою ригелів 4 матриця утримується в замкнутому стану в процесі деформування. При подальшому робочому ході преса, за рахунок переміщення і впливу контрпуансона 2, відбувається деформація заготовки.

Штамп для протягування гільзи 1 (рис. 5.16) складається з верхньої і нижньої плит, які направляються за допомогою стандартних пар колонок-втулок. Матриця 2 і бандаж 11 розміщені в контейнері, який встановлено на нижньої плиті штамп. Заготовку 1 укладають в матрицю 2. При опусканні верхньої плити, пуансон 3 товкає заготовку через матрицю і відбувається деформація заготовки з стоншенням стінки. При зворотному ході преса, підпружинений знімач 5 знімає деталь з пуансону і деталь видаляється через підштампову плиту.

Конструкція аналогічного штамп для послідовного видавлювання порожнистих деталей з матрицею, яка спирається на гідроподушку, наведено на рис. 5.17. Відмінність в тому, що ригеля для закриття матриці розташовані у верхньої частині штамп.

Розроблені технологічні рекомендації, процеси і креслення оснащення для видавлювання деталей пройшли для промислової апробацію. Ефективність нових технологій забезпечується за рахунок зниження матеріаломісткості і трудомісткості виробництва, розширення номенклатури деталей, підвищення якості деталей і надійності технологічного оснащення.

Спираючись на номенклатуру підприємств, для типових деталей представників (рис. 5.18) розроблено ресурсозберігаючі технології штампування, що передбачають використання мінімальної кількості технологічних переходів та штампового оснащення, отримання необхідної якості та точності виробів.

Для виготовлення деталі типу стакан з фланцем двостороннім видавлюванням (рис. 5.18, а) технологічний процес складається з наступних операцій (рис. 5.19): відрізка заготовки від прутка в штампі; калібрування; радіально-зворотне видавлювання; пробивка отвору в дні стакану.

Для реалізації запропонованих технологій розроблене штампове оснащення, що описується нижче. Основними елементами штамп (рис. 5.20) є опорна півматриця 2, що закріплена на нижній нерухомій плиті 8. Радіальна порожнина для формування фланцю деталі утворюється за рахунок проміжку між опорною півматрицею 2 та півматрицею 3. На верхній рухомій плиті 7 закріплений пуансонотримач, в якому розміщений швидкозмінний пуансон 4. На револьверному диску 5 закріплені півматриці 3 в кількості 6 штук і по черзі подаються пневмоприводом 6 на робочу позицію.

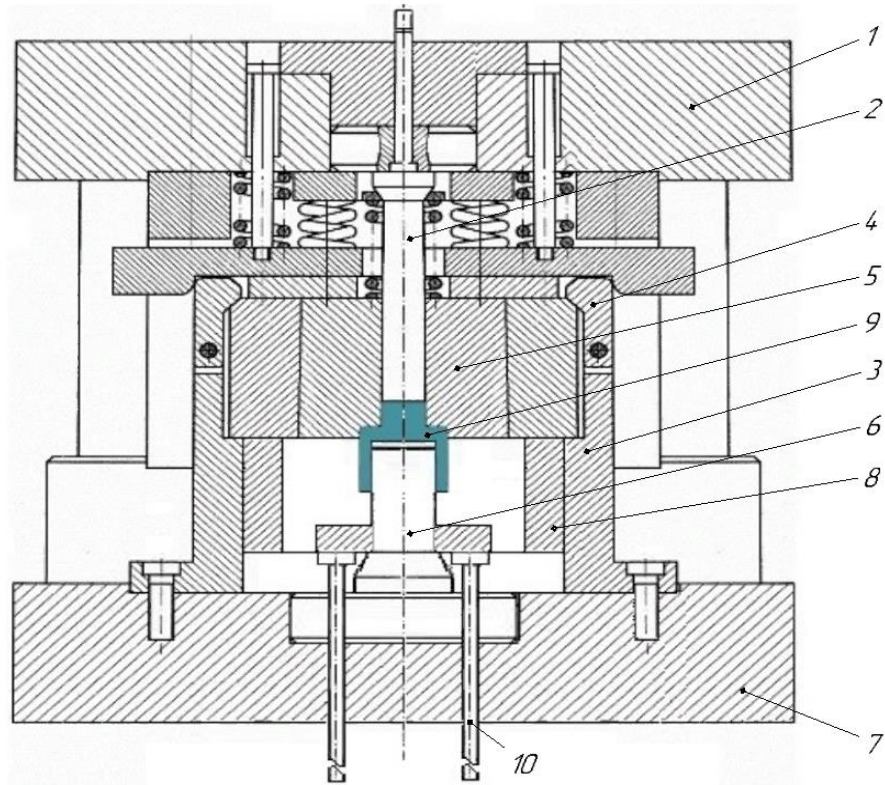


Рис. 5.15 – Штамп для комбінованого поперечно-прямого видавлювання деталей типу гільзи

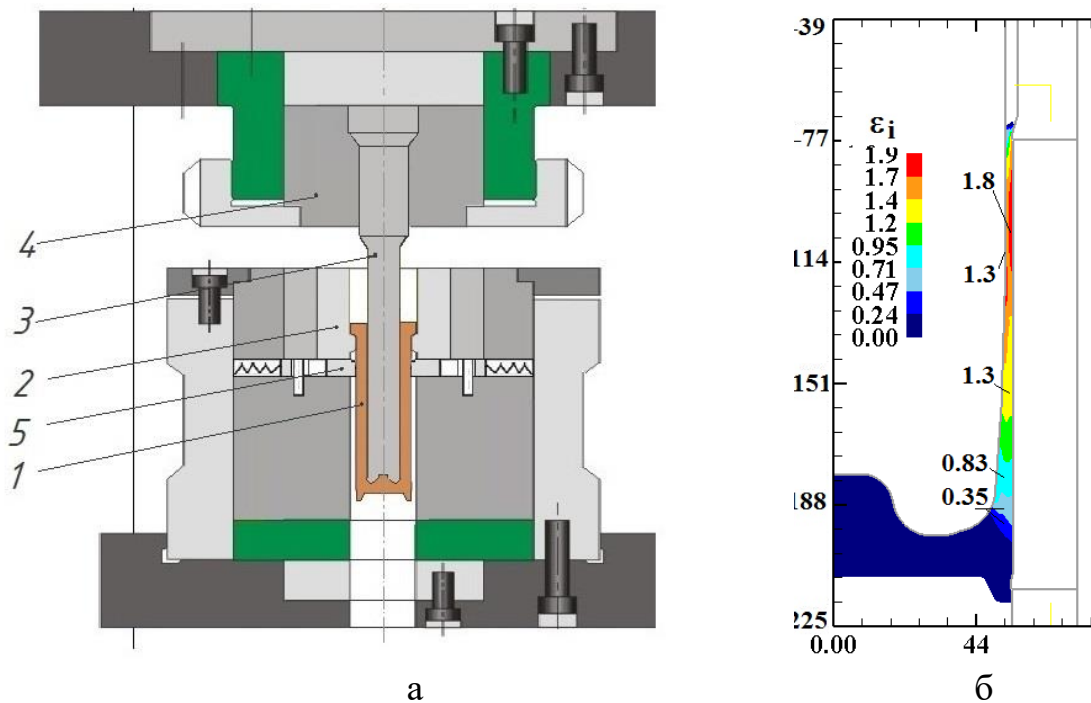


Рис. 5.16 – Штамп для протягування з потоншенням стінки гільзи (а) і поля деформацій при протягуванні (б)

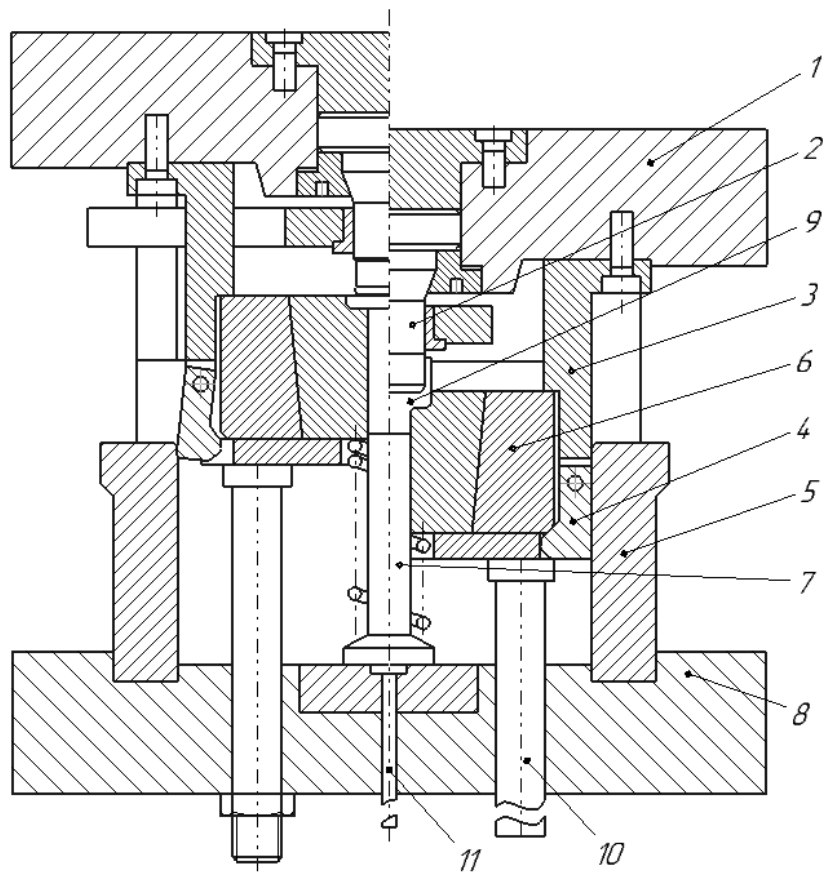


Рис. 5.17 – Штамп для послідовного комбінованого видавлювання з рухливою матрицею

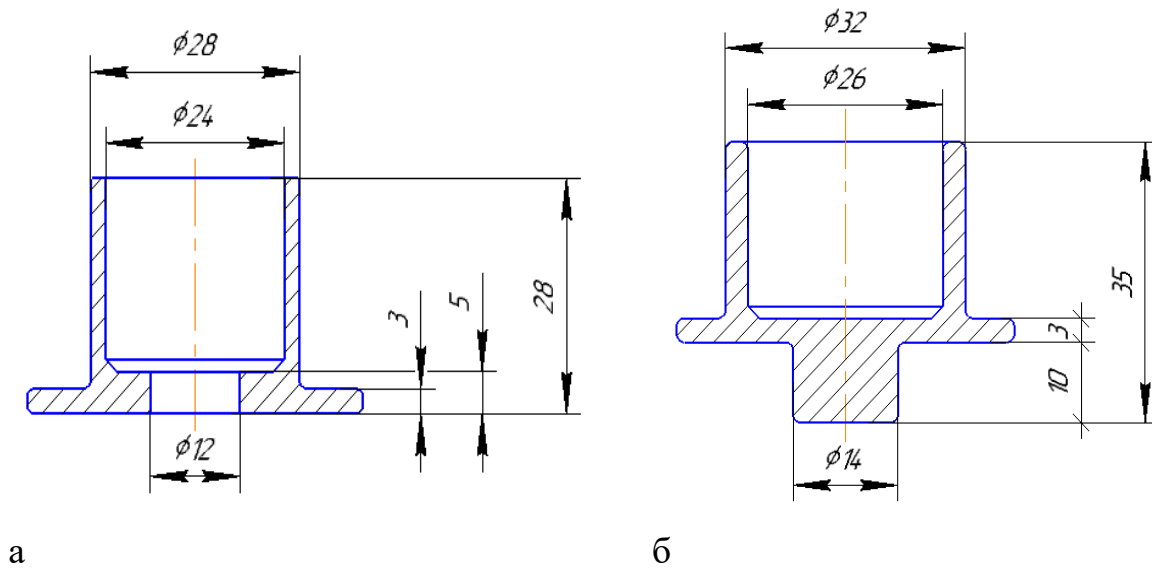


Рис. 5.18 – Деталі-представники, що отримані комбінованим дво- (а) та трестороннім (б) видавлюванням

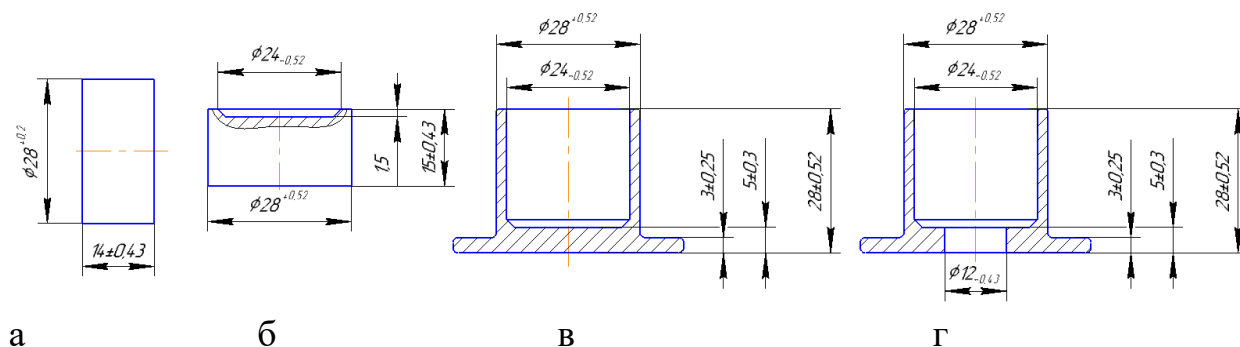


Рис. 5.19 – Ескізи технологічних переходів при штампуванні деталі типу стакан з фланцем: заготовка (а), калібрування (б) радіально-зворотнє видавлювання (в) та пробивка отвору (г)

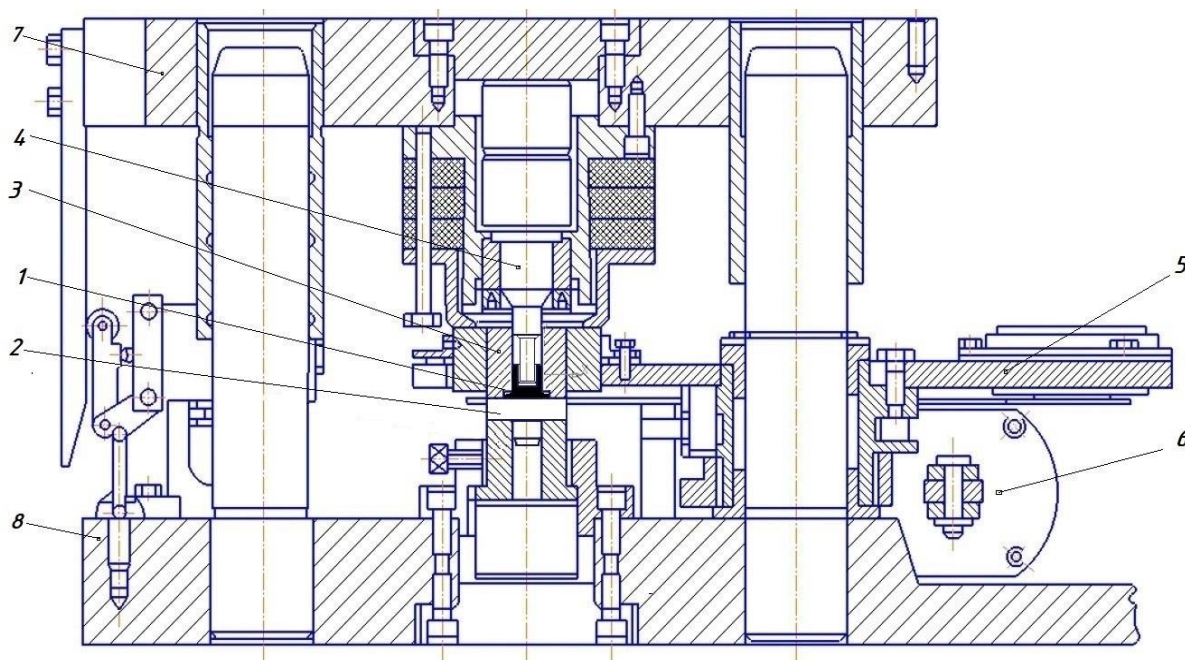


Рис. 5.20 – Штамп для виготовлення деталі типу стакан з фланцем з револьверною подачею

Штамп працює наступним чином. На позиції завантаження в півматрицю 3 завантажується підготовлена (відпалена та зі зміщенням) заготовка. При черговому ході вгору револьверний диск за допомогою пневмоприводу робить черговий поворот на 60° . Заготовка подається на центральну робочу позицію видавлювання. При переміщенні верхньої плити вниз півматриця 3 притискається до нижньої опорної півматриці 2 в такому стані, утворюючи тим самим робочу порожнину для радіальної течії металу. Пуансон входить в контакт із заготовкою і починається її деформування способом комбінованого видавлювання, тобто із витіканням металу в радіальному і зворотному напрямках. В кінці робочого ходу при підйомі рухомої частини вгору відбувається черговий поворот револьверного диска на

кут 60 градусів, півматриці з напівфабрикатом переноситься на позицію пробивки, а матриця з готовою деталлю переноситься на позицію розвантаження, де деталь проштовхується з вниз виштовхувачем, закріпленим в рухомій частині. Далі цикл триває.

Технологічний процес отримання деталі з фланцем та стрижнем (рис. 5.18, б) складається з таких переходів (рис. 5.21): відрізка заготовки від прутка в штампі; калібрування; комбіноване радіально-прямо-зворотне видавлювання. При виготовленні типової деталі з алюмінієвих сплавів, заготовка проходить аналогічну ТО, що описана вище. При виготовленні деталі з латуней, наприклад Л63, раціонально застосовувати для розміщення рекристалізаційний відпал при температурах 600 – 650 °С протягом 2 – 3 годин. Перед операцією видавлювання проводять пасивування з воском в маслі. Роблять це в такий спосіб. Попередньо очищену, відполіровану і знежирену деталь з латуні поміщають в розчин, приготований з 1 частини азотної і 1 частини сірчаної кислоти. Після цього деталь відразу ж на 10 – 15 хвилин поміщають в міцний розчин біхромату калію (хромпіка). Потім деталь промивають та сушать.

Однією з переваг виготовлення складнопрофільованих деталей в штампах є можливість застосування засобів автоматизації. Модернізація штампів в напрямку приєднання засобів автоматизації проводилась раніше для простої схеми радіального видавлювання [86, 192].

Для деталей, які виготовляються за схемою тристороннього видавлювання, розроблений штамп (рис. 5.22), в якому можна деформувати заготовки з латуней та алюмінієвих сплавів. Течія металу в трьох напрямках формується: зворотне видавлювання стрижня – за рахунок рухомого швидкозмінного пуансону 2; пряме видавлювання стакану – за рахунок протипуансону 5; радіальне видавлювання фланцю здійснюється в порожнину, що утворюється при замиканні півматриці 11 та бандажованої півматриці 3. Штамп працює наступним чином. У вихідному положенні заготовка встановлюється на протипуансон 5. При опусканні верхньої половини штампу замиканням півматриць 11 та 3 утворюється радіальна порожнина та починається тристороннє видавлювання. Обмеження течії в різних напрямках створюється основними деформуючими інструментами. При завершенні робочого ходу деталь виштовхується в робочий простір штампу за рахунок пружини.

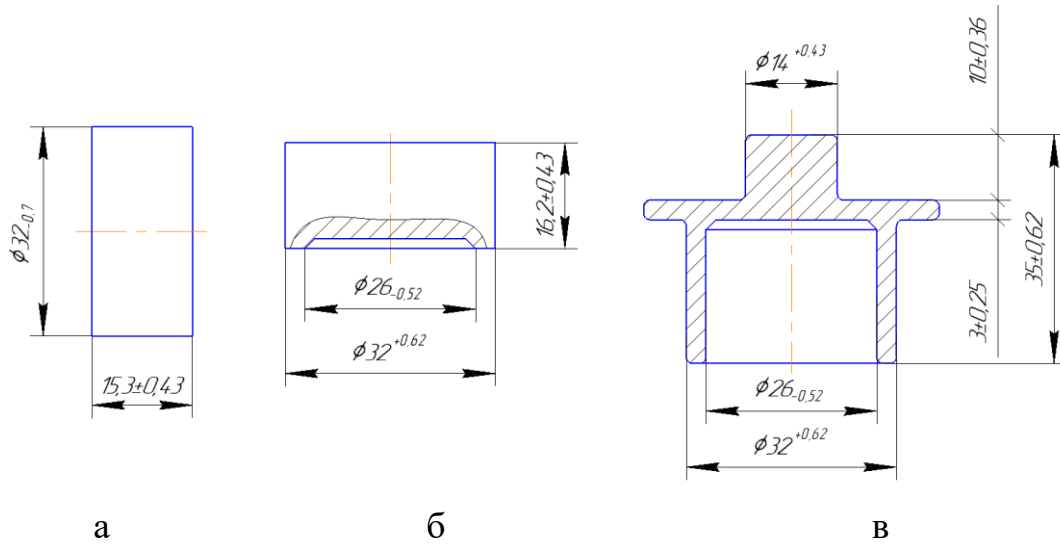


Рис. 5.21 – Ескізи технологічних переходів при штампування деталі типу стакан з фланцем: заготовка (а), калібрування (б) та тристороннє видавлювання (в)

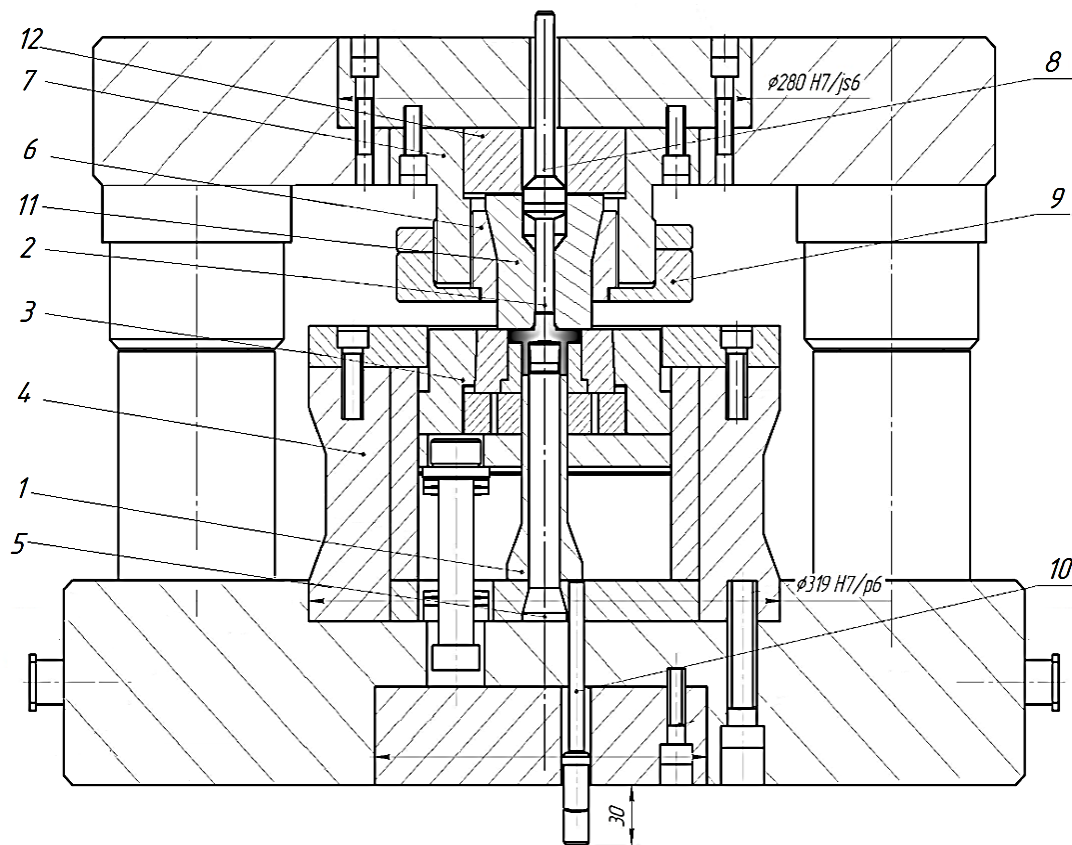


Рис. 5.22 – Штамп для тристороннього видавлювання

ЗАКЛЮЧЕННЯ

1. Процеси точного об'ємного штампування видавлюванням є сучасним рішенням в отриманні напівфабрикатів з формою, розмірами і якістю, які наближаються або відповідають готовим виробам, що значно зменшує або повністю виключає необхідність доопрацювання різанням.

Основними стримуючими факторами більш інтенсивного промислового впровадження процесів точного об'ємного штампування видавлюванням є необхідність у попередній оцінці можливостей даних процесів. Це стосується перш за все визначення оптимальних технологічних параметрів сталого протікання процесів формозмінення, прогнозування формоутворення деталі, визначення навантажень на деформувальний і формоутворювальний інструменти, оптимальної форми і стійкості інструменту та можливості прогнозування появи дефектів різного роду.

2. Існуючі теоретичні рішення щодо моделювання процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання мають обмежений характер та вимагають уточнень, що відповідає потребам виробництва у комплексі цілком визначених рекомендацій щодо визначення енергосилового режиму, оптимальної конфігурації інструменту та оцінки можливості дефектоутворення. Необхідним є розширення можливостей енергетичних методів, як ефективних теоретичних методів аналізу процесів точного об'ємного штампування видавлюванням.

3. Розширено базу уніфікованих кінематичних модулів із криволінійними межами та їх комплексів, що відображають характер зміни напрямку течії металу в осередку пластичної деформації. Розроблено осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль з нижньою прямолінійною похилою межею контакту заготовки та інструменту, трикутний прямолінійний модуль, а також трикутний криволінійний модуль із можливістю оптимізації приведеного тиску деформування за параметром, що визначає форму похилої межі.

4. Для подолання проблеми неможливості моделювання заокруглення на матриці в рамках відомого КМПШ для кінематичного трапецеїдального модуля було запропоновано використання наближених до чверті кола кривої із відхиленням за довжиною дуги та за площею криволінійної трапеції, що не перевищує 0,8 % за всіх геометричних співвідношень. Для спрощення потужності сил деформування всередині модулів рекомендовано використовувати верхню оцінку за Коші-Буняковським, що дозволило отримати величину приведеного тиску у аналітичному вигляді.

Обґрунтована нераціональність використання в осередку деформації комплексу із трапецеїдальним модулем з нульовою вертикальною

складовою, що невдалим вибором КМПШ всередині модуля, якому відповідає одномоментний перехід від прямого до радіального видавлювання.

5. Розроблено розрахункові схеми і моделі процесів радіально-прямого видавлювання стрижневих деталей і послідовного радіально-прямого видавлювання з роздачею порожнистих деталей, що містять трапецеїдальний кінематичний модуль. Це дозволило адекватно описати характер течії металу заготовки, знизити прогнозовані оцінки за приведеним тиском деформування до 50% по відношенню до раніше використаних розрахункових схем із прямокутних кінематичних модулів та отримати дані щодо приростів деталей, відхилення яких не перевищує 7–10 % від експериментально отриманих приростів розмірів деталі.

6. Розширено можливості використання кінематичних трапецеїдальних модулів з двома ступенями свободи течії металу за рахунок нових форм криволінійних похилих меж, що дозволить описати складну картину розділу течії металу всередині заготовки при моделюванні процесів радіально-зворотного видавлювання. Встановлено обмеження у вигляді конфігурації суміжних кінематичних модулів для осевого трапецеїдального кінематичного модуля з двома ступенями свободи течії металу, для яких є можливою оптимізація за кінематичним параметром у вигляді швидкості течії у вертикальному напрямку та неможливість такої оптимізації за наявності транзитного осередку деформації.

7. Розроблена розрахункова схема процесу осадження кільцевими плитами дозволяє досліджувати вплив конфігурації інструменту на силовий режим та особливості формоутворення деталей та вказує на можливість використання кута нахилу плити як ефективного фактору управління формоутворенням напівфабрикату.

8. Розроблені нові технологічні способи, маловідходна процеси та штампове оснащення для видавлювання пустотілих деталей і деталей з фланцем, що забезпечують розширення можливостей та підвищення якості деталей із зниженням матеріальних і енергетичних витрат та удосконалення методів проектування процесів точного об'ємного штампування видавлюванням із розширенням їх оперативності.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Унксов Е.П., Джонсон У., Колмогоров В.Л., Огородников В.А. и др. Теорияковки и штамповки. Под ред. Унксова Е.П., Овчинникова А.Г. Москва: Машиностроение. 1999. 598 с.
2. Овчинников А.Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах. Москва: Машиностроение. 1983. 200 с.
3. Степанский Л.Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением. Москва: Машиностроение. 1982. 217 с.
4. Джонсон В., Кудо Х. Механика процессов выдавливания металла. Москва: Металлургия. 1966. 317 с.
5. Алюшин Ю.А., Еленев С.А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов ОМД: Учебное пособие. Ростов на Дону : РИСХМ. 1987. 106 с.
6. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением. Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те. 1981. 248 с.
7. Шофман Л.А. Теория и расчеты процессов холодной штамповки. Москва: Машиностроение. 1964. 375 с.
8. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. Москва: Металлургия. 1986. 688 с.
9. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении. Киев: УМК ВО. 1989. 152 с.
10. Калпин Ю. Г., Перфилов В. И., Петров П. А., Рябов В. А., Филиппов Ю. К. Сопrotивление деформации и пластичность металлов при обработке давлением. Москва: Машиностроение. 2011. 244 с.
11. Грушко А. В. Карты материалов в холодной обработке давлением: монография. Винница: ВНТУ. 2015. 348 с.
12. Матвийчук В. А., Алиев И. С. Совершенствование процессов локальной ротационной обработки давлением на основе анализа деформируемости металлов: монография. Краматорск: ДГМА. 2009. 268 с.
13. Сопrotивление материалов пластическому деформированию в приложениях к процессам обработки металлов давлением. Под ред. д.т.н., проф. А.В. Лясникова. Санкт Петербург: Внешторгиздат. 1995. 527 с.
14. Дель Г. Д. Технологическая механика. Москва: Машиностроение. 1978. 174 с.
15. Ренне И. П. Экспериментальные методы исследования пластического формоизменения в процессах обработки металлов давлением с помощью делительной сетки. Тула. 1970. 147 с.

16. Макушок Е.М., Матусевич А.С., Северденко В.П., Сегал В.М. Теоретические основыковки и горячей объемной штамповки. Минск: Наука и техника, 1968. 408 с.

17. Воронцов А.Л. Теория и расчеты процессов ОМД: уч.пос.: в 2 т. Москва: МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2014. ISBN 978-5-70038-3916-4.

18. Дмитриев А. М., Воронцов А. Л. Технологияковки и объемной штамповки. Часть 1. Объемная штамповка выдавливанием: учебник для вузов. Москва: Машиностроение-1. 2005. 500 с.

19. Данченко В. М, Гринкевич В. О., Головки О. М. Теорія процесів обробки металів тиском. Дніпропетровськ : Пороги. 2008. 370 с.

20. Данилин Г. А., Огородников В. П. Теория и расчеты процессов комбинированного пластического формоизменения. Санкт-Петербург : БГТУ. 2004. 304 с.

21. Аксенов Л.Б. Системное проектирование процессов штамповки. Ленинград: Машиностроение. 1990. 240 с.

22. Neugebauer R. Umform- und Zerteiltechnik. Manuskript. Herausgeber: Prof. Chemnitz: Fraunhofer-institut IWU. 2005. 632 p.

23. Kudo H., Avitzur B., Yoshiki T. Cold forging of hollow cylindrical components having an intermediate flange. Ubet analysis and experiment. *CIRP Annalen*. 1980. 1, pp. 129-133.

24. Fereshteh-Saniee F., Daneshzad-Moghaddam B. A new CAD system for finisher die design of an axisymmetric forging component with arbitrary profile. *J. Mater. Process. Technol.* 2004. 6, pp. 157-163.

25. Евстратов В.А., Кузьменко В.И., Торяник В.В. и др. Методологическая база САПР переналаживаемых штампов для выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1992. 1. С. 10-11.

26. Евстратов В.А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов. Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те. 1987. 144 с.

27. Холодная объемная штамповка: Справочник. Под ред. Навроцкого Г.А. Москва: Машиностроение. 1973. 496 с.

28. Ковка и штамповка: Справочник в 4 т.; Под ред. Е.И. Семенова и др. - Москва: Машиностроение, 1987. Т.3: Холодная объемная штамповка; Под ред. Г.А. Навроцкого. 384 с.

29. Головин В.А., Евстратов В.А., Рудман Л.И. Холодная и полугорячая штамповка на прессах: методические рекомендации. Москва.: НИИМАШ. 1981. 73 с.

30. Авдеев В.М., Аксенов Л.Б., Алиев И.С. и др. Изготовление заготовок и деталей пластическим деформированием; под ред.

- К. Н. Богоявленского, В. В. Риса, А. М. Шелестеева. Ленинград : Политехника. 1991. 351 с.
31. Кузнецу-штамповщику: Справочное пособие. Под ред. Л.Н. Соколова. Донецк: Донбас. 1986. 144 с.
32. Артес А.Э. Холодная объемная штамповка в мелкосерийном и серийном производстве. Москва: НИИМАШ. 1982. 58 с.
33. Экономичные методы формообразования деталей. Под ред. К. Н. Богоявленского и В. В. Риса. Ленинград: ЛПИ. 1984. 144 с.
34. Алифанов А.В., Захаревич Л.В., Макушок Е.М., Оленин Л.Д. Технологические процессы пластического деформирования в машиностроении. Минск: Наука и техника. 1989. 208 с.
35. Liewald M., Felde A., Vökl R. und an. Stand der Forschung und Entwicklung im Bereich der Verfahren der Kaltmassivumformung in Europa. www.umformtechnik.net/binary.../2516505_001xx0411ut_ifu.pdf.
36. Алієв І.С. Методи пошуку нових технологічних способів видавлювання. Теорія та практика обробки матеріалів тиском. Колективна монографія. Запоріжжя: Мотор-Січ. 2016. С. 364–485. ISBN 978-966-2906-60-8.
37. Zhang S.H., Wang Z.R., Mater J. Some new features in the development of metal forming technology. *Process. Technol.* 2004. 1, pp 39-47.
38. Balendra R., Qin Y., Mater J. Research dedicated to the development of advanced metal-forming technologies. *Process. Technol.* 2004. 2, pp. 144-152.
39. Liewald M., Felde A. Die Produktanforderungen bestimmen die zukünftigen kompetenzen in der massivumformung–ein situations. Bericht des Instituts für Umformtechnik. *Internationale Konferenz: Neuere Entwicklungen in der Massivumformung*. 17–18.05.2011. Fellbach, pp. 207–244.
40. Артес А.Э. Групповое производство деталей холодной объемной штамповкой. Москва: Машиностроение. 1991. 92 с.
41. Евстифеев В.В., Артес А.Э. Классификация технологических процессов холодной объемной штамповки. Вопросы групповой технологии. Москва: Машиностроение. 1987. 80 с.
42. Ремпис М. Технологические процессы и автоматизированные комплексы для полугорячей штамповки фирмы Schuler (Германия). Москва: МДНТП. 1990. 30 с.
43. Алиева Л. И., Жбанков Я. Г. Перспективы развития процессов точной объемной штамповки. *Вісник ДДМА : зб. наук. праць*. Краматорськ : ДДМА. 2008. 1 (11). С. 13–19.
44. Басалаев Э. П., Басалаев Д. Э. Проблемы интенсификации процессов холодной обработки металлов давлением. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2000. 9. С. 20–23.

45. Субич В. Н., Демин В. А., Шестаков Н.А., Власов А.В. Штамповка с кручением: монография. Москва : МГИУ. 2008. 389 с.
46. Казаченок В.И. Штамповка с жидкостным трением. Москва: Машиностроение. 1978. 77 с.
47. Яковлев С. П., Чудин В. Н., Яковлев С. С., Соболев Я. А. Изотермическое деформирование высокопрочных анизотропных металлов. Тула: Машиностроение–1. 2003. 427 с.
48. Строганов Г. Б., Кайбышев О. А., Фаткуллин О. Х. Сверхпластичность при обработке материалов давлением. Москва: МААТИ–РГТУ. 2000. 93 с.
49. Thixoforming. Semi–solid Metal Processing. Edited by Gerhard Hirt and Reiner Kopp. Wiley–VCH Verlag GmbH. 2009. 474 p. Online ISBN 9783527623969.
50. Спусканюк В. З. Развитие теории и методов гидроэкструзии. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* Краматорськ: ДДМА. 2002. С. 206–215.
51. Агеев Н.П. Технологические возможности процессов объемной штамповки обкатыванием на сферодвижном прессователе. Предельные деформации. *Металлообработка*. 2002. 1. С. 25-31.
52. Басалаев Э.П., Басалаев Д.Э., Краснов К.В. Эффект восстановления (возврата) пластических свойств металла при знакопеременном деформировании. *Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением. Сб. научн. тр.* Тула: ТулГУ. 2000. С. 185-196.
53. Валиев Р.З., Александров И.В. Парадокс интенсивной пластической деформации металлов. *Доклады РАН*. 2001. 1. С. 34-37.
54. Сегал В.М., Резников В.И., Дробышевский А.Е., Копылов В.И. Пластическая обработка металлов простым сдвигом. *Металлы*. 1981. 1. С. 115–123.
55. Рябичева Л.А. Смоляк В.В. Моделирование и экспериментальное исследование РКУ-прессования порошковых пористых заготовок. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2011. 1 (26). С. 41–45.
56. Шibaков В.Г., Гончаров С.Н., Шibaков Р.В. Интенсивное пластическое деформирование выдавливанием. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2004. 3. С. 31-33.
57. Бейгельзимер Я. Е., Варюхин В. Н., Орлов Д. В., Сынков С. Г. Винтовая экструзия – процесс накопления деформаций. Донецк : Фирма ТЕАН. 2003. 87 с.

58. Карнаух С.Г. Совершенствование безотходных способов разделения сортового проката и оборудования для получения заготовок высокого качества: монография. Краматорск: ДГМА. 2010. 196 с.

59. Столяров И. И., Ромашкин В. А., Суслов А. А., Михаленко Ф. П. Холодная листовая и объемная штамповка в ОАО «Заволжский моторный завод». *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2000. 12. С. 11–15.

60. Гафуров Р. М., Михаленко Ф. П. Прогрессивные технологии холодной объемной штамповки в ОАО «ГАЗ». *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2000. 4. С. 14–18.

61. Бирбраер Р. А., И. Ф. Брыкин, Е. Ю. Горбунов Повышение эффективности производства на примере изготовления заготовок корпусов автомобильных свечей. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2004. 6. С. 17–19.

62. Соловцов С.С. Безотходная разрезка сортового проката в штампах. Москва : Машиностроение. 1985. 176 с.

63. Тюленев Д.Г., Шолом В.Ю., Пузырьков Д.Ф. Новые смазочные материалы для холодной объемной штамповки. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2003. 9. С. 6.

64. Hafis S. M., Ridzuan M. J. M., Farahana R. N., Amran Ayob, Syahrullail S. Paraffinic mineral oil lubrication for cold forward extrusion: Effect of lubricant quantity and friction. *Tribology International* 60. 2013, pp. 111–115.

65. Кухарь В. В. Профилирование заготовок продольным изгибом под объемную штамповку поковок с изогнутой осью : монография. Мариуполь : ПГТУ. 2016. 181 с.

66. Yamin Hu, Zhouyi Lai, Yucheng Zhang. The study of cup–rod combined extrusion processes of magnesium alloy (AZ61A). *Journal of Materials Processing Technology*. 2007, pp. 649–652.

67. Janssen S. Napf-Ruckwartsflie pressen von Magnesiumknetlegierungen. *Maschinenmark*. 2000. 23, pp. 30–32.

68. Газизов Б. Я., Трусов В. А. Технологические возможности термофрикционной формовки стержневых заготовок. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1981. 7. С. 8–10.

69. Михаленко Ф.П., Шнейберг А.М., Кошелев О.С. и др. Экспериментальное исследование деформированного состояния при комбинированном обратном выдавливании стаканов. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2003. 3. С. 3–8.

70. Логинов Ю.Н. Вращение матрицы как способ расширения возможностей процесса прессования. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2009. 7. С. 22–26.

71. Радченко С.Ю. Основные технологические процессы валковой штамповки. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2003. 4. С. 18–30.

72. Алиев И.С., Еремин В.П. Интенсификация технологических процессов выдавливания полых деталей. *Совершенствование процессов и машин ОМД*. Киев: УМК ВО. 1988. С. 9-18.

73. Гусинский В.И. О возможностях процессов холодного прессования. *Разработка и исследование технологических процессов ОМД*. Москва : Машиностроение. 1968. С. 45–56.

74. Гусинский В.И., Мулин В.П., Новиков В.В. Влияние скорости деформирования на усилие холодного обратного выдавливания. В кн. *Совершенствование процессов и оборудования для холодного деформирования*. Воронеж: ЭНИКМАШ. 1978. С. 19-23.

75. Кузнецов Д.П., Савушкин Е.Т. Напряженно-деформированное состояние заготовки при холодном поперечном выдавливании. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1974. 3. С. 5-8.

76. Пасько А. Н. Холодная объемная штамповка осесимметричных заготовок: монография. Тула: Изд-во ТулГУ. 2004. 252 с.

77. Алиев И.С. Технологические процессы холодного поперечного выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1988. 6. С. 1-4.

78. Алиева Л. И., Алиев И. С., Картамышев Д. А., Донченко Е. И., Чучин О. В. Изготовление сложнопрофилированных деталей в процессе радиально-прямого выдавливания. *Обработка материалов давлением*. Краматорск : ДГМА. 2018. 2 (47). С. 83–89.

79. Розов Ю. Г. Технологии изготовления прецизионных трубчатых изделий холодным пластическим деформированием : монография. Херсон: Изд-во ХНТУ. 2013. 336 с.

80. Евстратов В. А., Матвиенко А. В., Крахт В. Б. и др. Выдавливание тонкостенных деталей с резьбовыми поверхностями. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2001. 5. С. 20–22.

81. Артес А.Э. Технологические процессы изготовления поковок из трубных заготовок. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2003. 11. С. 25-31.

82. Дмитриев А.М., Коробова Н.В. Изготовление поковок деталей из легированных сталей холодной штамповкой выдавливанием. *Заготовительные производства в машиностроении*. 2016. 2. С. 12–16.

83. Рудович А.О., Клушин В.А. и др. Ресурсосберегающие технологии на КИЗ «СИТОМО». *Материалы конференции «Прогрессивные технологии обработки материалов давлением», в двух частях. Часть 1.* Москва: УП «Технопринт». 2004. С. 153–160.

84. Zadshakoyan M., Jafarzadeh H., Abdi E. Sobbouhi. Injection forging of splines using numerical and experimental study. *World Academy of Science, Engineering and Technology.* 2009. 52, pp. 410–415.

85. Митькин А.Н., Быков И.А., Митькин Ю.А. Разработка и внедрение процессов холодной объёмной штамповки в автомобилестроении (К 30-летию лаборатории холодной объёмной штамповки НПО «НИИАвтопром»). *Кузнечно-штамповочное производство.* 1991. 1. С. 12–14.

86. Kondo K. Divided flow method. *60 Excellent Inventions in Metal Forming. Springer-Verlag. Berlin-Heidelberg.* 2015, pp. 301–305. ISBN 978–3–662–46311–6.

87. Qin Y., Balendra R. An approach for the forming of large-thickness-flange components by injection forging. *Journal of Materials Processing Technology.* 145. 2004, pp. 153–162.

88. Алиев И.С. Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство.* 1990. 2. С. 7–10.

89. Алиева Л. И. Совершенствование процессов комбинированного выдавливания: монография. Краматорск: ООО «Тираж–51». 2018. 352 с. ISBN 978-966-379-846-2.

90. Дмитриев А.М., Воронцов А.Л. Выдавливание полых изделий с раздочей заготовки в движущейся матрице. *Вестник машиностроения.* 2004. 10. С. 55–61.

91. Shan Debin, Yi Xu, Yan Lu. Three-dimensional rigid-plastic finite-element analysis of the isothermal precision forging of a cylindrical housing. *Journal of Materials Processing Technology.* 2000. 102, pp. 188-192

92. Mletzko Ch., Liewald M., Felde A., Schiemann T. Napf-Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen zur Reduzierung der Stempelkraft. *Schmiede JOURNAL.* 2012. September, pp. 30–33.

93. Алиева Л. И., Жбанков Я. Г., Мартынов С. В., Мороз Б. С. Комбинированное выдавливание полых деталей с фланцем. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* Краматорськ : ДДМА. 2007. С. 231–236.

94. А.с. 1026923. СССР. В21 К 21/08; В21 К 23/04. Способ изготовления изделий типа стаканов с наружными боковыми выступами. Алиев И. С., Богоявленский К. Н. 1983.

95. Алиева Л.И. Технологические возможности процессов комбинированного радиально-продольного выдавливания. *Технологические системы*. 2017. 1 (78). С. 31–40. URL: http://technological-systems.com/images/journal/2017/files/ts78_4.pdf

96. Кузнецов А.В., Протопопов О.В., Блудов В.А., Коноплин А.А. Горячая штамповка стальных поковок в разъемных матрицах. Москва : НИИМАШ. 1968. 80 с.

97. 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. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8754-6>

98. Savarabadi M. Faraji G., Zalnezhad E. Hydrostatic tube cyclic expansion extrusion (HTCEE) as a new severe plastic deformation method for producing long nanostructured tubes. *Journal of Alloys and Compounds*. 2019. 785, pp. 163–168. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2019.01.149>

99. Shatermashhadi V., Sanei M. Development of a novel method for the backward extrusion. *Materials and Design*. 2014. 62, pp. 361–366. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2014.05.022>

100. Волков С.М., Буркин С.П. Исследование возможностей процесса прессования с использованием конических игл-оправок. *Технологии и машины обработки давлением. Труды 33–го Уральского семинара*. Екатеринбург: Уральское отделение РАН. 2–3. С. 45–50.

101. Murata M., Kuboki T., Kobayashi M., Yamazaki H. Influence of billet material of extruded circular tube with spiral projections on inside wall. *Proceedings of the Int. Conf. on Metal Forming “Metal Forming 2012” 16-19.09.2012, AGH. Krakow*, pp. 463–466.

102. Aliieva L., Zhabankov Y. Radial-direct extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 11, pp. 175–183.

103. Калюжний В.Л. Математичне моделювання процесу холодного видавлювання з протитиском стаканів методом скінчених елементів. *Наукові вісті НТУ України «КПІ»*. 2001. 4. С. 88–93.

104. Hayashi K., Osakada K. Extrusion of Scroll against counter pressure. *60 Excellent Inventions in Metal Forming*. Springer–Verlag. Berlin–Heidelberg. 2015, pp. 330–335. ISBN 978–3–662–46311–6.

105. 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. DOI: <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2015.3051>

106. Noh J.H., Hwang B.B. Influence of punch geometry on surface deformation and tribological conditions in backward extrusion. *J. of Mechanical Science & Technology*. 2018. 32(1), pp. 323-331.

DOI: <https://doi.org/10.1007/s12206-017-1232-8>

107. Tae-Wan Ku. A Combined cold extrusion for a drive shaft: a parametric study on tool geometry. *Materials*. 2020. 13, pp. 2244.

DOI: <https://doi.org/10.3390/ma13102244>

108. Бильчук М.В. Разработка и исследование закрытой объемной штамповки поковок сложной формы. *Кузнечно-штамповочное производство*. 2010. 6. С. 9-13.

109. Ryu C.H., Joun M.S. Finite element simulation of the cold forging process having a floating die. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011. 12, pp. 121-126.

110. Petrov P., Perfilov V., Stebunov S. Prevention of lap formation in near net shape isothermal forging technology of part of irregular shape made of aluminium alloy A92618. *Journal of Materials Processing Technology*. 2006. 177, pp. 218-223

111. Пат. 138662 Україна, МПК В21 К 21/00. Спосіб комбінованого видавлювання порожнистих деталей. Алієва Л.І., Алієв І.С, Грудкіна Н.С., Левченко В.М., Малій Х.В. Заявлено 06.05.2019. 2019. 23.

112. Алиева Л.И., Чучин О.В., Гнездилов П.В. Способы снижения сил деформирования при холодном выдавливании. *Вісник ХНТУ*. Херсон. 2016. 1(56). С. 18–25.

113. Картамышев Д.А., Алиева Л.И., Жбанков Я.Г., Малий К.В. Особенности формообразования сложнопрофилированных полых деталей в процессе последовательного радиально-прямого выдавливания. *Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020»*. Херсон: ХНТУ. 2020. 6. С. 116–120.

114. Басюк С.Т. Изготовление поковок сложных форм в штампах с разъемными матрицами. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1973. 7. С. 8–11.

115. Алиева Л.И., Борисов Р.С. Холодное выдавливание деталей с фланцами и отрезками. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2003. С. 262-267

116. А.с. 275691 СССР, МКИ В21 к 5/12. Способы изготовления изделий с боковыми выступами. Алиев И.С., Грачев И.А., Азадов Ф.Э., Зиновьев П.А. Заявлено 04.11.88.1991. 40.

117. Paltasingh U.C, Sahoo S.K., Dash P.R., Nayak K.C. Simulation and experimental studies for lateral extrusion of square and pentagonal head from round Shaft. *International Journal of Research in Engineering and Technology*. 2013. 2(7), pp.56-62

118. Rudolf S. Hollow lateral extrusion of tubular billets – a newly developed cold forging process. DOI: http://www.umformtechnik.net/binary_data/154121_hollow_lateral_extrusion_stuttgart_rudolf_ifu_stuttgart.pdf

119. Эдуардов М.С. Штамповка в закрытых штампах. Москва: Машиностроение. 1971. 230 с.

120. Milutinovich M., Vilotich D., Movrin D. Precision forging– tool concept and process design. *Journal for Technology of Plasticity*. 2008. 33, pp 73-88.

121. Moriguchi I. Cold forging of gears and other complex shapes. *Journal of Materials Processing Technology*. 1992. 35, pp. 450-439.

122. Monaghan J. An investigation of plane-strain lateral extrusion to form components having staggered branches. *Journal of Materials Processing Technology*. 1998. 77, pp. 305–313.

123. Abhari Payman, Aliiev I. Finite Element Simulation of Flashless Radial Extrusion Process. *Journal of Mechanical and Civil Engineering*. 2017. 14 (4), pp.79-83.

124. Алиев И.С., Жукова О.А., Абхари П.Б. Кинематические варианты бокового выдавливания деталей с отрезками. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали X Міжнародної науково-технічної конференції*. Краматорськ: ДДМА. 2012. С. 9.

125. Унксов Е.П. Инженерная теория пластичности. Москва: МАШГИЗ. 1959. 328 с.

126. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. Москва: Машиностроение. 1977. 424 с.

127. Alexander I., Lengyel V. On the cold extrusion of flanges against high hydrostatic pressure. *J. Inst. Metals*. 1964-1965. 93. 5, pp. 137-145.

128. Гарновский И.Я. Теория обработки металлов давлением. Москва: Металлургиздат. 1963. 672 с.

129. Шестаков Н.А. Энергетические методы расчёта процессов обработки металлов давлением: учебное пособие. Москва: МГИУ. 1998. 125 с.

130. 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.

131. Барыкин В.И., Нестеров В.С. Точная штамповка выдавливанием и плоские щели разъемных матриц. *Сб. Общие вопросы технологии и конструирования*. 1977. С 40-41.

132. Алиев И.С. Верхняя оценка усилий деформирования при поперечном выдавливании. *Обработка металлов давлением*. Ростов-на-Дону: РИСХМ. 1978. С. 123–134.

133. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhibankov I. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry: Scientific and Technical Journal*. 2011. 3.-7, pp. 17–22.

134. Алиева Л. И. Моделирование процесса комбинированного выдавливания фланцев на полых деталях. *Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування»*. 2016. 1(76). С. 20–30.

135. Алиев И. С., Солодун Е. М., Носаков А. А. Моделирование процессов комбинированного выдавливания. *Nowe technologie i osiagniecia w metalurgii i inzynierii materialowej*. Czestochowa: Seria Metalurgia. 2001. 2, pp. 195–200.

136. Чудаков П.Д., Кузнецов А.В. Усилие горячего выдавливания в боковые каналы. *Кузнечно-штамповое производство*. 1971. 3. С.3-6.

137. Жвик И.М., Покрас И.Б. Усилие формоизменения при боковом выдавливании в щель. *Исследование процессов ОМД*. Ижевск: Удмуртия. 1969. 3. С.36-40.

138. Кондратенко В.Г., Блинов М.В. Технологические процессы изготовления поковок с фланцами на прессах для штамповки в разъемных матрицах. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1985. 4. С. 11-13.

139. Чудаков П.Д., Гусинский В.И. Пластическое течение не упрочняющегося материала при выдавливании конических утолщений. *Прогрессивные технологические процессы ОМД. ЭНИКМАШ*. Москва: Машиностроение. 1971. 24. С.69-78

140. Барков В.С., Подрабинник Л.И. Силовые параметры штамповки выдавливанием в разъемных матрицах поковок с фланцем. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1979. 12. С. 1–3.

141. Farhoumand A., Ebrahimi R. Analysis of forward-backward-radial extrusion process. *Materials and Design*. 2009. 30, pp. 2152–2157.

142. Tierman P., Hillery M. T., Draganescu B., Gheorghe M. Modelling of cold extrusion with experimental verification. *J. Mater. Process. Technol.* 2005. 168. 2, pp. 360–366.

143. Beong Du Ko, Kim Dong Joon, Lee Soo Hyung, Hwang Boeng Bok. The influence of die geometry on the radial extrusion processes. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001. 113, pp. 109–114.

144. 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.

145. Алиев И.С., Носаков А.А., Махмудов К.Д. Метод кинематических модулей для анализа процессов точной объемной штамповки. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр.* Краматорськ: ДДМА. 2001. С. 142-146. Yang

146. Aliyeva L.I., Gumenuk U.I., Usmanov D.V. Predictions of deviations of the shape of details at cold extrusion. *VI Miedz. konf. Naukowa. Nowe technologie i osiagniecia w metargii i inzenierii materialowej*. Czenstchowa. 2005, pp. 383-391.

147. Алиева Л.И. Управление формообразованием деталей с фланцем при холодном выдавливании. *Вісник НТУ «ХПИ»*. Харьков. 2016. 30 (1202). С. 13–20.

148. Алиев И. С., Крюгер К. Прогнозирование дефектообразования при выдавливании. *Теория, технология оборудования и автоматизация обработки металлов давлением и резанием: сб. науч. тр.* Тула. 1999. 1. С. 287–291.

149. Farhoumand A., Ebrahimi R. Experimental investigation and numerical simulation of plastic flow behavior during forward-backward-radial extrusion process. *Progress in Natural Science: Materials International*. 2016. 26. (6), pp. 650–656. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.pnsc.2016.12.005>.

150. Noh J., Hwang B.B., Le H.Y. Influence of punch face angle and reduction on flow mode in backward and combined radial backward extrusion process. *Metals and Materials International*. 2015. 21. (6), pp. 1091–1100. Doi: 10.1007/s12540-015-5276-y

151. 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.

152. Калюжный А.В., Алиева Л.И., Таган Л.В. Силовые режимы извлечения пуансонов из деталей после холодного обратного выдавливания и прямого выдавливания с раздачей. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2016. 2 (43). С. 67–76.

153. Рожков С.И., Кирсанов К.А. Об одно- и двустороннем выдавливании заготовок корпусов энергетической арматуры. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1974. 6. С. 5-7.

154. Кроха В.А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации: Справочник. Москва: Машиностроение. 1980. 157 с.

155. Биба Н.В., Стебунов С.А. Применение программы QFORM 2D/3D для разработки малоотходной технологии штамповки. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Пластична деформація металів*. Дніпропетровськ: Системні технології. 2002. 5. С. 221-226.

156. Матвеев С.А., Мамутов В.С., Иванов К.М. Возможности конечно-элементного анализа при решении технологических задач обработки металлов давлением. *Металлообработка*. 2003. 1. С. 23–28.

157. Степанский Л.Г. Об опытной проверке результатов компьютерного моделирования процессов пластического деформирования. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2001. 6. С. 36–40.

158. 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. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11015-017-0501-1>.

159. Леванов А.Н., Колмогоров В.Л., Буркин С.П. и др. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением. Москва: Металлургия, 1976. 416 с.

160. Алиев И. С., Крюгер К. Методы и устройства для исследования контактного пластического трения при объемном пластическом деформировании. *Кузнечно-штамповочное производство. ОМД*. 2008. 1. С. 3–10.

161. Martín F., Martín M.J., Sevilla L., Sebastián M.A. The Ring Compression Test: Analysis of dimensions and canonical geometry. *The Manufacturing Engineering Society International Conference, MESIC 2015. Procedia Engineering*. 2015. 132, pp. 326 – 333. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.12.502>

162. Zhang Q., Arentoft M., Bruschi, S., Dubar L., Felder E. Measurement of friction in a cold extrusion operation: Study by numerical simulation of four friction tests. *International Journal of Material Forming*. 2008. 1, pp. 1267–1270. DOI: <https://doi.org/10.1007/s12289-008-0133-x>

163. Алиева Л.И., Лобанов А.И. Исследование контактного трения в процессе холодного выдавливания. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали III Міжн. наук.-техн. конф.* Краматорськ. 2005. С. 99–101.

164. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. Киев: Вища школа. 1983. 175 с.
165. Огородников В.А, Деревенько И.А, Алиева Л.И. Ресурс пластичности металлов при холодном объемном формоизменении : монография. Винница: ООО «Меркьюри–Подолье». 2016. 176 с. ISBN 978–966–2696–69–1.
166. Сивак Р. І., Огородніков В. А. Холодне комбіноване видавлювання: монографія. Вінниця: ВНТУ. 2011. 180 с.
167. 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.
168. Алієва Л.І., Таган Л.В. Ресурсозберігаючі процеси холодного видавлювання: посібник для студентів спеціальностей 131-«Прикладна механіка», 136- «Металургія». Краматорськ: ДДМА. 2020. 180 с. ISBN 978-966-379-927-8.
169. Алиева Л. И. Проектирование процессов холодного выдавливания деталей с фланцами. *Научный вестник ДГМА*. Краматорск. 2016. 3(21Е). С. 19.
URL:[http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963\(21%D0%95\)_2016/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963(21%D0%95)_2016/article/5.pdf)
170. Смуров А.М. Из опыта разработки, освоения и внедрения штампов с разъемной матрицей для металлоэкономной штамповки. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1992. 6. С. 5-8.
171. 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.
172. А.С. 662223 СССР, МКИ В21 J5/00. Способ выдавливания металлических изделий. Алиев И.С. Заявл.12.04.74.1979.18.
173. А.с. 550214 СССР, МКИ В21 J 13/02. Штамп для выдавливания. Алиев И.С. Заявлено 10.11.75.1977. 10.
174. Пат. 108586. Україна, В21 J 13/02. Пристрій для видавлювання порожнистих виробів з фасонною зовнішньою поверхнею. Алієва Л.І. Заявлено 04.01.2016.2016.14.
175. Ishihara Y., Osakada K. Enclosed die forging using die set. *60 Excellent Inventions in Metal Forming*. Berlin–Heidelberg: Springer–Verlag. 2015, pp. 307–312. ISBN 978–3–662–46311–6.
176. Дмитриев А.М., Овчинников А.Г., Пахомов Е.В. Кузнечно-штамповочный автомат для бокового выдавливания. *Машины и технология ОМД*. Москва: МВТУ. 1976. 229. С.19–25.

177. Алиева Л.И., Малий К.В., Таган Л.В. Совершенствование процессов холодного выдавливания полых деталей: монография. Краматорск: ООО «Тираж-51». 2020. 255 с. ISBN 978-966-379-960-5.

178. Aliieva L., Grudkina N., Zhbakov I. Analysis of billet deformation during the combined radial backward extrusion. *New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering*. Czestochowa : Quick-druk. 2012, pp. 389–396.

179. Алиева Л. И., Мартынов С. В., Грудкина Н. С., Мясущкин Е. А. Возникновение утяжин при прямом выдавливании на оправке. *I научно-техническая конференция «Энергомашспецсталь – 2007»*. Краматорск : ПАО «Энергомашспецсталь». 2007. С. 33–35.

180. Алієва Л. І., Алієв І. С., Грудкіна Н. С., Малій Х. В. Моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем. *Обработка материалов давлением*. 2019. 1 (48). С. 23–34.

181. Чудаков П. Д. Верхняя оценка мощности пластической деформации с использованием минимизирующей функции. *Известия вузов. Машиностроение*. 1992. 9. С. 13–15.

182. Чудаков П. Д. О вычислении мощности пластической деформации. *Известия вузов. Машиностроение*. 1979. № 7. С. 146–148.

183. Алиева Л. И., Грудкина Н. С. Исследование процесса комбинированного радиально- обратного выдавливания деталей с фланцем с разьединенным очагом деформации. *Вестник КГИУ*. Республ. науч. журнал. Темиртау. 2014. № 1 (4). С. 19–24.

184. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Marchenko I., et al. Predicting the shape formation of hollow parts with a flange in the process of combined radial-reverse extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 4/(106), pp. 55–62. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.203988>

185. Алієва Л.І., Левченко В.М., Картамишев Д.О., Таган Л.В. Аналіз процесів поперечно-поздовжнього видавлювання методом кінематичних модулів. *Матеріали VII міжнародної науково-практичної конференції "Сучасні технології промислового комплексу – 2021"*, випуск 7. Херсон: ХНТУ. 2021. С. 37–39.

186. Ebrahimi R., Reihanian M., Moshksar M.M. An analytical approach for radial-forward extrusion process. *Materials and Design*. 2008. 29, pp. 1694–1700.

187. Hrudkina N. S., Aliieva L. I. Modeling of cold extrusion processes using kinematic trapezoidal modules. *FME Transactions*. 2020. 48. 2, pp. 357–363. doi:10.5937/fme2002357H

188. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P., Kuznetsov M., Shevtsov S. Derivation of engineering formulas in order to calculate energy-power

parameters and a shape change in a semi-finished product in the process of combined extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. 2. 7 (98), pp. 49–57. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.160585>

189. Грудкіна Н. С. Оцінка формоутворення порожнистих деталей з фланцем у процесі радіально-зворотного видавлювання енергетичним методом. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2019. 2 (49). С. 41–46. DOI: 10.37142/2076-2151/2019-2(49)41

190. Hrudkina N.S. Process modeling of sequential radial-direct extrusion using curved triangular kinematic module. *FME Transactions*. 2021. 49. 1, pp. 56-63. doi:10.5937/fme2101056H

191. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Kartamyshev D., Shevtsov S., Kuznetsov M. Modeling the process of radial-direct extrusion with expansion using a triangular kinematic module. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 3/1 (105), pp. 17–22. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.203989>

192. Грудкіна Н. С. Особливості моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання із використанням трикутних кінематичних модулів. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. 2020. 2 (121). С. 116–121. DOI: 10.30929/1995-0519.2020.2.110-115

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

194. Алієв І.С., Левченко В.М., Алієва Л.І., Картамишев Д.О. Вплив геометрії трикутного кінематичного модуля з криволінійною стороною на питомий тиск. *Матеріали МНТК «Перспективи розвитку машинобудування та транспорту» 13.05.2021*. Вінниця : ВНТУ. 2021. С. 86–88. <https://conferences.vntu.edu.ua/index.php/prmt/pmrt2021/schedConf/presentations>

195. Грудкіна Н. С. Математичне моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання з використанням трапецеїдальних кінематичних модулів. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. 2020. 4 (123). С. 78–83. DOI: 10.30929/1995-0519.2020.4.78-83

196. Грудкіна Н.С., Алієва Л.І. Моделювання процесів комбінованого видавлювання із використанням трапецеїдальних криволінійних кінематичних модулів. *Вісник ХНТУ*. Херсон. 2020. 1(72). 1. С. 35–42. DOI: <https://doi.org/10.35546/kntu2078-4481.2020.1.1.3>

197. Грудкіна Н. С. Аналіз вбудовуваності осьового трапецеїдального кінематичного модуля з нижньою похилою межею в розрахункові схеми моделювання процесів поздовжньо-поперечного

видавлювання. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. 2020. 2 (1356). С. 7–12. ISSN 2519-2671.

198. Грудкіна Н.С. Моделювання процесів холодного видавлювання енергетичним методом із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020»*. Херсон: ХНТУ. 2020. С. 97–100.

199. Грудкіна Н., Марков О. Математичне моделювання процесів холодного видавлювання зі складною конфігурацією інструменту. *Технічні науки та технології*. 2020. 3 (21). С. 89–97. DOI: 10.25140/2411-5363-2020-3(21)-89-97

200. Грудкіна Н.С., Алієв І.С., Левченко В.М., Малій Х.В. Розвиток енергетичного методу балансу потужностей на основі розширення бази кінематичних модулів складної конфігурації. *Математичне моделювання*. Каменське: ДДТУ. 2021. 2. С. 11–21.

201. Грудкіна Н. С. Верхня оцінка приведенного тиску деформування осьового трапецеїдального кінематичного модуля з нижньою похилою межею. *Вісник ДДМА*. 2019. 3 (47). С. 21–27.

202. Грудкіна Н. С. Математичне моделювання процесів холодного видавлювання із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Обработка материалов давлением*. 2020. 1 (50). С. 45–49.

203. Алиева Л.И., Левченко В.М., Картамишев Д.О., Малій Х.В. Розробка та використання кінематичних модулів для моделювання процесів поперечно-прямого видавлювання. *Вісник ХНТУ*. Херсон. 2021. 4. С. 23–31.

204. Aliieva L.I., Markov O.E., Aliiev I.S., Hrudkina N.S., Levchenko V.N., Malii Kh.V. Analysis of power parameters of combined three-direction deformation of parts with flange. *FME Transactions*. 2021. 49. 2, pp. 344-355. doi: 10.5937/fme2102344A

205. Грудкіна Н. С., Алієв І. С., Алієва Л. І., Таган Л. В. Використання кінематичних параметрів для оптимізації силових характеристик процесів комбінованого суміщеного видавлювання. *Матеріали Міжнародної науково-технічної конференції «Університетська наука-2020»* 20–21 травня 2020 року. Маріуполь : ПДГУ. 2020. С. 85–87.

206. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Marchenko I., Shapoval A., Abhari P., Kordenko M. Predicting the shape formation of hollow parts with a flange in the process of combined radial-reverse extrusion. *Eastern-European*

Journal of Enterprise Technologies, 2020. 106. 4/1, pp. 55-62.
<https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.203988>

207. Алиева Л. И., Грудкина Н.С., Крюгер К. Моделирование процесса радиально-обратного выдавливания полых деталей. *Mechanics and Advanced Technologies*. 2017. 1 (79). С. 91–99. DOI: <http://dx.doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.95873>

208. Грудкіна Н. С. Пошук прийомів спрощення попередньої оцінки формозмінення напівфабрикату у процесах комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії. *Матеріали Міжнародної науково-технічної конференції «Університетська наука-2019»* 16–17 травня 2019 року. Маріуполь: ПДТУ. 2019. 1. С. 61–62.

209. Грудкіна Н.С. Оцінка силового режиму у процесах холодного видавлювання із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Матеріали XI Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвяченої 90-річчю кафедри ОМТ*. Київ. 2020. С. 416–419.

210. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P., Markov O., Sukhovirska L. Investigating the process of shrinkage depression formation at the combined radial-backward extrusion of parts with a flange. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. 5/1 (101), pp. 49–57. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.179232>

211. Алиева Л.И., Жбанков Я.Г., Грудкина Н.С., Абхари П.Б. Дефектообразование в процессах холодного выдавливания. Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. *Матеріали VII Міжнародної науково-технічної конференції*. Київ–Херсон, 2016. С. 148–152.

212. Vlasenko K., Hrudkina N., Reutova I., Chumak O. Development of calculation schemes for the combined extrusion to predict the shape formation of axisymmetric parts with a flange. *Eastern European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 3/1 (93), pp. 51–59. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.131766>

213. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Malii K., Sukhovirska L., Kuznetsov M. Predicting the shape formation of parts with a flange and an axial protrusion in the process of combined aligned radial-direct extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 5/1 (107), pp. 110–117. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.212018>

214. Левченко В.М., Алієв І.С., Суховірська Л.С. Моделювання процесів видавлювання з розділеним осередком деформації. *Університетська наука – 2020 : Міжнародна науково-технічна конференція*

конференция : тезисы докладов : в 4 т. Т. 1 : факультеты : металлургический, энергетический ГВУЗ «ПГТУ». Мариуполь : ПГТУ, 2020. С. 80–81.

215. Алиева Л.И., Мартынов С.В., Грудкина Н.С., Комиренко А.Д. Технологическая деформируемость при штамповке стаканов с фланцем. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск: ДГМА. 2013. 1 (11Е). С. 20–24. URL:[http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961\(11%D0%95\)_2013/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961(11%D0%95)_2013/article/5.pdf)

216. 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.

217. Алиева Л. И., Картамышев Д. А., Грудкина Н. С., Чучин О. В. Технологические процессы изготовления полых деталей на основе способов комбинированного выдавливания. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2018. 1 (46). С. 22–28.

218. Алієв І.С., Картамишев Д.О., Малій Х.В., Таган Л.В. Комбіноване видавлювання порожнистих деталей з фланцем. *Матеріали МНТК «Перспективи розвитку машинобудування та транспорту»*. 13.05.2021. Вінниця: ВНТУ. 2021. С. 110–112.

<https://conferences.vntu.edu.ua/index.php/prmt/pmrt2021/schedConf/presentations>

219. 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.

220. Калюжный В.Л., Алиева Л.И., Куликов И.П. Сравнительный анализ процессов обратного и прямого выдавливания с раздечей изделий с полостью постоянного диаметра. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2013. 4(37). С. 87-92.

221. Aliiev I., Kaliuzhnyi V., Levchenko V., Aliieva L. et al. The Determination of deformation velocity effect on cold backward extrusion processes with expansion in the movable die of axisymmetric hollow: collective monograph “Mechatronics”. Vol. II. London: Taylor & Francis Group, CRC Press, Balkema book, 2021, pp. 81–100. ISBN: 978-1-032-10585-7. DOI: 10.1201/9781003225447

222. Алиева Л. И., Мартынов С. В., Грудкина Н. С. Напряженно-деформированное состояние при холодном выдавливании втулок с внутренним фланцем. *Кузнечно-штамповочное производство*. 2011. 9. С. 18–21.

223. Алиев И. С., Грудкина Н. С., Мартынов С. В. Определение сил раскрытия оправки при радиальном выдавливании внутренних фланцев.

Обработка материалов давлением. Краматорськ: ДДМА. 2009. 1 (20). С. 30-35.

224. Абхарі П.Б., Малій Х.В., Таган Л.В., Панібратченко Ю.А. Теоретичний аналіз процесу видавлювання порожнистих деталей. *Матеріали МНТК «Перспективи розвитку машинобудування та транспорту»*. 13.05.2021. Вінниця : ВНТУ. 2021. С. 135-136. <https://conferences.vntu.edu.ua/index.php/prmt/pmrt2021/schedConf/presentations>

225. Алиева Л. И., Грудкина Н. С. Особенности исследования процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания полых деталей с фланцем с разьединенным очагом деформации. *Тези доповідей V Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвяченої 115-річчю підготовки спеціалістів в області ОМТ*. Київ: НТТУ «КПІ». 19–23 травня 2014. С. 87–89.

226. Грудкіна Н. С. Моделювання процесів комбінованого радіально-прямого видавлювання складнопрофільованих порожнистих деталей із використанням методу кінематичних модулів. *Вісник КНУТД. Мехатронні системи. Енергоефективність та ресурсозбереження*. 3 (146). 2020. С. 69–78. <https://doi.org/DOI:10.30857/1813-6796.2020.3.6>

227. Гончарук К. В., Алиева Л. И., Грудкина Н. С., Таган Л. В., Шкира А. В. Анализ влияния формы инструмента на энергосиловые параметры при комбинированной осадке. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск. 2015. 3 (18Е). С. 70–79.

228. Гончарук К. В., Алиева Л. И., Грудкина Н. С., Таган Л. В., Шкира А. В. Анализ энергосиловых параметров процесса комбинированной осадки. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку*. Матеріали тринадцятої Міжнародної науково-технічної конференції 2–4 червня 2015 року. Краматорськ: ДДМА, 2015. С. 24–25.

229. Markov O.E., Aliiev I.S., Aliieva L.I., Hrudkina N.S. Computerized and physical modeling of upsetting operation by combined dies. *Journal of Chemical Technology and Metallurgy*. 2020. 55. 3, pp. 640–648.

230. Марков О.Е., Алиев И.С., Алиева Л.И., Грудкина Н.С. Компьютерное и физическое моделирование процесса осадки комбинированным инструментом. *Современные инновации в области науки, технологий и интеграции знаний: Сборник материалов юбилейной международной научно-практической конференции, посвященной 60-летию Рудненского индустриального института*. Рудный, Казахстан. 2019. С. 337–353. ISBN 978-601-7994-10-5.

231. Грудкина Н.С., Алиева Л.И., Малий К.В. Проектирование процессов холодного выдавливания на основе энергетических расчетных модулей. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2020. 1 (50). С. 67–76.

232. Алиева Л. И., Грудкина Н.С. Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода. *Вісник НТУ «ХПИ»*. Харків. 2015. 24 (1133). С. 21–32.

233. Алиев И.С., Лобанов А.И., Савченко О.К. Систематизация информации для разработки процессов выдавливания в разъемных матрицах. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні* : зб. наук. пр. Краматорськ. 2001. С. 194–198.

234. Алієв І.С., Левченко В.М., Корденко М.Ю., Таган Л.В. Бокове видавлювання складнопрофільованих деталей з відростками. *Матеріали XII Міжнародної науково-технічної конференції "Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти"*. Київ, 7 – 9 вересня 2021 р. – Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського. 2021. – С. 74–78.

235. Эйдлина Г.М., Милорадов К.А. Delphi: программирование в примерах и задачах. Практикум : учеб.пособие. Москва : РИОР : ИНФРА-М. 2017. 116 с.

236. Пат. 133899 Україна. МПК В21К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей. Алієва Л.І., Алієв І. С., Левченко В. М., Малий Х. В., Самоглядюв А. Д. u201811522; заявл. 23.11.2018; опубл. 25.04.2019. Бюл. 8.

237. Пат. 71184 А Україна. В21К 5/00, В21J 5/06. Спосіб видавлювання порожнистих виробів з фасонною зовнішньою поверхнею. Алієв І. С., Носаков О. А., Алієва Л. І., Косенко М. В. № 20031110738; заявл. 27.11.2003; опубл. 15.11.2004. Бюл. 11.

238. Пат. 117796 Україна. В21 К 21/00. Спосіб одержання порожнистих виробів з тонким дном. Алієва Л.І., Абхарі П., Гончарук Х.В., Таган Л.В. u201700272; заявл. 10.01.2017; опубл. 10.07.2017. Бюл. 13.

239. Пат. 122023 Україна. В21 К21/08. Спосіб отримання порожнистих виробів з фланцем. Абхарі П.Б., Алієва Л.І., Таган Л.В., Картамишев Д.О. u201706444; заявл. 23.06.2017; опубл. 26.12.2017. Бюл. 24.

240. Пат. 72113 А Україна. В 21 J 5/00. Спосіб одержання деталей з порожниною. Алієв І. С., Савчинський І. Г., Лобанов О. І., Алієва Л. І. № 20031211130; заявл. 08.12.2003; опубл. 17.01.2005. Бюл. 1.

241. Пат. 7430 Україна. В21К21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей. Алієва Л.І., Чучин О.В. u20041210328; заявл. 15.12.2004; опубл. 15.06.2005. Бюл. 6.

242. Пат. 137656 Україна. В21К 21/00, В21D 22/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей. Алієва Л.І.; Левченко В. М., Таган Л. В., Малій Х. В., Самоглядов А. Д. u201905742; заявл. 27.05.2019 ; опубл. 25.10.2019. Бюл. 20.

243. Пат. 141755 Україна. В21К 21/00. Спосіб видавлювання порожнистих деталей. Алієв І.С. Калюжний В.Л. Алієва Л.І. Левченко В.М. Малій Х.В. u201910279; заявл. 10.10.2019; опубл. 27.04.2020. Бюл. 8.

244. Пат. 141858 Україна. В21К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей типу гільз. Алієва Л.І., Калюжний В.Л., Корденко М.Ю., Кузенко О.А, Самоглядов А.Д. u201911074; заявл. 11.11.2019; опубл. 27.04.2020. Бюл. 8.

245. Пат. 107950 Україна. В21J 5/12, В21К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакану. Алієва Л.І., Гончарук Х.В., Шкіра О.В., Сивак Р.І. № u 2015 13100; заявл. 30.12.2015 ; опубл. 24.06.2016. Бюл. 12.

246. Карнаух С.Г., Алієв І.С., Матвійчук В.А., Таган Л.В. Розробка штампів з диференційним затиском для різання заготовок під точне штампування. *Техніка, Енергетика, Транспорт АПК. Engineering, energy, transport AIC*. 2021. 112. 4 / 2021. С. 61–68. DOI: 10.37128/2520-6168-2021-4-7

247. Алиева Л.И. Конструирование штампов для комбинированного выдавливания. *Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта. Матеріали XVI МНТК*. Одеса–Київ : НТУУ «КПІ». 2015. С. 77.

248. Алієв І. С., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. Штмп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали VIII Міжнародної науково-технічної конференції*. Краматорськ : ДДМА. 2010. С. 5.

249. Грудкіна Н.С., Алієва Л.І., Марков О.Є., Корденко М.Ю. Особливості проектування штампів для холодного видавлювання прецизійних деталей. *Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020»*. Херсон: ХНТУ. 2020. 6. С. 289–292.

250. Пат. 51884 Україна, В21J 13/02. Штмп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем. Алієва Л. І., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. u200913740; заявл. 28.12.2009; опубл. 10.08.2010. Бюл. 15.

Наукове видання

**АЛІЄВ Іграмотдін Серажутдінович
ГРУДКІНА Наталія Сергіївна
МАЛІЙ Христина Василівна
ТАГАН Любов Вікторівна**

**МОДЕЛЮВАННЯ ТА РОЗРОБКА ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО
ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ ВИДАВЛЮВАННЯМ**

Монографія
(Російською мовою)

Редагування

Ю. О. Іванова

Комп'ютерне верстання

М. О. Маркова

124/2012. Формат 60 x 84/16. Ум. друк. арк. 23,63.
Обл.-вид. арк. 12,44. Тираж 300 пр. Зам. № 50

Видавець

Донбаська державна машинобудівна академія
84313, м. Краматорськ, вул. Академічна, 72.

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК №1633 від 24.12.2003

Виготівник

ТОВ «Тіраж-51»

84313, м. Краматорськ, вул. О.Тихого, 10.

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК №4068 від 18.05.2011 р.